



**AVALIAÇÃO DO EFEITO DO *FRETTING* SOBRE
O COMPORTAMENTO A FADIGA DE FIOS FABRICADOS
COM A LIGA DE ALUMÍNIO AL 1350 H19**

JOSÉ ISRAEL MONROY DÍAZ

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

FACULDADE DE TECNOLOGIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**AVALIAÇÃO DO EFEITO DO *FRETTING* SOBRE
O COMPORTAMENTO A FADIGA DE FIOS FABRICADOS
COM A LIGA DE ALUMÍNIO AL 1350 H19**

JOSÉ ISRAEL MONROY DÍAZ

Orientador: PROF. DR. COSME ROBERTO MOREIRA DA SILVA, ENM/UNB

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**PUBLICAÇÃO PPGENM.DM - XXX/2018
BRASÍLIA-DF, 26 DE NOVEMBRO DE 2018.**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**AVALIAÇÃO DO EFEITO DO *FRETTING* SOBRE
O COMPORTAMENTO A FADIGA DE FIOS FABRICADOS
COM A LIGA DE ALUMÍNIO AL 1350 H19**

JOSÉ ISRAEL MONROY DÍAZ

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

APROVADA POR:

Prof. Dr. Cosme Roberto Moreira da Silva, ENM/UnB
Orientador

Prof. Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, ENM/UnB
Co-Orientador

Prof. Dr. José Alexander Araújo, ENM/UnB
Examinador interno

Prof. Dr. Edson Paulo da Silva, ENM/UnB
Examinador externo

BRASÍLIA, 26 DE NOVEMBRO DE 2018.

FICHA CATALOGRÁFICA

JOSÉ ISRAEL MONROY DÍAZ

AVALIAÇÃO DO EFEITO DO *FRETTING* SOBRE O COMPORTAMENTO A FADIGA DE FIOS FABRICADOS COM A LIGA DE ALUMÍNIO AL 1350 H19

2018xv, 110p., 201x297 mm

(ENM/FT/UnB, Mestre, Engenharia Mecânica, 2018)

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília

Faculdade de Tecnologia - Departamento de Engenharia Mecânica

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

JOSÉ ISRAEL MONROY DÍAZ (2018) AVALIAÇÃO DO EFEITO DO *FRETTING* SOBRE O COMPORTAMENTO A FADIGA DE FIOS FABRICADOS COM A LIGA DE ALUMÍNIO AL 1350 H19. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Publicação xxx/2018, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 110p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: JOSÉ ISRAEL MONROY DÍAZ

TÍTULO: AVALIAÇÃO DO EFEITO DO *FRETTING* SOBRE O COMPORTAMENTO A FADIGA DE FIOS FABRICADOS COM A LIGA DE ALUMÍNIO AL 1350 H19.

GRAU: Mestre ANO: 2018

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 se reserva a outros direitos de publicação e nenhuma parte desta dissertação de Mestrado pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

JOSÉ ISRAEL MONROY DÍAZ

Agradecimentos

Depois de completar uma etapa de aprendizagem e de conhecer pessoas que me ajudaram de diversas formas, se faz meritório considerar que está escrita é um trabalho cooperativo, pois sem o apoio, inspiração e ajuda de outras pessoas, esta dissertação não teria sucesso. Me faz presente uma grande melancolia de esquecer algumas pessoas, a elas minhas sinceras desculpas. São especiais os agradecimentos a minha família que representa o que eu sou e que forneceu a força fundamental para que eu concluísse mais uma etapa. Agradeço a minha mãe uma valente mulher que me ensinou a amar e aproveitar cada momento da vida, a meu pai por suas constantes lições de vida e seu inabalável valor pela educação, a meus irmãos por todo o suporte e bons sorrisos que me deram em todos os momentos da minha vida.

Gostaria de agradecer ao Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior-CAPES, pelo fomento de bolsas de pesquisa, da qual fui beneficiário, que me permitiu cursar uma pós-graduação. Aproveito para agradecer ao Departamento de Engenharia mecânica da Universidade de Brasília e ao grupo de pesquisa Grupo de fadiga, fratura e materiais-GFFM, ao qual estou vinculado, aos professores, pela excelente formação que me proporcionaram. Aos professores Prof. Dr. Cosme Roberto, Prof. Dr. Jorge Ferreira e Prof. Dr. José Alexander por todo apoio fornecido durante a realização desse trabalho, pelos ensinamentos transmitidos e pela infinita paciência em tirar minhas dúvidas referentes ao tema de fadiga por fretting.

Ao meu amigo Jesús Mauricio por toda sua ajuda, orientação e bons conselhos, sem a qual este trabalho não poderia ter sido realizado. Agradeço também aos amigos: Barbara, Thomas, Vitor, Marcus, Remy, Pedro, Rafael, Andre, Cainã, Gabriel e Rodrigo pelos bons momentos que passamos no laboratório.

Eu quero agradecer a meus grandes amigos Bruno Avelar e Lud Lopes, também seus familiares por acolher-me como parte da família e ser meu apoio em Brasília, agradeço por todos os momentos maravilhosos que compartilhei com vocês. Obrigado por me permitir conhece-los e saber que são pessoa maravilhosas.

Agradeço a Jefferson, Dyone e sus familiares por todos os momentos bonitos compartilhados.

Meu mais sincero agradecimento a Carolina e Beatriz por suas inumeráveis horas de companhia, as continuas conversas sobre os mais variados temas e aulas de Amor, respeito e

igualdade, de vocês aprendi lições que vão perdurar ao longo da minha vida.

Agradeço a Daniel M., Mayna, Daniel, Joaquin, Nicole, Andrea e Viviane, pessoas de diferentes cursos, nacionalidades e classes sociais que contribuíram não somente com minha visão do mundo, mas principalmente com meu desenvolvimento pessoal.

Este corto texto es mi forma de dedicar el contenido de este trabajo a mi padre que desde donde se encuentre está muy feliz por la familia que construyó. A través de sus enseñanzas y vivencias, hoy puedo permitirme decir que siempre estará a nuestro lado. Gracias a ese gran hombre que con orgullo puedo llamar de Papá.

A mi mamá que admiro, respeto y amo. Una mujer con una gran fortaleza mental decidida, valiente, audaz, que nada la detiene, dispuesta a afrontar las dificultades, capaz de grandes tareas y con una voluntad de servicio, que me enseñó a ser humilde, a valorar el lado positivo de todas las situaciones de la vida y amar cada momento especial que la vida nos brinda.

Resumo

O fenômeno de *fretting* ocorre em máquinas e componentes estruturais onde elementos em contato mútuo estão sujeitos a movimentos repetitivos. A fadiga por *fretting* ocorre na interface de duas juntas mecânicas em contato, submetidos a deslocamentos relativos entre as superfícies ao longo das zonas de contato, e está relacionado à ocorrência simultânea de desgaste, corrosão e dano por fadiga. O processo de fadiga provocado pela excitação eólica é um dos principais causadores de falhas em cabos condutores aéreos utilizados em linhas de transmissão de energia. Essa excitação provoca um movimento de flexão alternada do cabo que pode levar ao deslizamento dos fios do cabo entre si e posteriormente a falha do cabo condutor. Apesar das recentes investigações sobre as variáveis que influenciam o fenômeno de *fretting*, ainda existem incertezas no processo de degradação do cabo, principalmente no regime de escorregamento parcial, onde a zona de contato é mais complexa em comparação com o regime de escorregamento total.

Este trabalho é de natureza experimental e visa apresentar uma contribuição sobre o estudo do fenômeno de *fretting* no comportamento a fadiga de fios fabricados com a liga Al 1350-H19 do cabo condutor CAA 397.5 IBIS. Para esse fim, um novo dispositivo, capaz de reproduzir o fenômeno de contato fio – fio foi utilizado, e mostrou-se eficaz na realização dos ensaios, permitindo que as cargas de contato fossem controladas e medidas. Para a determinação do efeito de *fretting* na vida em fadiga dos fios, compararam-se as marcas de falha que aparecem no cabo condutor e as feitas no dispositivo. Realizou-se em seguida a análise do comportamento do tamanho da área da marca e da pressão nominal com referência à força normal de contato. Construiu-se a partir daí as curvas de S-N variando-se a força de contato de 75[N] a 1000[N] e obtendo-se a força tangencial por duas configurações: através da carga remota de fadiga e através do controle da carga mínima na máquina servo-hidráulica de ensaios. A frequência dos ensaios foi mantida a 10 Hz. Os fios foram testados com uma relação de carregamento de $R = 0,1$ e a duração do teste foi de 8×10^6 ciclos. Todos os testes foram realizados no regime de adesão-escorregamento que ocorre na zona de contato plasticamente deformada. Não foi permitido nenhum deslizamento global. Conjuntamente realizou-se a simulação via MEF para obter o campo de tensão ao redor da marca de *fretting*. O exame das marcas de fricção na superfície de contato foi realizado por microscopia óptica e microscopia eletrônica de varredura. Os resultados mostram como pressão nominal de contato tem dois comportamentos com relação a força normal aplicada. Inicialmente o valor da pressão aumenta rapidamente até alcançar o valor máximo. No entanto, ao continuar

aumentando a força normal, a pressão começa a diminuir, visto que a relação polinomial da área faz que o tamanho da mesma aumente significativamente. O tamanho das marcas não tem uma relação evidente com a tensão média remota de fadiga. O comportamento da vida em fadiga é inversamente proporcional com relação a pressão normal. Para aumentos na pressão de contato, ocorreu a diminuição da vida do material estudado. A análise fractográfica ilustrara sítios de nucleação de trincas localizadas na região de contato, as quais formaram três frentes de propagação. A primeira acontece na borda da zona de contato, a segunda acontece entre a zona de adesão e a zona de escorregamento e a terceira aparece no centro da superfície de contato. Todas as fraturas por fadiga em diferentes regimes de *fretting* podem ser divididas em três regiões: região de origem da falha que acontece na zona de contato, região de propagação de trinca e região de quebra final.

Comparado com os resultados dos testes do cabo condutores, infere-se que as características de atrito obtido no teste de fio único, tais como tamanho da zona de contato, fenômenos de delaminação, nucleação de trincas, modos de propagação e ordem de grandeza do número de ciclos para nucleação de trincas, são análogos. Parece assim possível usar um teste tão simples para entender e possivelmente prever o comportamento de fadiga de *fretting* do condutor. Essa capacidade de previsão seria de grande valor prático, pois o teste de condutores de tamanho real é mais complexo e oneroso.

Abstract

The phenomenon of fretting occurs in machine and structural components where elements are in mutual contact and subjected to alternative movements. The fretting fatigue occurs at the interface of two mechanical components joint in contact, subjected to relative displacements between them throughout the contact zones, and it related to the simultaneous occurrence of wear, corrosion and fatigue damage. The process of fatigue caused by wind excitation is one of the main causes of fatigue failures in conductors used for power transmission lines. This excitation causes an alternating bending movement of the cable, which can lead to the sliding of the cable wires between each other and subsequently to the failure by fatigue. The recent research on the variables influencing the fretting phenomenon shows that there are still uncertainties in the fatigue process of conductor, mainly in the partial slip regime, where the contact zone is more complex compared to the gross slip regime.

This experimental work aims to present a contribution on the phenomenon study of fretting fatigue behavior of wire made of the Al 1350-H19. These aluminum wires were taken from the IBIS which is an ACSR 397.5 MCM conductor. To this end, a new equipment capable to reproduce the wire - wire contact phenomenon was used, and proved to be effective in performing the tests as it allows the measurement and the control of the contact loads. In order to determine the fretting effect on the fatigue life of the wires, the comparison was done between the failure marks appeared on the conductor and those made on the wire using the new equipment. Analyses in term of the mark surface and using contact normal force, the nominal pressure was determined. Thereafter, the S-N curves were constructed by varying the contact force from 75 [N] to 1000 [N] and obtaining the tangential force by two configurations: through the fatigue remote load and by controlling the minimum load on the servo- hydraulic machine. During the fretting fatigue test the frequency and the loading ratio were kept constant, respectively 10 Hz and -0.1, and the run out was 8×10^6 . All tests were performed in the stick-slip regime that occurs in the zone area of plastically deformed contact and the overall total slip was not permitted. Simultaneously, the FEM simulation was performed to obtain the stress field around the fretting mark. At this end, the examination of the fretting marks on the contact surface and around the cross section was performed by light microscopy and scanning electron microscopy.

The results show that the nominal contact pressure has two behaviors with respect to

the applied normal force. Initially, the pressure value increases rapidly until reaching the maximum value, meanwhile the normal force continues to increase, the pressure begins to decrease. These behaviors could be explained by the fact that the variation of mark surface was not linear. It was also shown that the size of the marks does not have an evident relation with the bulk load. Additionally, it was observed that the fatigue life behavior is inversely proportional to the nominal pressure as by increasing the contact pressure the fatigue life decreases, vice versa, for the studied material. Finally, the fractographic analysis illustrates that the cracks nucleated in the contact region, which was classified in three propagation regions, the first occurs at the edge of the contact zone, the second occurs between the stick zone and the slip zone and the third appears in the center of the contact surface.

SUMÁRIO

RESUMO	IV
ABSTRACT	VI
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 CONTEXTO DO DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO	1
1.2 APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA MECÂNICO	2
1.3 OBJETIVO DO TRABALHO	3
1.3.1 OBJETIVO PRINCIPAL	3
1.3.2 OBJETIVO SECUNDÁRIOS	3
1.4 O ESTADO DO ARTE.....	4
1.5 DESCRIÇÃO DA ESTRUTURA DO TRABALHO	5
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	7
2.1 FADIGA	7
2.1.1 EFEITO FÍSICO DA FALHA POR FADIGA	8
2.1.2 DEFINIÇÃO E CONCEITOS	12
2.1.3 CURVAS $S - N$	14
2.2 FADIGA POR <i>fretting</i>	20
2.2.1 INTRODUÇÃO	20
2.2.2 COMPORTAMENTO TRIBOLÓGICO DO CONTATO	20
2.2.3 PARÂMETROS DE FADIGA POR <i>fretting</i>	21
2.2.4 MECANISMO DE <i>fretting</i>	22
2.2.5 CONTATO HERTZIANO	27
3 CONTATO ELÍPTICO HERTZIANO	37
3.1 DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO CONTATO ELÍPTICO	37
3.2 MAPEAMENTO DO CAMPO DE TENSÃO ENTRE CILINDROS CRUZADOS POR SEUS EIXOS.....	39
3.2.1 DISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES AO LONGO DA SUPERFÍCIE DO CONTATO .	41
3.2.2 DISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES AO LONGO DO INTERIOR DO CONTATO ...	42
4 METODOLOGIA	45

4.1	CORPOS DE PROVA	45
4.2	DISPOSITIVO DE <i>fretting</i>	47
4.2.1	CONTROLE DE DADOS PARA TESTES DE FADIGA POR <i>fretting</i>	47
4.3	METODOLOGIA EXPERIMENTAL	49
4.3.1	ESTUDO DA MARCA DE CONTATO DO CABO CONDUTOR	49
4.3.2	COMPORTAMENTO DA VARIAÇÃO DO TAMANHO DA MARCA DE CONTATO NO DISPOSITIVO DE <i>fretting</i>	51
4.3.3	ENSAIOS DE FADIGA	52
4.4	METODOLOGIA NUMÉRICA	55
4.4.1	MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS DE TESTES DE FADIGA POR <i>fretting</i>	55
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	59
5.1	MEDIÇÕES NAS MARCAS	59
5.2	CURVAS S-N	64
5.2.1	COMPARAÇÃO DAS CURVAS S - N	68
5.3	DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES DO PONTO CRÍTICO DO CONTATO	70
5.4	ANÁLISE FRACTOGRÁFICA	72
5.4.1	AVALIAÇÃO MACROSCÓPICA DA SUPERFÍCIE DE FALHA	72
5.4.2	AVALIAÇÃO MICROSCÓPICA DA SUPERFÍCIE DE FALHA	78
6	CONCLUSÕES	81
7	PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS	84
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	85
8	APÊNDICES	90
8.1	APÊNDICE A. DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO CONTATO HERTZIANO ELÍPTICO	90
8.2	APÊNDICE B. FUNÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO CONTATO HERTZIANO ELÍPTICO	92
8.3	APÊNDICE C. MAPEAMENTO DAS TENSÕES ENTRE CILINDROS CRUZADOS ENTRE SEUS EIXOS	94
8.4	APÊNDICE D. FUNÇÃO DO MAPEAMENTO DAS TENSÕES DA CARGA NORMAL E TANGENCIAL	97
8.5	APÊNDICE E. FUNÇÃO DO MAPEAMENTO DAS TENSÕES ENTRE CILINDROS	99
8.6	APÊNDICE F. TABELAS DE DADOS E RESULTADOS	103

LISTA DE FIGURAS

1.1	Evolução do consumo de eletricidade no período 1970-2016, projeção de consumo período 2016-2026 EPE (2016)	1
1.2	Figura representativa do cabo de alumínio ACSR IBIS utilizado em linhas de transmissão.....	2
1.3	Esquema da montagem cabo-grampo Fadel (2010)	3
2.1	Elementos primários para a nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos Fadel (2010).....	9
2.2	Processo de dano por bandas de escorregamento originando micro trincas durante carregamento cíclico - Latão recozido 70Cu-30Zn Dowling (2013)	11
2.3	Imagem do MEV mostra-se marcas de praia na superfície encontrada por o processo de fadiga Campbell (2008).....	12
2.4	Imagem esquemática da superfície de fratura por fadiga, onde é possível observar marcas de praia a partir da origem da trinca Campbell (2008)	12
2.5	Exemplos de tensão variável no tempo.....	13
2.6	Parâmetros para descrever os ciclos de fadiga de amplitude de tensão constante Dowling (2013).....	15
2.7	Curvas S-N esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio Fadel (2010)	15
2.8	Curva S-N e Diagrama de vida constante para o material AL 7075-T6 Dowling (2013)	17
2.9	Diagrama de fadiga mostrando vários critérios de falha. Pontos acima da curva do critério indicam falha.	19
2.10	Configuração do contato por <i>fretting</i>	20
2.11	Esquema das configurações dos dispositivos de <i>fretting</i>	23
2.12	Diagrama esquemático da relação típica entre a amplitude do deslizamento e a taxa de desgaste e vida de fadiga por <i>fretting</i> (Rossino (2008)).	24
2.13	Coefficiente de fricção versus número de ciclos de desgaste por <i>fretting</i> (McColl et al. (2004)).	25
2.14	Ilustração da metodologia para análise do dano por <i>fretting</i> (Fouvry et al. (2004)	26

2.15	Escorregamento relativo entre as esferas: adesão em $Q = 0$; escorregamento total $Q = fP$; anel de escorregamento em torno da zona de adesão em $0 < Q < fP$ Fadel (2010)	26
2.16	Figura esquemática da zona de contato entre dois cilindros cruzados	28
2.17	Geometria de contacto	28
2.18	Figura esquemática do problema de contato relacionado à fadiga por fretting ..	31
2.19	Perfil da distribuição de pressão e tensão cisalhante superficial para uma configuração típica de carregamento $Q/fP = 0,59$, $\sigma_B/fp_0 = 0$	32
2.20	Variação do carregamento cisalhante Q com o tempo	33
2.21	Figura esquemática do teste usado por Hills, Nowell (1992)	34
2.22	Efeito da carga remota	35
3.1	Perfil da distribuição de pressão	38
3.2	Diagrama esquemático da distribuição de pressão ao longo do contato.....	40
3.3	Distribuição dos componentes de tensão ao longo do contato em função de x/a	42
3.4	Distribuição dos componentes de tensão ao longo do contato em diferentes instantes de variação da carga tangencial em função de x/a	43
3.5	Gradiente de tensão para $Q_{max}/f * p_0 = 0,6$ nos pontos críticos de contato em função de z/a	44
4.1	Vista esquemática da seção transversal do cabo IBIS 397,5 MCM	45
4.2	Desenho <i>fretting</i>	48
4.3	Sistemas esquemático dos sistemas de controle do dispositivo de <i>fretting</i>	49
4.4	Marcas elípticas de <i>fretting</i> e suas dimensões	50
4.5	Marca observadas no filme de pressão para diferentes forças normais P	52
4.6	Diagrama da aplicação das cargas do teste de <i>fretting</i> para as duas configurações.....	54
4.7	Modelamento das partes construídas no ABAQUS: (a) CP (b) Sapata (c) Acoplamento	56
4.8	Ensamble das partes modeladas com a configuração do contato elíptico.....	56
4.9	Ensamble das partes modeladas com as condições de contorno da simulação ..	57
4.10	Ensamble das partes modeladas detalhes da malha de elementos finitos: (a)CP(b)Sapata (c) Acoplamento	58
5.1	Marcas elípticas de contato observadas no cabo condutor TERN e por meio do dispositivo de <i>fretting</i>	59
5.2	Comparação da área projetada e a área do filme sensível à pressão.....	62
5.3	Comportamento da área e volume da marca de contato em função da força normal.....	63
5.4	Comportamento da força normal de <i>fretting</i> sobre a área projetada.....	64
5.5	Curvas S-N para as diversas forças normais de contato	67

5.6	Zona de falha da força normal 1000N para com carga tangencial controlada ...	68
5.7	Comparação das Curvas S-N	69
5.8	Distribuição de tensões para a tensão equivalente de von Mises ao longo da profundidade.....	71
5.9	Distribuição de tensões para a tensão hidrostática para as diversas forças normais de contato	71
5.10	Marca gerada pelo contato fio/fio.....	72
5.11	Padrões de falha por fadiga por <i>fretting</i>	73
5.12	Padrões de falha por fadiga por <i>fretting</i>	74
5.13	Figura esquemática dos locais de ruptura do fio.	75
5.14	Porcentagem de falhas para cada uma das tensões remotas médias	76
5.15	Marcas de falha por fadiga por <i>fretting</i>	77
5.16	Zona de propagação de fadiga por <i>fretting</i> nos corpos de prova de alumínio	78
5.17	Estrias características do processo de fadiga MEV: 25000X	79
5.18	Trincas evoluem até encontrar com a trinca de falha	79
5.19	Exemplo de dimples visualizados nas zonas de fratura nos corpos de prova	80
5.20	Micrografias de microscopia eletrônica de varredura da marca de contato de carregamento de fios de alumínio após testes de fadiga por <i>fretting</i>	80

LISTA DE TABELAS

2.1	Tensões superficiais cisalhantes para cada região durante a variação do carregamento tangencial com o tempo	33
4.1	Composição Química das Ligas de Alumínio AA1350 H19.....	46
4.2	Propriedades Mecânicas Básicas das Ligas de Alumínio 1350 H19.	46
4.3	Número de ensaios mínimos e percentual de replicação para cada tipo de ensaio, segundo a norma ASTM (2012)	52
4.4	Número de ensaios realizados (com falha) para obter cada curva S-N	53
5.1	Caracterização dimensional das marcas de contato do cabo TERN.....	60
5.2	Caracterização dimensional das marcas de contato do cabo IBIS testado no laboratório de cabos.....	60
5.3	Marcas de contato feita no dispositivo de <i>fretting</i>	60
5.4	Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato para uma tensão remota de 72MPa	61
5.5	Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato para uma tensão remota de 66MPa	61
5.6	Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato para uma tensão remota de 48MPa	61
5.7	Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato com a curva de tendência dos dados medidos.....	64
8.1	Tipo de início de trinca para os ensaios de fadiga por <i>fretting</i> para cada uma das tensões remotas de fadiga aplicadas	104
8.2	Tipo de falha para os ensaios de fadiga por <i>fretting</i> para cada uma das tensões remotas de fadiga aplicadas	105
8.3	Lugar de falha na zona de contato para os ensaios de fadiga por <i>fretting</i> para cada uma das tensões remotas de fadiga aplicadas	106
8.4	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 1000[N]	107
8.5	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 750[N].....	107
8.6	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 500[N].....	107

8.7	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 250[N].....	108
8.8	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 75[N]	108
8.9	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 1000[N] com carga tangencial controlada.....	108
8.10	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 750[N].....	109
8.11	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 500[N] com carga tangencial controlada	109
8.12	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 250[N] com carga tangencial controlada	109
8.13	Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 75[N] com carga tangencial controlada	110

LISTA DE TERMOS E SIGLAS

Siglas

ACAR	Cabo de Alumínio com Alma de Liga de Alumínio
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CA	(AAC) Cabo de Alumínio
CAA	(ASCR) Cabo de Alumínio com Alma de Aço
CAL	(AAAC) Cabo de Alumínio Liga
CCC	Estrutura cristalina cúbica de corpo centrado
CFC	Estrutura cristalina cúbica de face centrada
CIGRE	Conseil International des Grands Réseaux Electriques (Conselho Internacional de Grandes Sistemas Eléctricos)
CP	Corpo de Prova
EDS	Porcentagem da tensão limite de ruptura do cabo condutor [%]
HB	Dureza Brinell
HC	Estrutura cristalina hexagonal compacta
IACS	<i>International Annealed Copper Standard</i> Norma Internacional de Cobre recozido
MATLAB [®]	Software iterativo de calculos numéricos, MathWorks <i>Matrix Laboratory</i>
MME	Ministério de Minas e energia
MVA	Megavóltio ampério
PIB	Produto interno Bruto
SWT	Smith-Watson-Topper
TW	Fios Trapezoidais

Símbolos Gregos

ψ	Potencial de Boussinesq and Cerutti	
Δ	Interpenetração dos sólidos na ausência de deformação	
$\Delta\sigma$	Intervalo de tensões	[MPa]
γ	Fator exponencial Walker	
ν, ν_1, ν_2	Coefficientes de Poisson	
∂	Símbolo de primeira derivada ou variação infinitesimal	
∂^2	Símbolo de derivada segunda	
ϕ	Ângulo de cruzamento dos corpos em contato	[Graus]
σ_B	Tensão remota de fadiga ou carga <i>Bulk</i>	[MPa]
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Tensões internas ao contato	
σ_{ar}	Amplitude de tensão totalmente alternada equivalente	[MPa]
σ_a	Amplitude de tensão ou tensão alternada	[MPa]
σ_e	Resistência à fadiga corrigida	[MPa]
σ'_e	Resistência à fadiga	[MPa]
σ'_f	Constante de resistência à fadiga	
σ_{max}	Tensão máxima	[MPa]
σ_{min}	Tensão mínima	[MPa]
σ_m	Tensão média	[MPa]
σ_{nom}	Tensão nominal	[MPa]
σ_u	Limite de resistência à tração	[MPa]
θ	Ângulos auxiliares	
ε_{axial}	Deformação axial média	
Υ	Variável da raiz positiva	
$\tilde{\sigma}_{fB}$	Tensão de ruptura	[MPa]

Símbolos Latinos

ΔK_{th}	Faixa do fator intensidade de tensão limiar	
-----------------	---	--

δ, f_u, g_u	Variável para o deslocamento da superfície	
$\underline{e}_x, \underline{e}_y, \underline{e}_z$	Vetores principais	
b	Expoente de Basquin ou expoente de resistência à fadiga	
k	Elipticidade	
R	Razão de tensões	
\underline{n}	Vetor normal à superfície	
a	Semi-eixo maior da elipse de contato	[mm]
A, B, C	Constantes de ajuste correspondente ao raio de curvatura	
A_0	Medida da conformidade dos corpos	
A_n	Amplitude do ciclo de número n	
Amp	Amplitude	
B	Carga remota de fadiga	[N]
b	Semi-eixo menor da elipse de contato	[mm]
B_a	Carga remota de fadiga alternada	[N]
B_m	Carga remota de fadiga média	[N]
$c(u)$	Condição de contato entre corpos	
c, c'	Modificadores da região de contato	
d	Diâmetro	[mm]
d_e	Diâmetro específico	
e	Deslocamento do centro do contato	
e'	Compensação do deslocamento do centro do contato	
$E(\phi, e)$	Integral elíptica incompleta do segundo tipo	
$E(e)$	Integral elíptica completa do primeiro tipo	
E, E_1, E_2	Módulos de elasticidade, ou módulos de Young	[MPa]
E^*	Módulo de elasticidade equivalente	
f	Coefficiente de fricção	
$F(\phi, e)$	Integral elíptica incompleta do primeiro tipo	

f_0	Coefficiente de fricção inicial	
f_k	Coefficiente de fricção cinética	
f_m	Coefficiente de fricção médio	
f_n	Coefficiente de fricção do ciclo de número n	
f_s	Coefficiente de fricção estática	
g	Gravidade	
$h(x, y)$	Função representativa das superfícies de corpos em contato	
$K(e)$	Integral elíptica completa do segundo tipo	
m	Massa	
$max(\sigma_{mises})$	Tensão de von Mises máxima	[MPa]
N_e	Limite da vida em fadiga	[Ciclos]
N_f	Vida em fadiga	[Ciclos]
P	Carga normal	[N]
p_0	Pressão máxima	[MPa]
p_m	Pressão média	[MPa]
p_0	Tensão normal ou pressão de contato	[MPa]
Q	Carga tangencial ou cisalhante	[N]
$q(x)'$	Componente básico da tensão cisalhante	
$q(x)''$	Perturbação da tensão cisalhante	
$q(x)'''$	Termo de correção da tensão cisalhante	
Q_{max}	Carga cisalhante máxima	[N]
R	Raio de curvatura relativa	
R_1, R_2	Raios dos corpos	[mm]
R_e	Raio equivalente	
s	Variável da raiz positiva	
S_a	Amplitude de tensão ou tensão alternada	[MPa]
S_e	Resistência à fadiga corrigida	[MPa]

S_f	limite de resistência à tração verdadeiro	[MPa]
S_{max}	Tensão máxima	[MPa]
S_m	Tensão média	[MPa]
S_u	Limite de resistência à tração	[MPa]
S_y	Limite de escoamento	[MPa]
T	Período	[s]
t	Tempo	[s]
t_0	Momento inicial	[s]
u	Deslocamento da massa m	
x, y, z	Direções principais em um plano de contato	

Subscritos

1, 2	Referente aos corpos 1 e 2
a	Amplitude
ar	Amplitude equivalente
$axial$	Direção axial
cis	Cisalhamento
m	Médio
max, Max	Máximo
min	Mínimo
$mises$	von Mises
n	Direção normal
n	Termo referente a um número geral
nom	Nominal
r	Reação
t	Direção tangencial
x, y, z	Direções principais

Sobrescritos

0

Inicial

1, 2

Referente aos corpos 1 e 2

Capítulo 1

Introdução

1.1 Contexto do desenvolvimento do trabalho

O sistema de energia elétrica do Brasil está em contínua evolução, apresentando novos desafios para a indústria que precisa de inovações e para a academia que precisa estudar os fenômenos físicos presentes e criar tecnologias para sustentar a contínua evolução. Como menciona o relatório de projeção da demanda de energia elétrica EPE (2016) a projeção da porcentagem do aumento anual da carga elétrica média no país até 2026 é de 3,1% que representa um aumento 19500GWh para cada ano como mostra a figura 1.1.

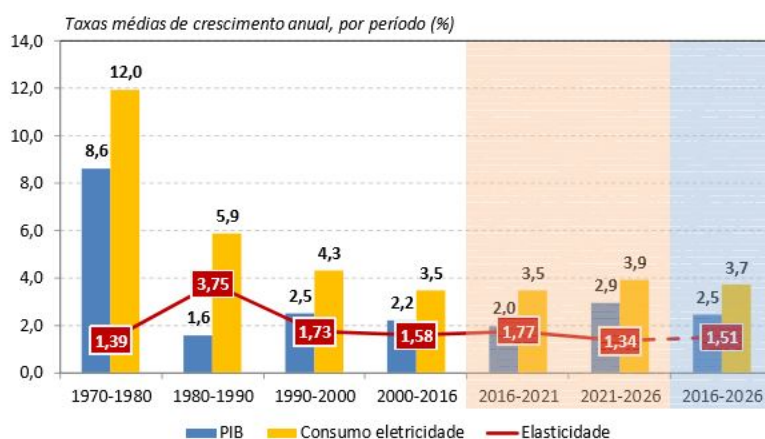


Figura 1.1: Evolução do consumo de eletricidade no período 1970-2016, projeção de consumo período 2016-2026 EPE (2016)

As grandes fontes de produção de energia frequentemente estão distantes da região de consumo, e aspectos relacionados à confiabilidade dos processos de distribuição de energia elétrica são estratégicos. Segundo o Ministério de Minas e Energia do Brasil MME (2015), a extensão total do sistema de transmissão de energia elétrica alcançou no Brasil, em dezembro de 2014, a marca de 125,7 mil km. As linhas de transmissão de energia elétrica empregam cabos condutores de alumínio com alma de aço (CAA) para distâncias curtas entre torres, já que oferece boa resistência à fadiga. Entretanto, fatores ambientais, especialmente quando

precisa-se atender grandes distâncias, as empresas empregam cabos condutores de alumínio liga (CAL) que proporcionam maior condução elétrica e são mais leves, por ser formados somente por fios de alumínio.

Uma das falhas reiteradas do cabo condutor é a fadiga por *fretting*, que tem origem nas vibrações eólicas que geram um movimento de flexão alternada no condutor, somado às cargas de esticamento aplicadas ao cabo. Além da flexão, as vibrações eólicas geram escorregamento entre os fios do cabo, e as forças associadas ao movimento de atrito geram o *fretting* entre estes fios, da combinação destes fenômenos aparecem trincas que levam à falha dos fios, e consequentemente dos cabos condutores.

1.2 Apresentação do problema mecânico

Os cabos condutores aéreos são parte fundamental no sistema de transmissão de energia elétrica aos consumidores. A falha do condutor e a posterior interrupção da transmissão de energia por diferentes causas, incluindo a fadiga eólica, pode ocasionar prejuízos irreparáveis. Nos cabos condutores aéreos o fenômeno da fadiga apresenta um componente adicional, o atrito causado pelo deslizamento dos fios do cabo entre si, esse fenômeno é conhecido no meio científico como *fretting*. A configuração geométrica do tipo multicamada de fios, ver figura 1.2, utilizada nos cabos condutores, faz com que os contatos entre fios adjacentes e entre camadas distintas sejam mais complexos do que os observados entre os conectores mecânicos usuais.

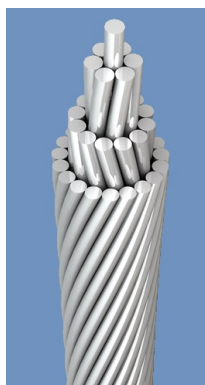


Figura 1.2: Figura representativa do cabo de alumínio ACSR IBIS utilizado em linhas de transmissão.

As tensões multiaxiais entre os fios do cabo causam severos gradientes de tensão nas zonas de contato, sendo responsável pela nucleação e crescimento de trincas. As tensões de contato locais são sensíveis à composição do material usados na fabricação dos cabos, frequentemente a falha nos cabos condutores ocorre na região de desgaste no interior do grampo (figura 1.3), onde a inspeção visual ou aplicação de sensores para medir as tensões e controlar a falha não é possível. Ensaios de fadiga para geração das curvas de vida (S-N) com as condições de ensaio mais próximas possível das condições reais de operação, capturando

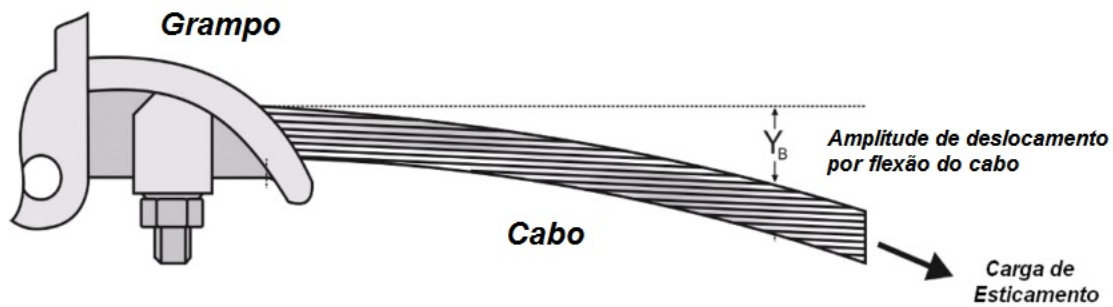


Figura 1.3: Esquema da montagem cabo-grampo Fadel (2010)

assim efeitos de grande relevância como o *fretting*, e a análise da falha são essenciais para planejamento dos procedimentos de manutenção das linhas.

1.3 Objetivo do trabalho

1.3.1 Objetivo principal

Avaliar a influencia do fenômeno de *fretting* na resistência à fadiga e seu impacto na vida útil de fios do cabo condutor CAA 397,5 IBIS através do levantamento da curva de durabilidade (Curva de S-N)

1.3.2 Objetivo secundários

- Caracterizar a marca de contato que gera a falha por fadiga por *fretting* no fio do cabo condutor da liga de alumínio 1350-H19;
- Construir curvas de fadiga S-N para os fios em condições de *fretting* para diferentes forças normais e avaliar a influência da força normal de contato na vida em fadiga dos fios;
- Realizar uma simulação numérica tridimensional do contato entre dois fios, visando interpretar o campo de tensão ao longo da profundidade do contato, e comparar com os resultados experimentais;
- Avaliar microscopicamente a superfície de falha e a marca gerada no fio pelo fenômeno de *fretting*.

1.4 O estado do arte

Cabos condutores de energia são componentes críticos dos sistemas de transmissão de alta tensão. As evidências experimentais mostram que a ação combinada de *fretting* e fadiga tem um efeito devastador sobre o limite de fadiga os cabos condutores Fadel et al. (2012). O aumento da tensão média aplicado ao cabo condutor pode promover uma redução pela metade da vida em fadiga dos condutores (Kalombo et al. (2016)). Nestes condutores os fios são submetidos à carga de tração axial combinada e à carga de esticamento, o que leva a um movimento oscilatório entre os fios. Este fenômeno resulta em um mecanismo de fadiga por *fretting* como avaliado por Petersen, Schrems (1994), Waterhouse (1992) e Waterhouse (1994). Mais recentemente, Argatov et al. (2011) estudou este efeito para um cabo de suporte de um elevador, onde o problema de fricção é apresentado em contatos pontuais, tipicamente entre os fios mais externos e os fios do núcleo ou entre os fios mais externos e os fios adjacentes. Como consequência da fadiga por *fretting* em contatos pontuais, podem ocorrer diferentes modos de falha: ruptura catastrófica do fio devido à redução considerável da área resistente, redução da vida em fadiga devido ao fator de concentração de tensão produzido pela marca de desgaste e as trinca de fadiga induzidas por *fretting* que conduzem à ruptura do fio de aço fino. Zhou estudou em Zhou et al. (1995) e Zhou et al. (1996) estudaram os comportamentos em fadiga por *fretting* dos condutores elétricos concluem que o *fretting* causa deformação plástica, desgaste, trincas e, finalmente a falha de fadiga.

Autores como Llorca (1989) apresentaram um modelo para determinar o limite de fadiga e a vida de fadiga para explicar os resultados obtidos experimentalmente em fios de 7 mm de diâmetro. Este estudo conclui que a fratura por fadiga inicia-se em todos os casos em uma falha superficial. Beretta, Boniardi (1999) propuseram um método adequado para a predição de resistência à fadiga e controle de qualidade de fios que consistem em: testes de tração para estimar o limiar de fadiga de trincas longas (ΔK_{th}), testes de carga cíclica para avaliação do limite teórico de fadiga, determinação do valor extremo da amostragem e da previsão da força de fadiga usando o modelo de El-Haddad. Nesse estudo foram utilizados fios de 1 e 0,9mm de diâmetro. Cruzado et al. (2010) e Cruzado et al. (2011) apresentam a influência da pressão do contato no desgaste por *fretting* em cabos de aço, onde podem ser observados dois períodos de desgaste diferentes, nomeadamente um período no início do processo de desgaste por *fretting* e um período de estado estacionário com dois coeficientes de desgaste diferentes. Lambrighs et al. (2011) mostrou a influência dos parâmetros de inclusão, como o tamanho, localização, composição e geometria da inclusão nas propriedades em fadiga em fios de 0,175 mm e 0,3 mm de diâmetro. Alvar, Mohandesi (2010) usaram três modelos de danos para prever a vida em fadiga de fios de diâmetro de 1mm: regra de acumulo linear de dano (LDR), abordagem de curva de dano (DCA) e regra de acumulo linear duplo de dano (DLDR). Depois de comparar os resultados experimentais, a abordagem DCA é apresentada como o melhor método para fios de aço. Esses estudos mostram principalmente que a trinca de fadiga inicia-se a partir de defeitos internos ou na superfície dos fios de aço. No entanto, no caso de sistemas de cabos de aço, como já foi mencionado anteriormente, as trincas

iniciam dentro das marcas de desgaste, como consequência do fator de concentração de tensão ou como consequência dos esforços multiaxiais induzidos por fricção. Zhang et al. (2003) estudaram o efeito de marcas de desgaste por fricção em fio de 1 mm de diâmetro obtido a partir de testes de fricção de arranjo de cilindros formando ângulo de 90 graus entre si, que posteriormente foram submetidos a testes de fadiga. Observou-se que a ruptura do fio estava localizada no ponto mais profundo da marca de desgaste, demonstrando que a vida de fadiga era inversamente proporcional à profundidade de desgaste. Após esses testes e incluindo marcas de *fretting* por diferentes ângulos de cruzamento, Wang et al. (2013) propuseram uma equação para investigar o efeito do desgaste por *fretting* na fadiga dos fios de aço, assumindo que a marca de *fretting* na superfície do fio tinha inicialmente uma pré trinca. Para este fim, propôs-se a equação de Paris e uma equação que representam a evolução do fator de intensidade de tensão adimensional para o crescimento da trinca em tensão pura. O fator de intensidade de tensão adimensional foi obtido a partir do pressuposto de que a trinca assume uma forma semicircular desde muito cedo e tende a diminuir seu tamanho. Recentemente, para analisar o efeito da fadiga de *fretting* em fio de 1 mm de diâmetro, Wang et al. (2012) propuseram um novo dispositivo de fadiga de *fretting* para fios de aço. Todos os testes foram realizados sob condições de regime misto de *fretting*. Concluiu-se que um aumento da amplitude de deslocamento em cada nível de tensão cíclica aumenta a força tangencial e a faixa de escorregamento relativo no estágio estabilizado, acelerando o dano de contato da superfície de contato. O análise de Ma et al. (2017) indica que a força máxima de atrito é relativamente menor na solução de NaCl do que em um ambiente de atrito seco. Os principais mecanismos de desgaste em ambientes de atrito seco são o desgaste abrasivo e o desgaste do adesivo, enquanto o desgaste abrasivo e o dano por fadiga são dominantes na solução de NaCl.

1.5 Descrição da estrutura do trabalho

Esta dissertação é composta de seis capítulos e três seções complementares (apêndices e referências). O Capítulo 1 apresenta uma contextualização dos problemas que ocorrem pelo fenômeno de *fretting* e também a motivação dessa pesquisa. Os objetivos, um resumo do estado da arte na fadiga por *fretting* em cabos e a estrutura da dissertação são apresentados neste capítulo. Uma revisão bibliográfica de fadiga é apresentada no Capítulo 2. Este capítulo é dividido em três seções. A primeira seção apresenta os fundamentos de fadiga com uma descrição detalhada dos parâmetros. A segunda seção é dedicada aos fundamentos de fadiga por *fretting*. É fornecida uma descrição detalhada dos parâmetros mais importantes, por exemplo carga normal, carga tangencial e amplitude de deslocamento relativo, que influenciam os fenômenos de fadiga por *fretting*. Da terceira seção podem ser observados os antecedentes teóricos sobre os modelos de contato hertziano. Os modelos mais utilizados para interpretar o contato hertziano são apresentados em detalhes. O Capítulo 3 é dedicado à distribuição de pressão do contato elíptico e a influência do estado de tensão elástico sobre

a superfície de contato e também o comportamento do diagrama de tensões no interior do contato. O Capítulo 4 apresenta as técnicas e procedimentos utilizados no presente estudo. São apresentadas as propriedades dos materiais e a geometria dos corpos de prova. É dada especial atenção ao novo dispositivo de *fretting* em fios, capaz de reproduzir o fenômeno da fadiga por *fretting* e finalmente são apresentadas as condições de ensaio para testes de *fretting*. No Capítulo 5 são apresentados os resultados experimentais e as discussões de testes de *fretting*, além da caracterização morfológica das superfícies de contato. O capítulo 6 apresenta as principais conclusões deste projeto de pesquisa, juntamente com possíveis futuras linhas de trabalho relacionadas com a presente pesquisa. Finalmente, são apresentadas três seções complementares, as referências e dois apêndices. Nos apêndices 8.1 - 8.2 são fornecidos os códigos de MATLAB[®] para a análise da distribuição de pressão do contato elíptico. Nos apêndices 8.3 - 8.5 são fornecidos os códigos de MATLAB[®] da influência do estado de tensões elástico sobre a superfície de contato e também o comportamento do diagrama de tensões no interior do contato. No apêndice 8.6 estão as tabelas de dados obtidos das curvas S - N e a morfologia da falha.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Fadiga

O processo de falha por fadiga representa uma transformação estrutural contínua e localizada, que acontece numa parte ou várias partes do material em condições de tensões ou deformações dinâmicas, apropriadas para iniciar e propagar uma trinca ou uma fratura completa após um número determinado de variações de carga. Os progressos feitos na compreensão da resistência à fadiga dos materiais têm permitido a exploração e implementação de novos e diversos processos que melhorem esta propriedade, como por exemplo, a fabricação de novas ligas e o uso de tratamentos térmicos e/ou de endurecimento que permitam atingir os requisitos das aplicações. Neste mesmo sentido, o conhecimento da resistência à fadiga permite conceber e/ou projetar elementos estruturais eficientes trazendo economia e segurança aos projetos de linhas de transmissão Budynas, Nisbett (2008).

Nesta seção é abordada uma revisão bibliográfica sucinta dos principais conceitos de fadiga e da análise de falha, orientados ao entendimento dos processos de falha nas ligas em questão. Desta forma será possível construir conhecimento entorno dos fenômenos mais complexos que envolvem a fadiga em cabos condutores, como mecânica do contato e fadiga por *fretting*.

Os componentes de máquinas, veículos e estruturas são frequentemente submetidos a cargas repetidas, e os esforços cíclicos resultantes podem levar a danos físicos microscópicos nos materiais envolvidos. Mesmo em tensões bem abaixo do limite de escoamento de um determinado material, esse dano microscópico pode se acumular com ciclos contínuos até que desenvolva-se uma trinca ou outro dano macroscópico que leve à falha do componente. A fadiga foi mais discutida e estudada em meados dos anos 1800 por vários pesquisadores em resposta a falhas de componentes como eixos ferroviários, engrenagens, vigas de pontes. O trabalho na Alemanha de August Wöhler, a partir da década de 1850 e motivado por falhas do eixo ferroviário, é especialmente notável. Ele começou o desenvolvimento de estratégias de desenho para evitar falhas de fadiga e testou aços e outros metais sob flexão, torção e cargas

axiais. Wöhler também demonstrou que a fadiga foi afetada não só por tensões cíclicas, mas também por tensões constantes (significativos). Estudos mais detalhados seguindo a liderança de Wöhler incluíram os de Gerber e Goodman na previsão de efeitos significativos de tensões.

Os custos econômicos da fratura e sua prevenção são bastante amplos. Cerca de 90% desses custos envolvem situações em que o carregamento cíclico e a fadiga são pelo menos um fator contribuinte (Campbell (2008)). Como resultado, o custo anual da fadiga dos materiais para a economia dos EUA é de cerca de 3% do produto nacional bruto, e uma porcentagem semelhante é esperada para outros países industrializados (Dowling (2013)). Estes custos decorrem da ocorrência ou prevenção da falha por fadiga para veículos terrestres, ferroviários, aeronaves de todos os tipos, pontes, guindastes, equipamentos de usina, estruturas de poços de petróleo offshore e uma grande variedade de máquinas e equipamentos diversos, incluindo itens domésticos, brinquedos e equipamentos esportivos. Turbinas eólicas utilizadas na geração de energia, são submetidas a cargas cíclicas devido a rotação e turbulência do vento, tornando a fadiga um aspecto crítico do projeto das pás e outras partes móveis.

Atualmente, existem três abordagens principais para analisar e projetar componentes e sistemas contra falhas por fadiga. A abordagem tradicional baseada na tensão foi desenvolvida para sua forma atual em 1955. Neste caso, a análise é baseada nas tensões nominais (médias) na região afetada do componente de engenharia. A tensão nominal que pode ser resistida sob carga cíclica é determinada considerando os esforços médios e ajustando os efeitos de concentradores de tensão, como furos, entalhes e filetes. Outra abordagem é baseada em deformação, que envolve uma análise mais detalhada das tensões localizadas que pode ocorrer no histórico de esforços durante o carregamento cíclico. Finalmente, há a abordagem da mecânica da fratura, que trata especificamente as trincas crescentes pelos métodos de mecânica da fratura.

2.1.1 Efeito físico da falha por fadiga

Falhas por fadiga estão associadas a tensões cisalhantes e a deformações plásticas, e sua progressão é fortemente influenciada pela aplicação de cargas trativas (que resultam em uma tensão média positiva). Em um material cristalino a deformação plástica ocorre pelo movimento de discordâncias, sob a ação de tensões cisalhantes. Este movimento tem como resultado final o deslocamento relativo entre dois planos atômicos. Este deslizamento é mais acentuado quando a tensão cisalhante é maior, e, para um dado carregamento, a deformação plástica é preponderante na direção da máxima tensão de cisalhamento. Para um material policristalino, onde os grãos possuem uma orientação aleatória dos planos atômicos, a deformação plástica se inicia nos grãos mais desfavoravelmente orientados, ou seja, naqueles cujos planos de deslizamento estão alinhados com a direção da tensão cisalhante máxima. Portanto, é possível que ocorra um deslizamento apenas em uns poucos grãos, enquanto

o restante do material mantém-se perfeitamente elástico. Neste caso como a deformação plástica tem magnitude muito pequena é bastante difícil detectar. Para um material real, não é possível afirmar que, mesmo para tensões abaixo da tensão limite de proporcionalidade, ou do limite elástico, ocorram apenas deformações elásticas.

2.1.1.1 Estágio I: Nucleação de Trinca por Fadiga

O estágio I é o período em que ocorre a nucleação de uma ou mais trincas curtas na superfície do material devido à deformação plástica cíclica, seguida pela propagação cristalográfica, ou seja, dentro do grão e estendendo-se geralmente de 1 a 5 grãos. No estágio I, as trincas não são visíveis a olho nu. Em uma escala microscópica os metais não são homogêneos nem isotrópicos. Os metais são normalmente policristalinos, formados por grãos com orientação aleatória. Cada grão possui uma rede cristalina ordenada, onde os átomos estão dispostos em arranjos que se repetem pela estrutura, denominadas células unitárias. As redes cristalinas de cada grão possuem defeitos, que referem-se a qualquer imperfeição que altere a periodicidade da rede cristalina. Essas heterogeneidades existem não somente devido à estrutura do grão, mas também por causa de presença de vazios minúsculos ou partículas com composição química diferente do restante do material (ver figura 2.1). As discordâncias, principal defeito responsável pela plasticidade e, conseqüentemente fadiga em metais, também são defeitos existentes na rede cristalina (Meyers, Chawla (2009)).

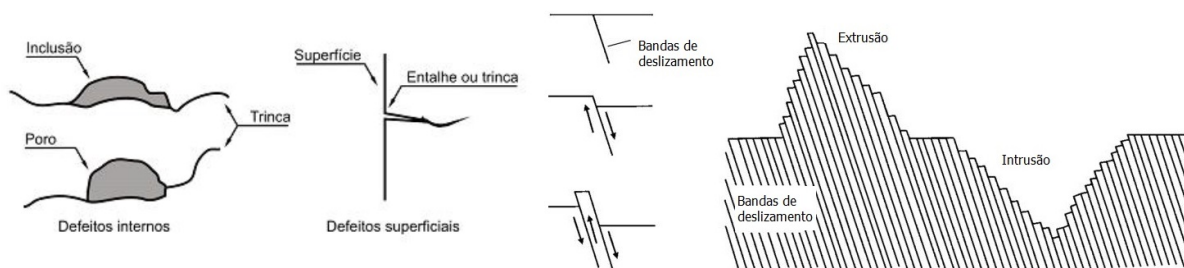


Figura 2.1: Elementos primários para a nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos Fadel (2010)

Os átomos podem movimentar-se em função da tensão nas discordâncias presentes na rede cristalina. O movimento ocorre num plano atômico inteiro no interior do grão, movimentando diversos átomos. Estes planos de escorregamento são denominados de Bandas de deslizamento persistentes. A movimentação dos planos de escorregamento não acontece em todas as direções dentro de uma rede cristalina. Cada rede cristalina (inclusive a CCC, CFC ou HC) possui determinados planos nos quais os átomos tendem a se movimentarem com mais facilidade Meyers, Chawla (2009). A aplicação cíclica da tensão na superfície do componente gera a formação de bandas de deslizamento nos grãos localizados próximos à superfície. Com a continuidade do passar do carregamento cíclico, uma trinca de estágio I se forma nas Bandas de deslizamento até encontrar o contorno de

grão mais próximo. Cada plano tende a movimentar-se somente uma vez, durante meio ciclo de carregamento, pois durante este período ocorre encruamento localizado entre estes dois planos, dificultando assim sua nova movimentação. A medida que os ciclos de tensão ocorrem, bandas de deslizamento adicionais aparecem e agrupam-se formando intrusões e extrusões como se apresenta na figura 2.1.

Uma trinca curta é formada conforme uma intrusão se torna mais profunda, conforme orientação de sua rede cristalina. Cada direção de deslizamento necessita de uma tensão de cisalhamento mínima para que exista movimentação entre planos de escorregamento. Portanto, as Bandas de deslizamento irão se movimentar na direção na qual a tensão de cisalhamento local seja a menor possível para mover a discordância.

Segundo Campbell (2008), mesmo na ausência de um entalhe (como em corpos de prova planos ou em componentes sem entalhes) este mecanismo ainda pode ocorrer, desde que a tensão de cisalhamento local ou seja no grão superficial exceda a tensão de escoamento em cisalhamento para movimentar os planos de escorregamento daquele grão. Adicionalmente, vazios e inclusões preexistentes servirão como intensificadores de tensão para iniciar uma trinca de estágio I. Entretanto, há casos em que o ponto localizado na superfície está sujeito a tensões em mais de uma direção. Este estado de tensões multiaxiais também irá gerar uma trinca de estágio I, que, neste caso, pode ser de 2 tipos distintos, conforme é explicado por Campbell (2008). Em uma trinca de estágio I a tensão de cisalhamento atua na superfície livre, na direção paralela ao comprimento da trinca, não há tensão de cisalhamento atuando perpendicular à superfície do componente. Como resultado, estes tipos de trinca tendem a ser trincas rasas e superficiais e tem uma razão de aspecto pequena.

2.1.1.2 Estágio II: Propagação de Trinca por Fadiga

Geralmente, mais de uma trinca de estágio I nucleia na superfície do material cristalino, mas a maioria destas trincas param de crescer quando encontram contornos de grão ou precipitados. Entretanto, se o carregamento cíclico é alto o suficiente, a trinca dominante supera o primeiro contorno de grão e continua a crescer no próximo grão. Este processo se repete então até a trinca de estágio I encontrar o 2º, 3º ou 4º contorno de grão. Nesta etapa, a trinca de estágio I se transforma em uma trinca de estágio II. Ocorre uma mudança na direção de propagação da trinca, que passa a se propagar na direção perpendicular à tensão principal máxima alternada, isto nos casos onde há apenas estado uniaxial de tensões.

Ao contrário de uma trinca curta, a trinca de estágio II é fisicamente maior comparada com a microestrutura do material. Ela não é mais sensível às variáveis microestruturais, contornos de grão, precipitados e inclusões, porque a zona do processo de dano que é representada na deformação plástica estende-se sobre vários grãos. A taxa de crescimento das trincas de estágio II se torna mais elevada, ou seja, a trinca cresce mais rapidamente. Isto só irá acontecer se a tensão máxima do carregamento cíclico na ponta da trinca for maior do que zero, e resulta numa grande concentração de tensão num carregamento de tração na

ponta da trinca, aumentando o seu tamanho a cada ciclo de carregamento como mostra-se na figura 2.2.

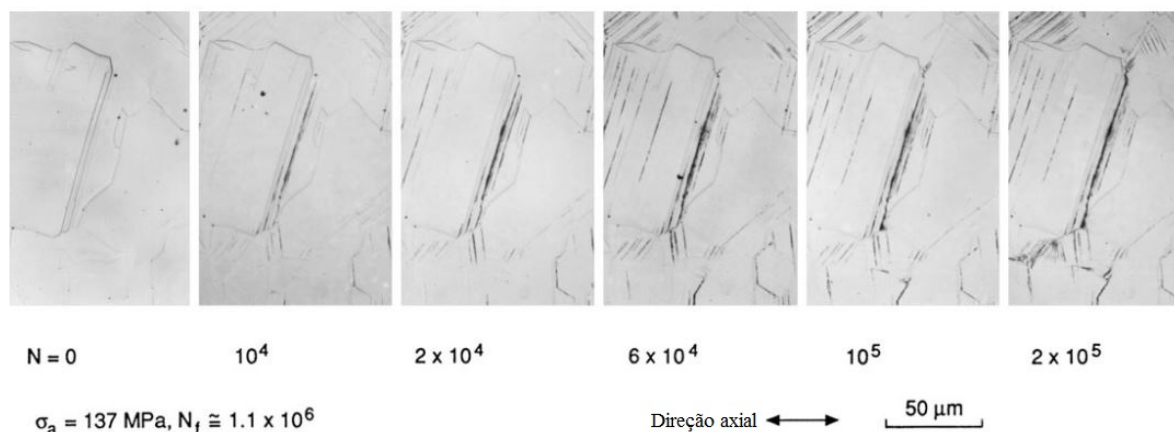


Figura 2.2: Processo de dano por bandas de escorregamento originando micro trincas durante carregamento cíclico - Latão recozido 70Cu-30Zn Dowling (2013)

A superfície de fratura formada durante esse estágio pode ser caracterizada por impressões que indicam a posição da ponta da trinca em algum instante de tempo do ciclo de carregamento e se apresentam em forma de picos concêntricos que se expandem para longe do local de iniciação.

A propagação da trinca no estágio II deixa marcas na superfície fraturada. Estas marcas a nível macroscópico são denominadas de marcas de praia. A nível microscópico, denominam-se estrias (ver fig. 2.3). As marcas de praia estão sempre presentes no estágio II, desde o início até o fim deste estágio, entretanto são mais visíveis no final. Cada estria representa um ciclo de carga (carregamento + descarregamento). Desta maneira, um espaçamento pequeno entre as estrias indica um menor avanço da trinca em cada ciclo. O espaçamento pequeno entre as estrias no início do estágio II indica uma taxa de propagação da trinca menor do que no final deste estágio. Em outras palavras, a velocidade com que a trinca se propaga é menor no começo do estágio e vai aumentando progressivamente, quanto maior for o tamanho da trinca (T.L.Anderson (2005)). As marcas de praia também serão mais espaçadas quanto maior for a tensão normal alternada perpendicular à trinca de estágio II.

2.1.1.3 Estágio III: Fratura repentina devido ao crescimento instável da trinca

A trinca de estágio II irá continuar a crescer enquanto houver aplicação de tensão de tração cíclica. Em algum momento, o tamanho da trinca se torna grande o suficiente de maneira que o material remanescente não consegue suportar o carregamento, resultando em uma fratura repentina, rápida e catastrófica, sem sinal de aviso prévio. Exames a olho nu de peças que falharam por fadiga mostram um padrão típico. Há uma região repleta de marcas concêntricas chamadas marcas de praia, que apontam para o local da nucleação da trinca, e

uma região que parece opaca e áspera/rugosa, com aparência de fratura frágil, como indica-se na figura 2.4. Esta região áspera é exatamente onde ocorreu a fratura referente ao estágio III.

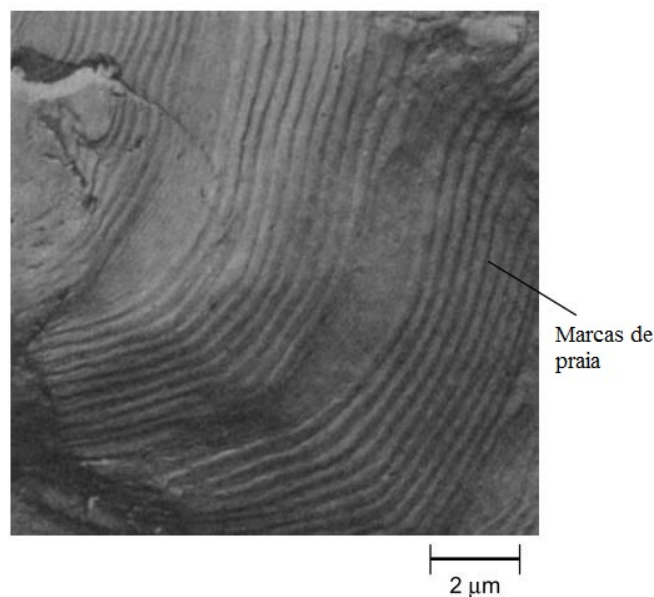


Figura 2.3: Imagem do MEV mostra-se marcas de praia na superfície encontrada por o processo de fadiga Campbell (2008)

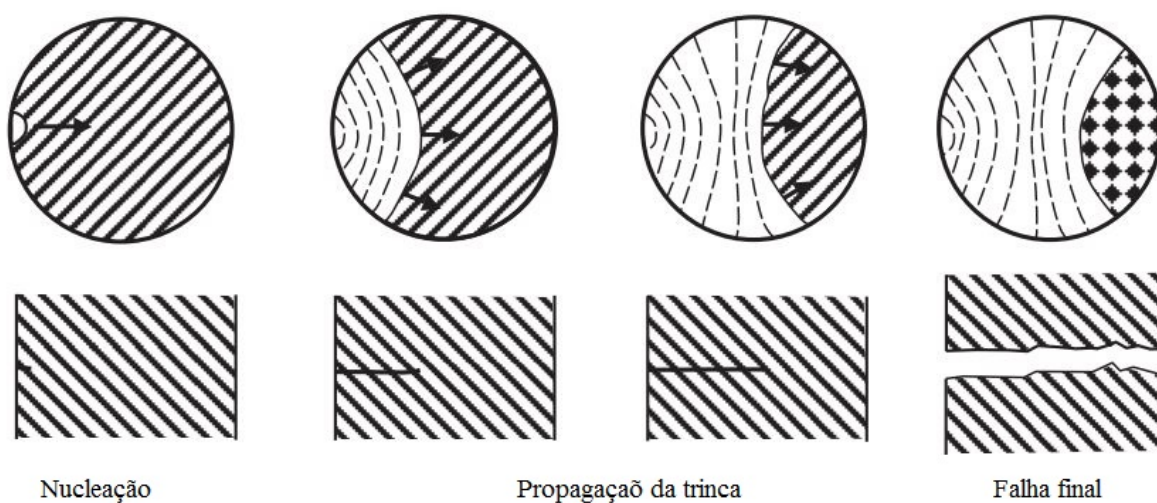


Figura 2.4: Imagem esquemática da superfície de fratura por fadiga, onde é possível observar marcas de praia a partir da origem da trinca Campbell (2008)

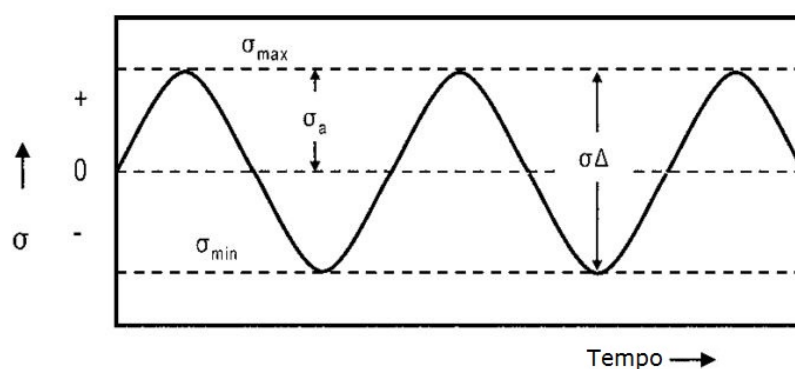
2.1.2 Definição e conceitos

A fadiga é uma das causas mais comuns na falha em metais. A falha por fadiga é de natureza frágil, mesmo em metais dúcteis, apresentando na maior parte dos casos superfícies de fratura planas e praticamente perpendiculares à direção da tensão aplicada, com ausência de estricção no caso de tensões uniaxiais. Um dos grandes problemas é que estas tensões oscilantes têm valores inferiores ao limite de escoamento e ao limite de resistência à tração,

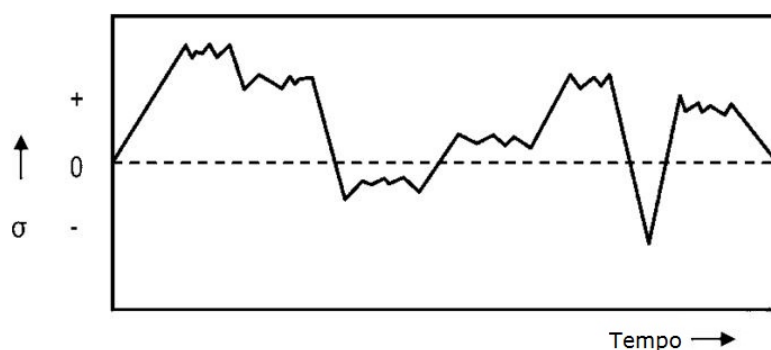
trazendo risco em projetos onde só tinha sido consideradas estas propriedades. Tendo em vista que a tensão que provoca a falha por fadiga é consideravelmente menor que o limite de resistência à tração ou ao limite de escoamento, as deformações plásticas neste processo de falha são mínimas Campbell (2008).

Nos casos em que tensões cíclicas abaixo do limite de escoamento ocorram na maior parte do histórico de carregamento de um componente, mas ocorram deformações plásticas por causa de concentradores de tensão, tais como entalhes ou em processos de falha por fadiga onde a tensão máxima é próxima ao limite de escoamento, a falha é prematura, com tempo de serviço curto. Os ensaios de fadiga para estas condições devem ser controlados pela deformação que apresenta o material e não pela tensão. Este processo é conhecido como fadiga de baixo ciclo. Este método apresenta uma abordagem de deformação local como parâmetro de fadiga governante e tornou-se eficaz prevendo o número de ciclos de trabalho de um componente em condição de deformação plástica cíclica.

A tensão que provoca a falha por fadiga aplicada pode ser de natureza axial (tração-compressão), de flexão (dobramento) ou torcional (torção). Além disso, a tensão pode variar no tempo de formas distintas, podendo ser uma variação com amplitude constante ou uma variação totalmente aleatória como nos exemplos que se apresentam na figura 2.5.



(a) Variação constante



(b) Variação aleatória

Figura 2.5: Exemplos de tensão variável no tempo

Normalmente os ensaios de fadiga são conduzidos aplicando tensões variáveis no tempo, de amplitude constante e periódicas como a função seno na figura 2.5(a). Assim o intervalo

onde varia a tensão está entre uma tensão máxima σ_{max} e uma tensão mínima σ_{min} , que definem a tensão média σ_m e a amplitude de tensão σ_a com as equações 2.1a e 2.1b.

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.1a)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.1b)$$

A razão de tensões, R , é definida pela seguinte expressão:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.2)$$

Por convenção, tem-se que as tensões de tração são consideradas positivas e as de compressão negativas. Considerando as equações anteriores, no caso específico que as tensões máxima e mínima tenham o mesmo valor absoluto, tem-se que $\sigma_m = 0$ e $R = -1$ (Figura 2.5(a)). Este caso particular é denominado como “carregamento totalmente reverso” e a maioria dos ensaios de fadiga em materiais metálicos são realizados nesta condição, o que deve ser lembrado no momento de estudar a informação relacionada com fadiga de um material.

Para uma razão de tensões positiva $R > 0$, o carregamento variante no tempo sempre está em tração (ver Figura 2.6), o que pode ser relacionado com as tensões geradas no cabo, faz com que os fios de alumínio sejam alongados na direção do eixo do cabo, este é um fator relevante para o estudo de fadiga em cabos condutores porque apresenta uma carga de esticamento permanente. Esta carga de esticamento é uma característica das linhas de transmissão e atua sobre o cabo como a tensão média, as tensões variáveis no tempo são provocadas pelo movimento repetitivo de flexão do condutor causadas por as vibrações eólicas, o que dá origem à falha por fadiga no cabo. A carga de esticamento, ou carga média de tração, está baseada no parâmetro EDS (*Every Day Stress*) que representa um percentual da Tensão Limite de Ruptura do cabo condutor. Este parâmetro tem sido um guia para avaliar o dano por fadiga em cabos condutores por muito tempo para a IEEE (*Institute of Electrical and Electronics Engineers*) e a CIGRE (*Conference Internationale dês Grands Reseaux Electriques*).

2.1.3 Curvas S - N

O método tensão-vida (S - N) tem como proposito prever o número de ciclos suportado por um determinado componente até a falha em função de uma tensão estabelecida. Essa metodologia consegue representar a fadiga de alto ciclo adequadamente. Para Dowling (2013), a vida na qual a fadiga de alto ciclo se inicia varia com o material, mas está tipicamente entre a faixa de 10^2 e 10^4 ciclos. Acima desses valores de vida, as tensões são suficientemente baixas de modo que o efeito de escoamento não domine o comportamento

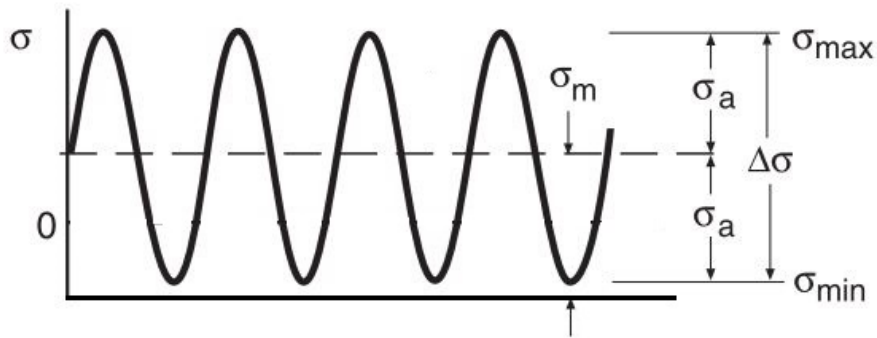


Figura 2.6: Parâmetros para descrever os ciclos de fadiga de amplitude de tensão constante Dowling (2013)

à fadiga, possibilitando que o fenômeno seja descrito somente em função das tensões e do número de ciclos.

Com regularidade são correlacionados os dados de amplitude de tensão σ_a com o número de ciclos até a falha N em uma representação gráfica como o exemplo que se apresenta na Figura 2.7. Esta curva é produzida com dados gerados em ensaios de fadiga. É preciso destacar que as curvas S - N tem uma considerável dispersão nos dados e para obter uma linha de tendência torna necessária uma quantidade apreciável de dados. Uma comparação das curvas S-N para aço e alumínio é mostrada na Figura 2.7.

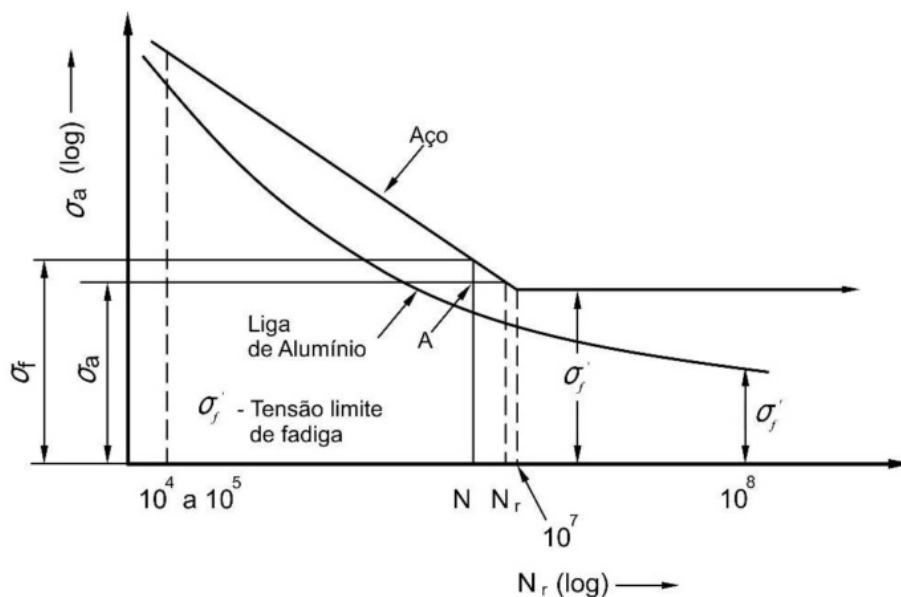


Figura 2.7: Curvas S-N esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio Fadel (2010)

Existe um nível de tensão limite σ'_f , denominado de “limite de resistência à fadiga”, abaixo do qual a falha por fadiga não irá ocorrer (figura 2.7). Por outro lado, alguns aços (a maioria de aços inoxidáveis, alguns aços carbonos de alta resistência) e a maioria das ligas não ferrosas (como o alumínio, cobre, magnésio) não possui um limite de resistência

à fadiga definido. Nestes casos a curva S-N continua sua tendência decrescente para um número bastante elevado de ciclos (milhões de ciclos). Nestes tipos de materiais a falha sempre ocorrerá sem importar a amplitude tensão aplicada, não tendo portanto um limite de resistência à fadiga definido. A “resistência à fadiga”, nestes casos é definida como sendo o nível de tensão ou amplitude de tensão no qual a falha irá ocorrer para um número de ciclos específico. Assim, o número de ciclos necessários para causar a falha em um nível de tensão específico é definido como a “vida em fadiga”. Murakami (2002)

O número de ciclos até a falha muda rapidamente com os níveis de tensão, atingindo um elevado número de ciclos. Normalmente o número de ciclos é expresso em escala logarítmica na curva S-N. A relação entre as amplitudes de tensões S_a e o número de ciclos até a falha N_f para um carregamento totalmente reverso ($\sigma_m = 0$) está dada pela seguinte equação:

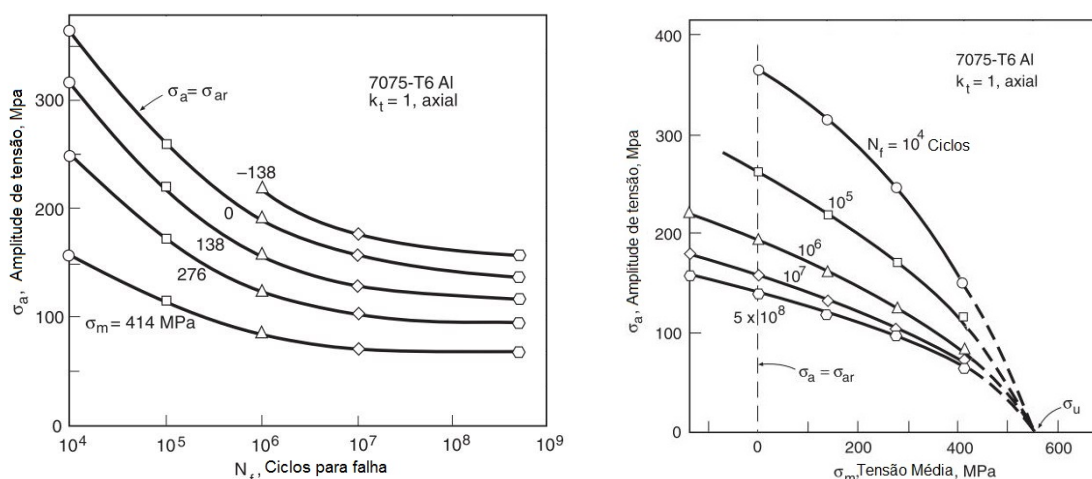
$$S_a = \sigma'_f (2 * N_f)^b \quad (2.3)$$

Onde σ'_f (Constante de resistência à fadiga) é uma constante que representam parâmetros do material e das condições de ensaio e b é o expoente da resistência a fadiga, também conhecido como parâmetro de Basquin. Estes parâmetros são determinados a partir de dados experimentais utilizando técnicas de regressão linear e seguindo as recomendações para o tratamento estatístico dos dados da norma ASTM E739-91 ASTM (2012). Os símbolos usados para representar a tensão específica suportada em um ponto do material é σ e a tensão nominal é S . A tensão nominal é igual à tensão pontual só em certas situações. Uma dessas situações se apresenta em espécimes livres de concentradores de tensão quando a carga aplicada é uniaxial. Em caso contrário, se existe qualquer tipo de concentrador de tensão e/ou existe uma condição de carregamento multiaxial, existirá uma distribuição de tensões e conseqüentemente a tensão nominal será diferente da tensão pontual.

Nos ensaios de fadiga existe uma dispersão considerável no número de ciclos até a falha para um mesmo nível de tensão e como resultado disso aparecem incertezas no momento de construir uma curva S-N e obter os parâmetros de vida em fadiga e/ou resistência à fadiga. A dispersão nos resultados é uma consequência da sensibilidade da fadiga a uma variedade de parâmetros do ensaio e do material que são impossíveis de serem controlados de maneira precisa. Esses parâmetros incluem as variações nas propriedades do material, defeitos internos, condições de fabricação e acabamento de corpos-de-prova. Além disso, no procedimento experimental são inseridas outras variáveis, que apesar dos cuidados tomados, estarão presentes em alguma medida. Algumas destas variáveis no procedimento experimental são: o alinhamento do corpo de prova no equipamento, controle das forças nos atuadores e no caso concreto de ensaios em fios Dowling (2013).

2.1.3.1 Efeito da tensão média sobre a vida em fadiga

A tensão média σ_m pode ter um efeito importante na resistência à fadiga de um material, considerando-se que este efeito também é um fator relevante no estudo de fadiga em cabos condutores, que operam permanentemente sob ação de cargas de tração. Fadel (2010). A maioria dos resultados experimentais de resistência à fadiga (S_e) encontrados na literatura foram determinados para um carregamento totalmente reverso ($\sigma_m = 0$). Porém, um valor diferente na tensão média ($\sigma_m \neq 0$) altera significativamente a curva S-N Dowling (2004). Um procedimento para examinar dados sobre os efeitos da tensão média é selecionar vários valores de esforço médio, e executar para cada tensão média as mesmas amplitudes de tensão. Os resultados podem ser plotados como uma família de curvas S-N, como é ilustrado na Figura 2.8(a), para uma determinada amplitude de tensão, as tensões médias por tração resultam em menos fadiga do que em tensão média zero, e as tensões médias de compressão proporcionam vidas mais longas, na Figura 2.8(a), é possível observar que para um determinado número de ciclos (N_f) a resistência à fadiga diminui na medida que a tensão média aumenta. Este efeito pode ser analisado de maneira mais clara em um gráfico denominado “diagrama de vida constante” ver figura 2.8(b), isso é feito tomando pontos das curvas S-N em vários valores da vida em ciclos e, em seguida, plotando combinações de amplitude de tensão e tensão média que produzem cada uma dessas vidas. A interpolação entre as linhas em qualquer tipo de plotagem pode ser usada para obter vidas de fadiga para várias tensões aplicadas. A apresentação do diagrama de vida constante mostra claramente que, para manter a mesma vida, o aumento da tensão média na direção de tração deve ser acompanhado por uma diminuição na amplitude de tensão.



(a) Influência da tensão média sobre o comportamento em fadiga para uma curva S-N do AL 7075-T6

(b) Diagrama de vida constante para AL 7075-T6

Figura 2.8: Curva S-N e Diagrama de vida constante para o material AL 7075-T6 Dowling (2013)

Na Figura 2.9, é apresentado um exemplo do diagrama de vida constante onde são esquematizadas várias equações que procuraram traduzir matematicamente os resultados

experimentais nos quais se investigava o efeito da tensão média na resistência à fadiga do material, dentre elas destacam-se as equações de Goodman, Gerber, Soderberg, Morrow, Smith-Watson-Topper e Walker. Estas equações são consideradas critérios de falha e a sua representação em um mesmo gráfico permite estabelecer zonas de projeto seguro. Por exemplo, se uma peça está sob ação de carregamento cíclico com uma combinação de amplitude de tensão e tensão média (σ_a, σ_m) localizada no interior destes critérios (Na zona inferior esquerda, abaixo as curvas), não haverá falha por fadiga. Conseqüentemente, se a combinação destas tensões está localizada por fora destes critérios estabelecidos pelas curvas, haverá ruptura por fadiga (região de vida finita)

Na representação gráfica (Figura 2.9), é importante ressaltar que a tensão média deve se aproximar do limite de resistência à tração do material (S_u) quando a amplitude de tensão é nula, ou seja, nesta situação o material praticamente está em tração pura, e por tanto, este limite é uma propriedade do material conhecida. Os critérios de Goodman 2.4a e Gerber 2.4b são os mais utilizados e tem o limite de resistência à tração como referência, o modelo ASME 2.4d é baseado no modelo de Gerber. Já o critério de Soderberg 2.4c é mais conservativo e usa o limite de escoamento (S_y). Enquanto o critério de Morrow 2.4e normalmente utiliza o limite de resistência à tração verdadeiro (S_f). São apresentadas a seguir as expressões matemáticas dos critérios anteriormente mencionados

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_u} = 1 \quad (2.4a)$$

$$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_m}{S_u}\right)^2 = 1 \quad (2.4b)$$

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_y} = 1 \quad (2.4c)$$

$$\left(\frac{S_a}{S_e}\right)^2 + \left(\frac{S_m}{S_u}\right)^2 = 1 \quad (2.4d)$$

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_f} = 1 \quad (2.4e)$$

Ao contrário aos critérios anteriores, o critério de Smith-Watson-Topper (SWT) não depende de nenhuma propriedade do material e oferece resultados razoáveis para a maioria dos metais, e ótimos resultados para ligas de alumínio. Em consequência este critério é bastante conveniente para estudar a influência da tensão média sobre a resistência em fadiga das ligas de alumínio. Apresenta-se a seguir as três expressões matemáticas equivalentes deste critério:

$$S_e = \sqrt{S_{max} S_a} \quad (2.5a)$$

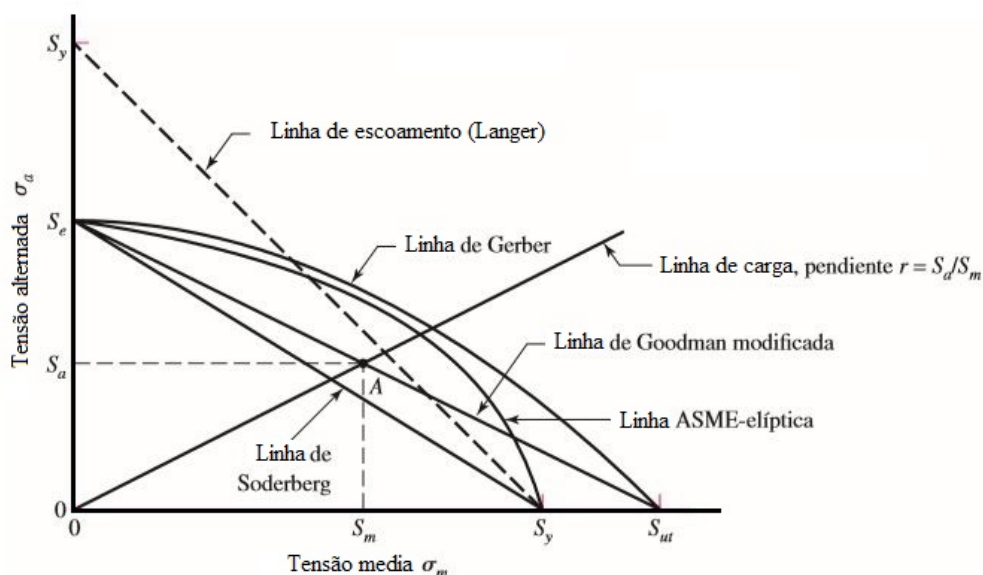


Figura 2.9: Diagrama de fadiga mostrando vários critérios de falha. Pontos acima da curva do critério indicam falha.

$$S_e = S_{max} \sqrt{\frac{1-R}{2}} \quad (2.5b)$$

$$S_e = S_a \sqrt{\frac{2}{1-R}} \quad (2.5c)$$

Por último a equação de Walker usa uma constante associada ao material denotada por γ . Como o valor de γ está limitado ao intervalo entre 0 e 1, as equações de Walker e, de forma similar as de SWT, estão limitadas para valores positivos da tensão máxima ($S_{max} > 0$). As três expressões matemáticas equivalentes deste critério são apresentadas a seguir

$$S_e = S_{max}^{1-\gamma} S_a^\gamma \quad (2.6a)$$

$$S_e = S_{max} \left(\frac{1-R}{2} \right)^\gamma \quad (2.6b)$$

$$S_e = S_a \left(\frac{2}{1-R} \right)^\gamma \quad (2.6c)$$

A limitação destas equações está na determinação do valor de γ , já que este deve ser encontrado por ajuste dos dados experimentais, e em consequência não é possível realizar estimativas de vida em fadiga antes da realização dos ensaios. Porém, uma vez obtidos os dados experimentais, esta equação proporcionará o melhor ajuste.

Como pode ser observado para o caso particular de $\gamma = 0,5$ as expressões correspondem

às equações de SWT. Como foi mencionado γ representa uma característica do material, seu valor representa o inverso da sensibilidade do material à presença da tensão média. Ou seja, valores de γ próximos de zero representam alta sensibilidade e próximos de 1 baixa sensibilidade à presença da tensão média. Por exemplo, para o caso extremo de $\gamma = 1$ a equação 2.5b se transforma em $S_e = S_a$ o que corresponde a um efeito nulo da tensão média.

2.2 Fadiga por *fretting*

2.2.1 Introdução

O fenômeno de *fretting* refere-se a um deslocamento tangencial que ocorre entre duas superfícies em contato pressionadas entre si, permitindo o deslizamento de uma superfície sobre a outra e gerando uma área de adesão e uma área escorregamento. O movimento tangencial pode ser proveniente de vibrações devido a fontes externas ou da presença de cargas cíclicas tangenciais atuando em um das duas superfícies, que por sua vez gera um aumento da rugosidade das superfícies, tornando suscetível a nucleação de trincas. As trincas são concentradores de tensão e, em presença de cargas externas de fadiga, podem levar a uma falha prematura do componente. Esse fenômeno é conhecido como fadiga por *fretting*

2.2.2 Comportamento tribológico do contato

As geometrias de contato presentes nos diferentes sistemas de mecanismos e máquinas que são usados nas diferentes indústrias e até na vida cotidiana normalmente são complexas. Para representar de forma analítica a maioria desses contatos de modo geral são simplificadas a três casos de referência definidos de acordo com o número de dimensões estudadas, conforme apresentado na figura 2.10.

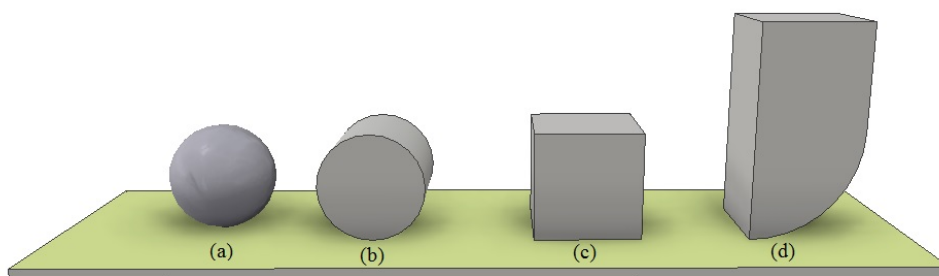


Figura 2.10: Configuração do contato por *fretting*

- Endentador convexo pressionado contra um espécime plano (ver figura 2.10 (a) e 2.10 (b)). Este é um exemplo de um contato incompleto, porque a extensão da área de contato não é definida totalmente pela geometria, depende da carga aplicada.

Além disso, os corpos de contato têm uma tangente comum na borda do contato, e a inclinação das superfícies deformadas é contínua. Parece, portanto, fisicamente razoável (e isso pode ser provado com rigor, (Hills et al. (1993)) que a pressão de contato também cai continuamente para zero. Em contatos incompletos, a distribuição da pressão de contato só é perturbada localmente por imperfeições menores no acabamento superficial.

Esfera levemente pressionada em um semi-plano elástico, figura 2.10 (a). À medida que os dois corpos são reunidos, o contato é feito ao longo de um ponto, e então, à medida que a carga é aumentada, esse ponto ampliará-se para formar um círculo. Esta geometria de contato não requer alinhamento. Tem portanto a vantagem de ser mais simples a implementação experimental. No entanto, a análise da área de contato é relativamente complexa porque envolve uma descrição tridimensional do contato,

Cilindro levemente pressionado em um semi-plano elástico, figura 2.10 (b). À medida que os dois corpos são reunidos, o contato é feito ao longo de uma linha, e então, à medida que a carga é aumentada, essa linha se ampliará para formar uma faixa estreita. Esta geometria têm a vantagem de permitir uma análise elástica bidimensional direta do problema de contato. Além disso, eles são muito mais fáceis de fabricar do que sapatas esféricas. Por outro lado, o processo de alinhamento é mais complexo.

- Endentador rígido e plano carregado contra um espécime plano, figura 2.10 (c). Contato completo, porque a extensão da área de contato é definida totalmente pela geometria. Existem dificuldades para determinar a distribuição de pressão e as trações de cisalhamento para este tipo de geometria. Outra desvantagem desta configuração é a sua sensibilidade ao problema de alinhamento. Além disso, a geometria é hipersensível aos erros de fabricação, é susceptível de alterar significativamente a distribuição da pressão de contato. (Lindley (1997); Hills, Nowell (1992))
- Endentador misto e plano carregado contra um espécime plano, figura 2.10 (d). A distribuição de pressão do contato será singular na borda abrupta, mas cairá continuamente para zero na outra extremidade do contato; A extensão do contato dependerá da carga.

2.2.3 Parâmetros de fadiga por *fretting*

A configurações experimentais de fadiga por *fretting* usadas nos diferentes laboratórios têm características comuns para controlar as variáveis de fadiga de *fretting*, como a carga normal P , a carga tangencial Q ou a carga remota B . Outras variáveis experimentais estão relacionadas aos diferentes materiais, as cargas (cargas e deslocamentos controlados), a geometria do contato, os parâmetros de integridade da superfície, tais como o acabamento, o ambiente e assim por diante. No entanto, a ASTM recentemente propôs um guia padrão

para o teste de fadiga por *fretting* (E2789-10 ASTM (2015)). A escolha da configuração de fadiga de *fretting* depende do contexto do trabalho e da escala da amostra de teste. As plataformas de teste em escala completa estão diretamente relacionadas a aplicações práticas, como por exemplo, a conexão de cauda de andorinha, conexão com parafusos ou rebitados e acoplamento ranhurado. Algumas configurações de dispositivos de *fretting* estão apresentadas na Figura 2.11.

As configurações de *fretting* podem ser classificadas de acordo com sua capacidade de aplicar uma amplitude de deslizamento de fricção:

- Quando o deslizamento de fricção não tem influência ou não precisa ser controlado, os testes podem ser feitos usando um equipamento de teste tipo ponte. Nesta configuração, o teste de fadiga de *fretting* é comumente realizado em máquinas dinâmicas servo hidráulicas. A pressão necessária para produzir *fretting* é transmitida através de um anel de prova calibrado (Figura 2.11(a)). Cada sapata tem duas superfícies de contato através das quais a carga de fricção é exercida sobre a amostra de fadiga. Descrição e variação mais detalhadas podem ser encontradas em (Sabsabi et al. (2011)).
- A segunda plataforma de teste de *fretting* foi desenvolvida por Nowell (1988) e Zhou et al. (1995). Nesta configuração, duas sapatas de fricção são pressionadas contra a amostra por uma força de contato constante, e a amostra de fadiga é submetida a esforço axial cíclico (Figura 2.11(b)). A tensão em cada extremidade da amostra de fadiga é desigual devido às forças tangenciais induzidas pela mola anexada às sapatas de fricção.
- Uma modificação da configuração do segundo tipo envolve o uso de um segundo atuador servo-hidráulico que permite gerar uma força tangencial ou deslizamento a traves de mover e controlar a sapatas (Figura 2.11(c)). Esta configuração de teste modificada foi desenvolvida pelo Ferry et al. (2017) fornece um método melhor para controlar o deslizamento relativo independentemente da carga remota de fadiga e carga de contato normal.

2.2.4 Mecanismo de *fretting*

Fretting é um problema tribológico complexo, que depende de diferentes parâmetros que influenciam a resposta das superfícies conectadas. A distribuição de pressões entre dois corpos em contato foi estudada inicialmente por Heinrich Hertz (1882), levado pela curiosidade em saber como duas lentes de vidro se deformam ao se tocarem. Hertz resolveu o problema supondo duas esferas em contato elástico sem atrito. Huber (1904) determinou os campos de tensão abaixo das superfícies das esferas. A formulação de Hertz descreve também os casos do contato incompleto e não conforme da esfera sobre plano e

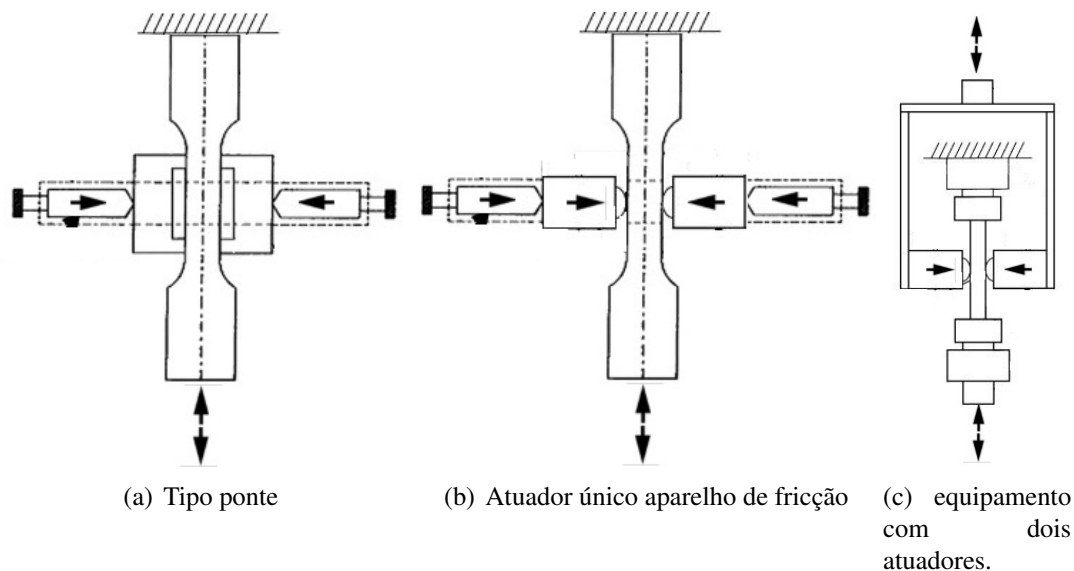


Figura 2.11: Esquema das configurações dos dispositivos de *fretting*

do cilindro sobre plano, que recebem a denominação geral de contato hertziano. A análise de Hertz ainda forma a base de várias situações industriais envolvendo o contato elástico, Dobromirski (1992) contabilizou variáveis diferentes e classificou-as em dois conjuntos de variáveis primárias e secundárias, que têm efeitos diretos e indiretos sobre o comportamento de fadiga de *fretting*. O conjunto primário de variáveis inclui o coeficiente de fricção f , a magnitude do deslizamento δ e a pressão de contato p_0 atuando na interface de *fretting* enquanto as condições ambientais, a microestrutura, a rugosidade da superfície e outras são reunidas no conjunto secundário de variáveis. Em 1968, Nishioka e Hirakawa fizeram um trabalho significativo sobre o efeito de vários fatores sobre a resistência à fadiga, como pressão de contato, amplitude de deslizamento relativo, condições ambientais e materiais (Nishioka, Hirakawa (1969a), Nishioka, Hirakawa (1969b)). Soderberg determinou o dano por *fretting* como "o dano infligido às superfícies de desgaste devido a deslocamentos oscilatórios de baixa amplitude", mas especificou que não existe uma definição geral para "baixa amplitude". Neste contexto, diferentes regimes de *fretting* podem ser definidos quanto ao deslocamento relativo medido (Figura 2.12):

- Regime de escorregamento parcial: Danos superficiais muito limitados por oxidação e desgaste. Nenhuma formação de fadiga por *fretting* observada até um milhão de ciclos. Dano de baixa fricção.
- Regime misto de deslizamento: Os efeitos de desgaste e oxidação são pequenos. Nishioka et al. (1968) mostraram que a quantidade de escorregamento relativo influenciou a resistência à fadiga. No entanto, eles mostraram um efeito mínimo na frequência da amplitude relativa do deslizamento.
- Regime de escorregamento total: Dano superficial grave por desgaste, auxiliado pela oxidação. Formação de trincas limitada.

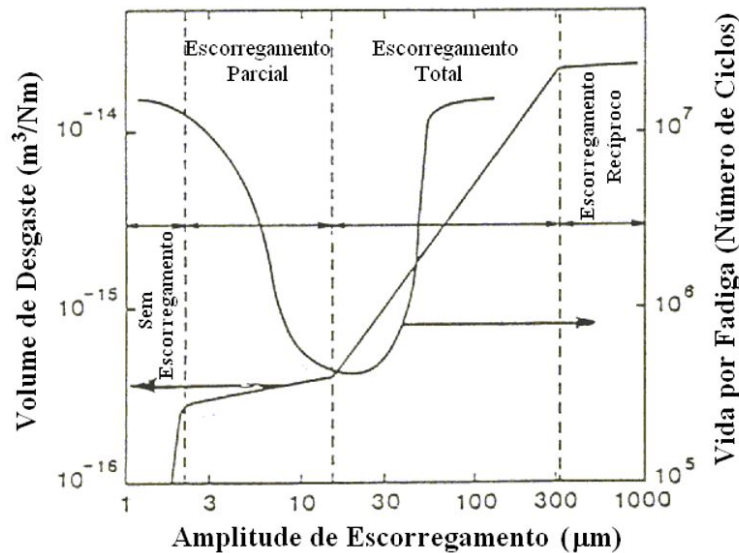


Figura 2.12: Diagrama esquemático da relação típica entre a amplitude do deslizamento e a taxa de desgaste e vida de fadiga por *fretting* (Rossino (2008)).

2.2.4.1 Atrito

A resistência à fricção no movimento relativo de dois objetos sólidos geralmente é proporcional à força de pressão entre as superfícies e as rugosidades das mesmas, bem como a rugosidade das superfícies. A força de fricção também é presumida proporcional ao coeficiente de fricção. No entanto, a força necessária para mover um objeto a partir do repouso geralmente é maior do que a força necessária para mantê-lo em movimento a velocidade constante, uma vez que ele é iniciado. Em geral, três coeficientes de fricção são definidos:

- Coeficiente de fricção estática, f_m , que pode ser medido antes de um teste de fadiga por *fretting* ou após a realização do teste de fricção durante um certo número de ciclos.
- Coeficiente de fricção cinética, f_k , é definido como o atrito durante o deslizamento total. Endo, Goto (1978) mostram que o coeficiente cinemático de atrito é constante para todos os ciclos considerados e é quase independente da pressão de contato e da geometria do contato.
- Coeficiente de fricção dinâmica, que é igual ao coeficiente cinético de fricção em deslizamento total, mas menor em deslizamento parcial. Endo, Goto (1978) mostrou que o coeficiente de fricção muda aumentando o número de ciclos e também depende da carga de contato.

A Figura 2.13 mostra os resultados obtidos por McColl et al. (2004) na avaliação da simulação e validação experimental de desgaste por *fretting* em aço liga de alta resistência. Observou-se um aumento no coeficiente de fricção durante os primeiros ciclos dos experimentos. Esta figura também deixa claro que f é reduzido com um aumento na

carga normal. Outros autores estudaram o foco de outros parâmetros no coeficiente de fricção. Um aumento na amplitude do deslizamento resulta em um aumento do coeficiente de fricção, enquanto um aumento na pressão de contato, frequência cíclica e temperatura diminui o coeficiente de fricção.

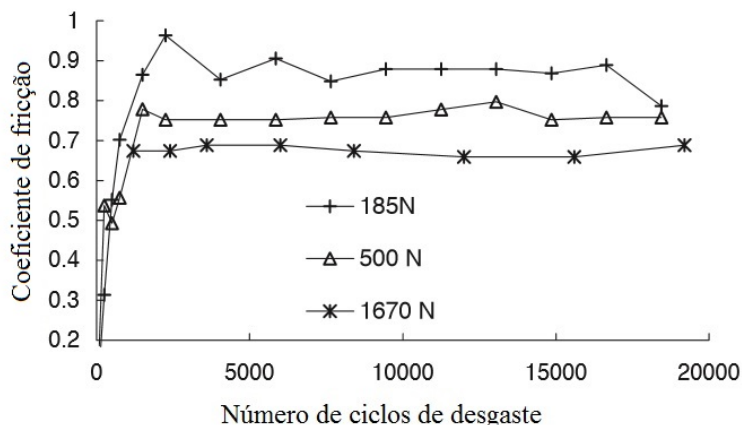
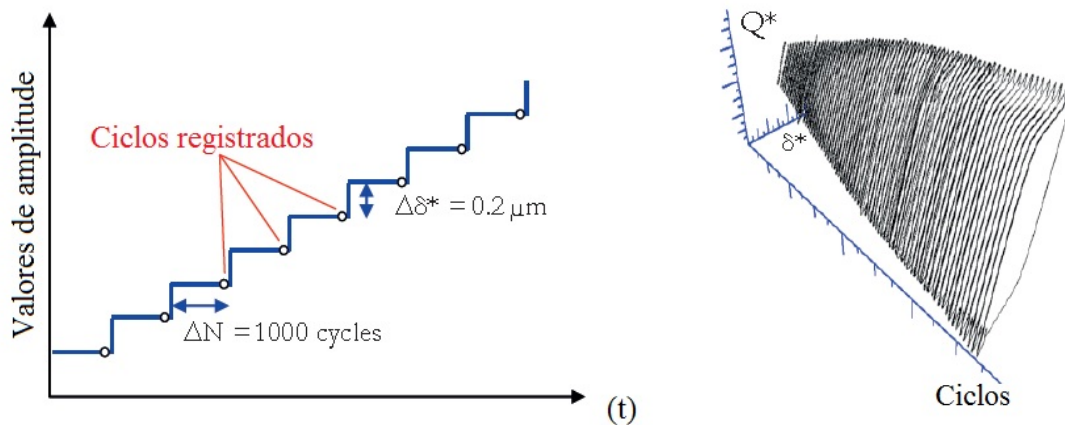


Figura 2.13: Coeficiente de fricção versus número de ciclos de desgaste por *fretting* (McColl et al. (2004)).

Essa complexidade do coeficiente de fricção leva a discussões quando se trata de modelar o *fretting*. Na maioria dos estudos, sob condição de deslizamento parcial, o coeficiente de fricção é frequentemente considerado constante ao longo da superfície de contato. Fouvry et al. (2004) tentaram definir a transição da condição de deslizamento parcial para deslizamento total usando uma análise de descontinuidade energética. Para esse fim, eles usaram o método de deslocamento incremental introduzido por Voisin et al. (1995). Este método consiste em um aumento sucessivo de amplitude de deslocamento num determinado número de ciclos, em regime de deslizamento parcial para grande deslocamento na condição de deslizamento total (Figura 2.14(a)). Ao representar a histerese da amplitude do deslizamento contra a força tangencial, a energia dissipada aparece como a superfície do ciclo. Essa energia dissipada tende a aumentar ao passar do regime de deslizamento parcial para deslizamento total (Figura 2.14(b)).

O coeficiente de fricção correspondente à transição entre os dois regimes é considerado o coeficiente de fricção a ser usado no modelo. Hills, Nowell (1994) tentaram relacionar o coeficiente médio medido de fricção, f_m como o coeficiente de fricção real nas zonas de deslizamento. Eles assumiram que o coeficiente de fricção na zona de deslizamento era uma função de ciclos de fricção e atingiu um valor f_n após n ciclos. Eles dividiram a zona de contato em três porções e derivaram uma equação analítica que relacionava os coeficientes de fricção de adesão e da zona de deslizamento com a média f_m . O coeficiente de fricção na zona de aderência foi considerado constante durante o *fretting* no valor inicial de f_0 . A proporção de Q/F fornece o coeficiente médio de fricção, que corresponde ao estático como apresentado acima. Uma vez que f_m é medido, f_n pode ser calculado.



(a) Método do coeficiente de atrito do deslocamento (b) Ciclo de histerese do ensaio de amplitude de deslocamento incremental

Figura 2.14: Ilustração da metodologia para análise do dano por *fretting* (Fouvry et al. (2004))

2.2.4.2 Desgaste

O desgaste é a remoção gradual de material obtido em contato com superfícies em movimento relativo. O desgaste geralmente está associado ao regime de deslizamento total e muitas vezes no regime de deslizamento parcial (ver fig:2.15). Muitos mecanismos de desgaste diferentes foram identificados. Uma primeira classificação de mecanismos é baseada em sua importância relativa na prática de engenharia. O presente estudo está limitado ao regime misto onde o fenômeno de desgaste geralmente não é considerado.

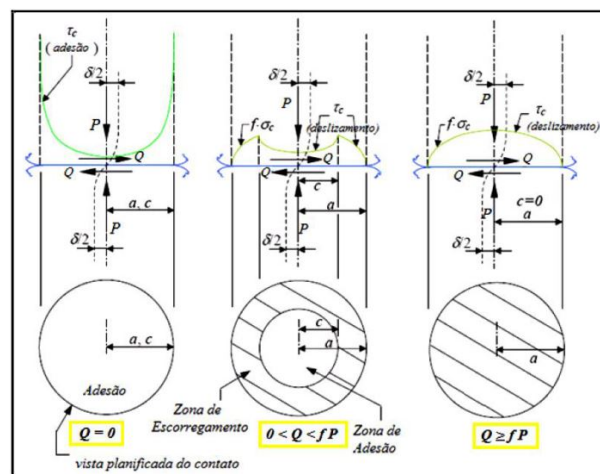


Figura 2.15: Escorregamento relativo entre as esferas: adesão em $Q = 0$; escorregamento total $Q = fP$; anel de escorregamento em torno da zona de adesão em $0 < Q < fP$ Fadel (2010)

2.2.5 Contato hertziano

Para a formulação e solução de problemas de contato semi-plano e axi-simétrico foi desenvolvida uma técnica geral usada por Hills, Nowell (1994), que envolveu uma equação integral para as trações superficiais, dado o deslocamento da superfície. As técnicas têm os méritos combinados de fornecer uma solução em forma fechada para as trações de superfície, mantendo um significado físico firme (sem potenciais envolvidos). Infelizmente, não existe uma técnica equivalente disponível com tais qualidades para a solução de problemas que tenham outras formas de contato. Deve-se, em vez disso, desenvolver funções de influência simples para elementos de tração uniformes ou variáveis linearmente em regiões, e usar técnicas de superposição numérica ou usar formulações de função potenciais. O primeiro tem a vantagem de manter um significado físico e sua generalidade física, mas o segundo tem a vantagem da possibilidade de obter uma solução mais precisa. Assim, embora a matemática interveniente seja inconsequente, os resultados finais podem estar em uma forma mais conveniente. Em particular, o contato hertziano que ocorre entre muitos componentes de engenharia mostra um campo de tensão tão rápido que as técnicas numéricas eliminam muito dos detalhes necessários para entender a gravidade do estado de tensão induzido.

2.2.5.1 Considerações geométricas

Um contato Hertziano geral ocorre sempre que as superfícies em contato podem ser adequadamente descritas por expressões de segunda ordem e as dimensões da zona de contato são pequenas em comparação com os raios de curvatura característicos das superfícies. Os casos mais frequentemente encontrados estão em cilindros cruzados. Quando formam algum ângulo entre si, produzem contatos hertzianos elípticos. A configuração esquemática do problema de contato entre dois cilindros equivalente a dois fios de camadas distintas no cabo está apresentada na Figura 2.16. A primeira abordagem na solução é encontrar os principais eixos situados no plano de contato, ou seja, que o termo contem (x,y) transforma-se na expressão 2.7 para a separação relativa dos pontos quando estão no ponto de contato inicial (Figura 2.17):

$$h(x, y) = \frac{1}{2}Ax^2 + \frac{1}{2}By^2 + \frac{1}{2}Cxy \quad (2.7)$$

Suponha que no corpo 1 (Figura 2.17) seja encontrado um conjunto de eixo cartesiano $x_1 - y_1$ que se encontra no plano de contato e é escolhido de modo que o raio principal de curvatura coincida com os eixos de coordenadas. Deixe os raios de curvatura nos planos $x_1 = 0$ e $y_1 = 0$ serem R_1 e R'_1 respectivamente. Da mesma forma, suponha que os planos principais no corpo 2 estejam nas direções $x_2 - y_2$, e deixe a curvatura nos planos $x_2 = 0$ e $y_2 = 0$ seja R_2 , R'_2 , respectivamente. Por último, suponha que os corpos estão pressionados em conjunto com um ângulo ϕ entre as direções x_1 e x_2 . Um conjunto comum de coordenadas (x, y, z) pode então ser encontrado de tal forma que o termo xy incluído

na Equação 2.7 realmente desaparece (Johnson (1985), Greenwood (1997)) e os coeficientes estão relacionados aos raios de curvatura correspondentes pela eq. 2.8

$$A + B = \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R'_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R'_2} \right) \quad (2.8a)$$

$$B - A = \sqrt{\left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R'_1} \right)^2 + \left(\frac{1}{R_2} - \frac{1}{R'_2} \right)^2 + 2 \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R'_1} \right) \left(\frac{1}{R_2} - \frac{1}{R'_2} \right) \cos 2\phi} \quad (2.8b)$$

$$C = 0 \quad (2.8c)$$

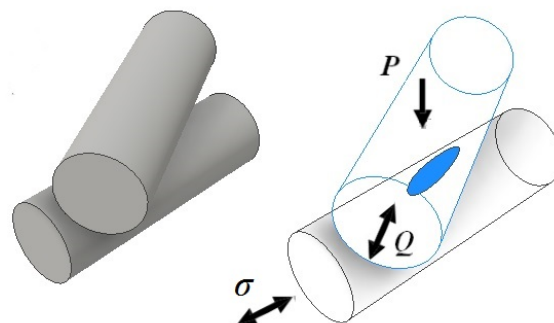


Figura 2.16: Figura esquemática da zona de contato entre dois cilindros cruzados

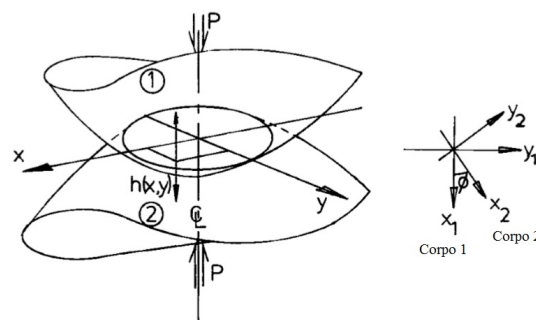


Figura 2.17: Geometria dos corpos de contato Hills et al. (1993).

Os contornos da separação inicial constante (Equação 2.7) são vistos como elipses cujos eixos estão na relação $\sqrt{\frac{B}{A}}$, assumi-se que quando os corpos são pressionados, o contato será feito sobre uma elipse cujos semi-eixos são de comprimento b e a . Além disso, por analogia com os casos planos e axi-simétricos, pode-se esperar que a distribuição de pressão seja na forma de um elipsoide, isto mostra-se na equação 2.9:

$$p(x, y) = -p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a} \right)^2 - \left(\frac{y}{b} \right)^2} \quad (2.9)$$

O deslocamento da superfície dentro do contato produzido pela equação 2.9 é dado pela

Equação 2.7 com uma escolha adequada de b, a, p_0 , para uma solução dos campos de pressões, tensão e deslocamento induzidos em meio espaço por pressão de contato (Equação 2.9) usando os métodos potenciais de Boussinesq e Cerutti, completamente descritos por Love (1892).

2.2.5.2 A distribuição de pressão

Tem-se uma distribuição de pressão elipsoidal (Equação 2.9), e substituímos, dando o potencial ψ a partir do qual pode-se determinar os deslocamentos. Isto é apresentado na equação 2.10

$$\psi(x, y, z) = \frac{1}{2}\pi abp_0 \int_{\gamma}^{\infty} \left\{ 1 - \frac{x^2}{a^2 + u} - \frac{y^2}{b^2 + u} - \frac{z^2}{u} \right\} \frac{\partial u}{\sqrt{[(a^2 + u)(b^2 + u)u]}} \quad (2.10)$$

Onde γ é a maior raiz (a única raiz positiva) de:

$$1 - \frac{x^2}{a^2 + \gamma} - \frac{y^2}{b^2 + \gamma} - \frac{z^2}{\gamma} = 0 \quad (2.11)$$

pode ser mostrado que $\gamma \rightarrow 0$, de modo que o intervalo de integração na Equação 2.10 seja fixo. A substituição dessa equação no potencial ψ dá, para o deslocamento da superfície:

$$u_z(x, y, 0) = \frac{1 - \nu}{2\pi\mu} (\delta - f_u x^2 - g_u y^2) \quad (2.12)$$

Onde: $k = \frac{b}{a}$

$$k'^2 = 1 - k^2$$

Assim, A_0 é uma medida da conformidade dos corpos:

$$A_0 = \frac{1 - \nu_1}{\mu_1} + \frac{1 - \nu_2}{\mu_2} \quad (2.13)$$

As equações 2.14a e 2.14b são duas equações simultâneas para b e a em termos das curvaturas principais A e B . Podem ser combinadas de forma útil para formar a seguinte equação para a elipticidade k em termos da relação $\left(\frac{A}{B}\right)$:

$$Aa^2 = p_0 A_0 b D'(k) \quad (2.14a)$$

$$Bb^2 = p_0 A_0 b B'(k) \quad (2.14b)$$

Onde:

$$B(k) = K(k) - D(k) \quad (2.15a)$$

$$k^2 D(k) = K(k) - E(k) \quad (2.15b)$$

Onde $E(x)$, $K(x)$ são integrais elípticas completas do primeiro e segundo tipo, respectivamente. As funções $E'(x)$, $K'(x)$ são usadas para as funções $E(x')$, $K(x')$.

Uma vez que A/B é conhecido por considerações geométricas, resolver o contato Hertziano geral:

$$k \approx \left(\frac{A}{B} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (2.16)$$

É fácil configurar uma sequência iterativa para resolver os semi-eixos a e b , a partir das Equações 2.14a e 2.14b como uma excelente primeira aproximação e a convergência é extremamente rápida.

O deslocamento da equação 2.12 pode ser feito da mesma forma que a requerida para a deformação de dois corpos de segunda ordem a uma superfície comum, ou seja, $\Delta - h(x, y)$ (Equação 2.7), onde Δ é a interpenetração dos sólidos na ausência de deformação e é dada diretamente como:

$$\Delta = \frac{1}{2} p_0 A_0 b k'(k) \quad (2.17)$$

Por último, a integração da pressão de contato (Equação 2.9) sobre a elipse de contato (que deve ser igual à carga aplicada, P) dá:

$$p_0 = \frac{3P}{2\pi ab} \quad (2.18)$$

2.2.5.3 Carga tangencial

A carga tangencial, dará origem a tensões de cisalhamento, $q(x)$, conforme foi descrito primeiro por Cattaneo (1938) e de forma independente por Mindlin (1949). Uma vez que nos testes de fadiga por *fretting*, a carga de cisalhamento aplicada é geralmente menor do que o limite para escorregamento completo, um regime de escorregamento parcial desenvolve-se. Neste caso, o escorregamento ocorre dentro de duas regiões simétricas $c \leq |x| < a$ que rodeiam uma região central de adesão $|x| < c$ (ver figura 2.18). Portanto, parece conveniente modelar as tensões de cisalhamento superficiais como uma perturbação da solução de escorregamento total:

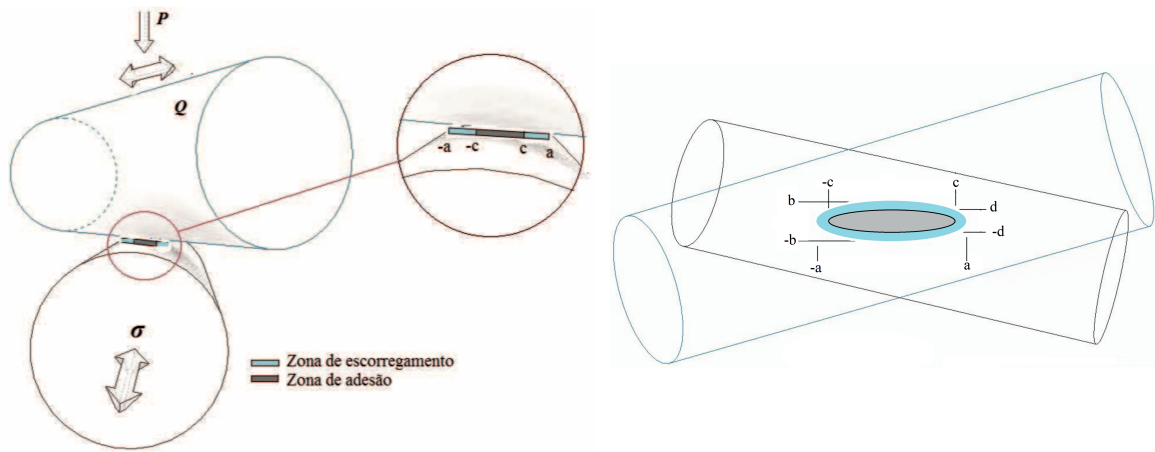


Figura 2.18: Figura esquemática do problema de contato relacionado à fadiga por fretting

$$q(x) = fp_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} + q'(x) \quad (2.19)$$

Onde a perturbação $q'(x)$ pode-se obter resolvendo a equação integral dada (Hills, Nowell (1994)) a perturbação $q'(x)$ é zero nas zonas de escorregamento ($c \leq |x| < a$). Na região de adesão, a forma de $q'(x)$ pode ser encontrada levando em consideração que não há variação no deslocamento relativo na direção x entre os pontos correspondentes ($g(x)$) nesta região. Assim sendo:

$$\frac{q'(x)}{fp_0} = \begin{cases} 0 & \text{se } c \leq |x| < a \\ \frac{c}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c}\right)^2} & \text{se } |x| < c \end{cases} \quad (2.20)$$

O tamanho da zona de adesão, c , é revelado considerando o equilíbrio tangencial.

$$\frac{c}{a} = \sqrt{1 - \left(\frac{Q}{fP}\right)} \quad (2.21)$$

O gráfico da Figura 2.19 ilustra um exemplo da distribuição normalizada de pressão e tensão de cisalhamento quando o valor da força tangencial é máximo no ciclo de carregamento. A zona central de adesão onde a tensão de cisalhamento é reduzida devido à perturbação na solução completa é imediatamente visível. Para avaliar a força tangencial e, conseqüentemente, as tensões e ou deformações em qualquer outro instante no contato por *fretting*, é necessário examinar o que acontece na inversão da carga (Hills et al. (1993)).

A lei de Amontons dá a relação entre a tensão de cisalhamento e a carga tangencial dentro da zona de escorregamento:

$$|q(x)| = -fp(x) \quad (2.22)$$

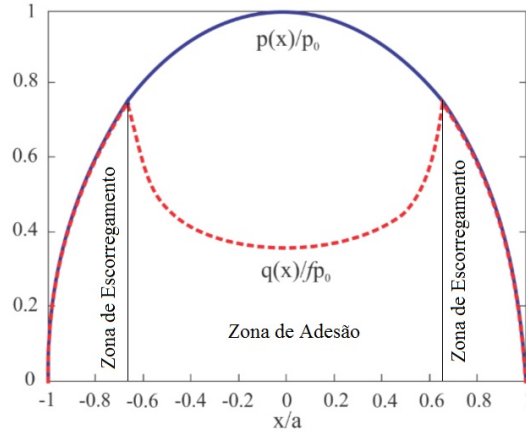


Figura 2.19: Perfil da distribuição de pressão e tensão cisalhante superficial para uma configuração típica de carregamento $Q/fP = 0,59$, $\sigma_B/fp_0 = 0$

E a direção da tensão de cisalhamento se opõe ao movimento relativo das superfícies, produzindo:

$$\text{sgn}(q(x)) = -\text{sgn}\left(\frac{\partial g}{\partial t}\right) \quad (2.23)$$

Na região central onde não há deslocamento relativo entre as partículas correspondentes, a tensão de corte deve ser inferior ao valor de fricção limitante, portanto:

$$|q(x)| < -fp(x) \quad (2.24)$$

Para encontrar a tensão de cisalhamento, tem-se na Figura 2.20 a variação da carga tangencial com o tempo. Quando a carga aumenta de 0 a Q_{\max} , a Eq.2.19 e Eq.2.20 descrevem a carga de cisalhamento. Agora, considere que a carga foi reduzida de seu valor máximo ao ponto B. Isso causará uma mudança de sinal na taxa de mudança do deslocamento tangencial $\frac{\partial g}{\partial t}$, portanto, a Eq 2.23 será desobedecida e espera-se adesão em todos os lugares dentro do contato. Reduzir ainda mais a tensão tangencial para o ponto C causará escorregamento reverso nos limites do contato. Nessas novas zonas de escorregamento ($c' < |x| \leq a$), e as tensões de cisalhamento mudará de $fp(x)$ para $-fp(x)$.

$$q''(x) = +2fp_0 \frac{c'}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c'}\right)^2} \quad (2.25)$$

A tensão corretiva necessária para evitar escorregamento é então apresentada na equação 2.25, as distribuições das tensões cisalhantes superficiais para casa região durante a fase de descarregamento são apresentadas na tabela 2.1.

O tamanho da nova zona de adesão no carregamento reverso é obtido a partir do equilíbrio

geral, o que fornece:

$$\frac{c'}{a} = \sqrt{1 - \left(\frac{Q_{Max} - Q}{2fP} \right)} \quad (2.26)$$

A figura 2.22 mostra a variação das tensões de cisalhamento em diferentes valores de Q correspondentes aos pontos A, C, D e E do ciclo de *fretting* totalmente invertido (Figura 2.20).

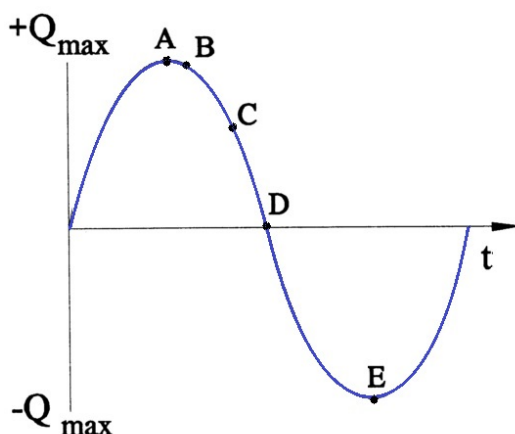


Figura 2.20: Variação do carregamento cisalhante Q com o tempo

$q(x)/fp_0$	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$

Tabela 2.1: Tensões superficiais cisalhantes para cada região durante a variação do carregamento tangencial com o tempo

2.2.5.4 Efeito da carga remota na distribuição de tensão de cisalhamento

A fadiga por *fretting* normalmente ocorre na presença da tensão remota em um ou nos dois corpos de contato, e surge de algum carregamento que não seja o contato em si. Considere, por exemplo, a configuração usada por Hills, Nowell (1992), representados na figura 2.21. Uma tensão oscilante, σ , é aplicada na extremidade do corpo de prova. Esse esforço faz com que o corpo de prova estenda-se e as duas sapatas cilíndricas que são apertadas deslocam-se para a direita. O movimento é impedido pelas molas gerando uma força de fricção tangencial Q que é aplicada ao contato em fase com a carga remota.

Se uma tensão de fadiga remota moderada (σ_B) é aplicada em fase com a carga tangencial, um deslocamento da zona de adesão será produzido, e além disso o espécime

experimenta uma deformação remota correspondente ϵ , que está ausente nas sapatas. Esse desajuste nas deformações causará um termo adicional na equação tangencial e as cargas de cisalhamento resultantes serão diferentes das que surgem na ausência de uma carga remota. As expressões que quantificam esse deslocamento na zona de adesão, em qualquer instante do tempo no carregamento cíclico (Hills et al. (1993)), são:

$$\frac{e}{a} = \frac{\sigma_B^{Max}}{4fP} \quad (2.27a)$$

$$\frac{e'}{a} = \frac{\sigma_B^{Max} - \sigma_B(t)}{8fP} \quad (2.27b)$$

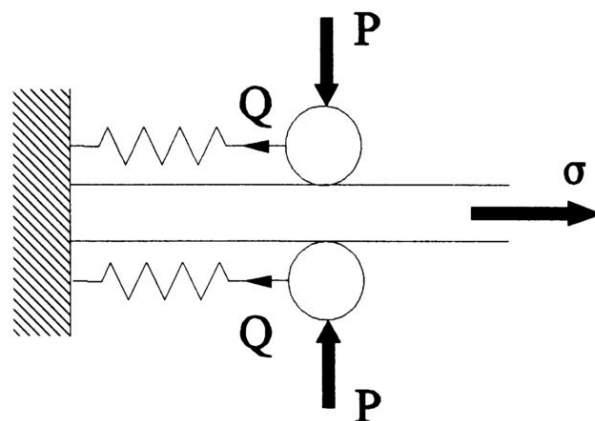


Figura 2.21: Figura esquemática do teste usado por Hills, Nowell (1992)

O efeito da tensão remota é o deslocamento da zona de adesão, que na ausência da carga remota estava na posição central, agora se torna $|x - e| < c$ que representa o domínio da perturbação na solução completa, em vez do antigo simétrico $|x| < c$, onde e é o deslocamento da zona de adesão do centro do contato.

A figura 2.22 mostra a história das tensões cisalhantes superficiais para uma combinação das cargas tangencial e remota. Percebe-se claramente o deslocamento na zona de adesão devido a presença da carga remota. A formulação desenvolvida acima para o deslocamento da zona de adesão é somente valido para pequenos valores da carga de fadiga, que irá produzir $e + c < a$ e $e' + c' < a$. Para carregamentos maiores, o tamanho e a posição da zona de adesão precisam ser calculados numericamente.

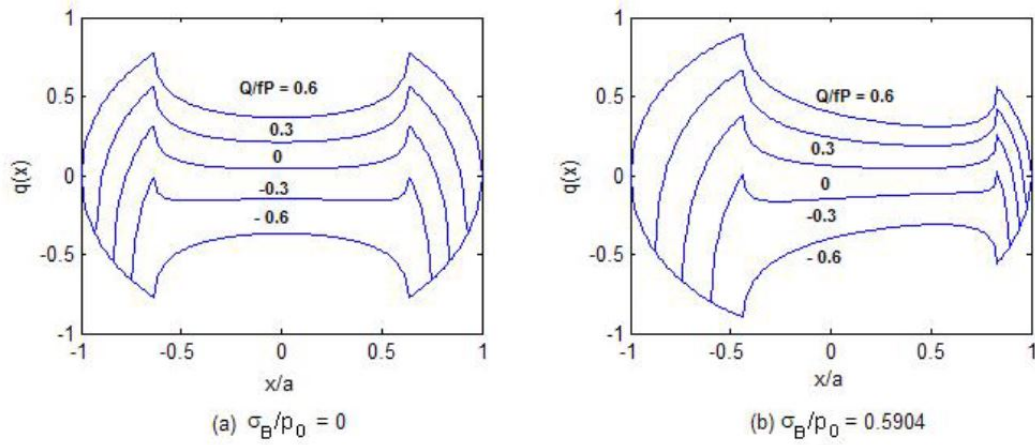


Figura 2.22: Efeito da carga remota a. Variação das tensões cisalhantes superficiais em diferentes instantes do carregamento cíclico tangencial b. efeito da carga remota nas tensões cisalhantes superficiais

2.2.5.5 Campo de tensão no interior do contato

Uma vez que a tensão superficial foi determinada, é possível avaliar as tensões na amostra tendo em consideração os efeitos da pressão normal, tração de cisalhamento e carga remota usando a teoria do potencial. Para a maioria dos componentes, é possível usar uma superposição dos campos de tensões devido ao contato. A avaliação do componente devido à carga normal pode ser obtida por superposição dos resultados para as tensões elípticas, embora a variação originada pelos termos de perturbação, $q'(X)eq''(x)$, terá que ser tomada em consideração. É particularmente importante observar que quatro combinações diferentes de superposição serão necessárias para expressar o campo de tensão durante a descarga e recarga e na carga máxima e mínima.

Na carga máxima é:

$$\frac{\sigma(x, y)}{p_0} = \left(\frac{\sigma^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{p_0} \right) + f \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{fp_0} \right) - f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x-e}{c}, \frac{y-e}{c} \right)}{p_0} \right) + \frac{\sigma_B}{p_0} \quad (2.28a)$$

No descarregamento:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma(x, y)}{p_0} = & \left(\frac{\sigma^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{p_0} \right) - f \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{fp_0} \right) \\ & + 2f \frac{c'}{a} \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x-e'}{c'}, \frac{y-e'}{c'} \right)}{p_0} \right) - f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x-e}{c}, \frac{y-e}{c} \right)}{p_0} \right) + \frac{\sigma_B}{p_0} \end{aligned} \quad (2.28b)$$

Na carga mínima:

$$\frac{\sigma(x, y)}{p_0} = \left(\frac{\sigma^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{p_0} \right) - f \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{fp_0} \right) + f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x-e}{c}, \frac{y-e}{c} \right)}{p_0} \right) + \frac{\sigma_B}{p_0} \quad (2.28c)$$

No recarregamento:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma(x, y)}{p_0} &= \left(\frac{\sigma^n \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{p_0} \right) + f \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x}{a}, \frac{y}{b} \right)}{fp_0} \right) \\ &- 2f \frac{c'}{a} \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x-e'}{c'}, \frac{y-e'}{c'} \right)}{p_0} \right) + f \frac{c}{a} \left(\frac{\sigma^t \left(\frac{x-e}{c}, \frac{y-e}{c} \right)}{p_0} \right) + \frac{\sigma_B}{p_0} \end{aligned} \quad (2.28d)$$

Onde c é a metade da distância da zona de adesão, e é o deslocamento da zona de adesão do centro do contato, σ^n , σ^t , σ_B , são os componentes dos diferentes eixos das tensões devido às cargas normal, carga tangencial e carga remota.

Capítulo 3

Contato elíptico hertziano

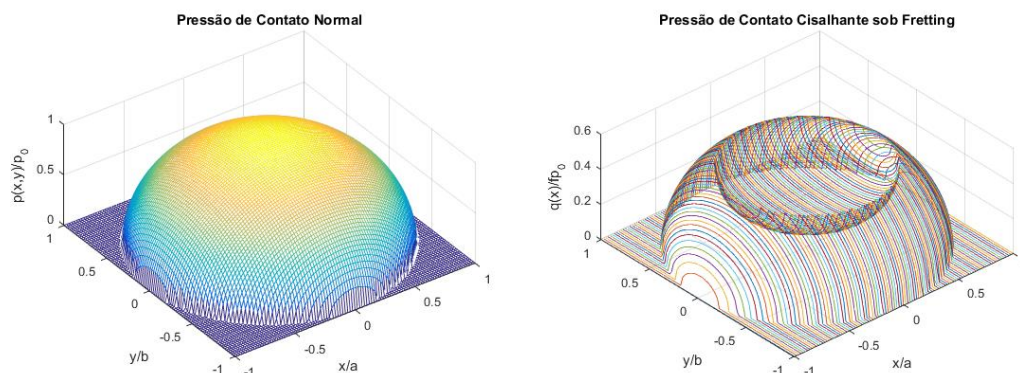
Neste capítulo será apresentada a distribuição de pressão e o mapeamento do campo de tensões para o contato elástico de cilindros cruzados entre seus eixos por um ângulo com solução analítica, usando geometrias idealizadas de tal maneira que as tensões ou deslocamentos induzidos pela natureza do contato sejam bem definidos, controláveis e possam ser verificáveis. Este tipo de estudo permite entender a influência das tensões geradas devido à fadiga por fretting que geram gradientes elevados de tensão próximos a zona de contato, além de induzirem um estado multiaxial. Neste capítulo, a distribuição do campo de tensões gerado em fadiga por fretting será quantificado e normalizado com relação aos tamanhos dos eixos do contato a e b , e a pressão máxima de contato p_0 . Para isso, toda a análise desta secção foi realizada utilizando a revisão de contato desenvolvido no item 2.2.5. Tal procedimento matemático foi implementado no programa MATLAB, através da rotina descrita no Apêndice 8.1 - 8.5. O primeiro passo é, portanto, produzir uma técnica para encontrar a distribuição de pressão e o campo interno de esforços, as tensões e deslocamento é encontrado usando as trações de superfície.

3.1 Distribuição de pressão contato elíptico

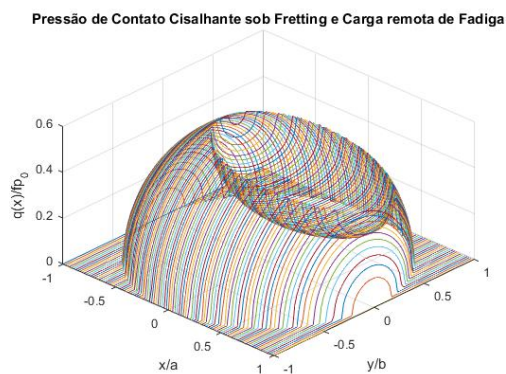
Na análise da distribuição de pressão devido ao contato hertziano, supõe-se dois corpos elasticamente similares situados em contato conforme a Figura 2.17. Enquanto uma força normal P é aplicada, uma pressão de contato comprime ambos corpos e ocorre um deslocamento paralelo das partículas da zona de contato. No entanto, como os corpos tem as mesmas propriedades elásticas, as partículas correspondentes dos corpos sofrerão o mesmo deslocamento relativo em x e y , ou seja, mesmo que haja um coeficiente de atrito f diferente de zero entre as superfícies, não haverá tensões cisalhantes.

Conforme mostrado na Figura 3.1(a) a distribuição de pressão tem uma forma elipsoidal. Porém, se uma força tangencial capaz de causar escorregamento for aplicada, surge então uma tensão cisalhante na região de contato, limitada pelo coeficiente de fricção, f como

mostra-se na figura 3.1(b) e 3.1(c). Assim, a tensão tangencial e a pressão de contato sobre as superfícies em contato podem ser tratadas de forma independente e podem ser simplesmente superpostas ao se analisar o estado de tensão nos corpos em contato (Suresh (1998)).



(a) Perfil da distribuição de pressão produzida por uma carga normal P . (b) Perfil da distribuição de pressão produzida por uma carga normal P e tangencial $\frac{Q}{fP} = 0,6$.



(c) Perfil da distribuição de pressão produzida por uma carga normal P , tangencial $\frac{Q}{fP} = 0,6$ e carga remota $\frac{\sigma}{p_0} = 0,4$.

Figura 3.1: Perfil da distribuição de pressão

Na Figura 3.1(a) Observa-se que, para a distribuição da pressão normal na superfície de contato $p(x)$, o valor máximo se encontra na região central da aplicação da carga P , denominada máxima pressão de contato p_0 e se torna nulo o valor de pressão na região final de contato $\frac{x}{a} = 1, \frac{x}{a} = -1, \frac{y}{b} = 1$ ou $\frac{y}{b} = -1$. Este perfil de distribuição é igual tanto para o regime de escorregamento parcial quanto para o regime escorregamento total, tendo em consideração que, o que diverge do regime parcial e regime total é a distribuição da tensão cisalhante na superfície de contato, e esta não tem influencia na distribuição da pressão entre os dois corpos durante escorregamento. Já para a distribuição de $q(x)$, observa-se que existe uma alteração considerável na distribuição da tensão cisalhante superficial para o regime de escorregamento total em relação a escorregamento parcial. Quando $Q = fP$, o escorregamento ocorre por toda a extensão do contato e diminui a distribuição de pressão. Quando $Q < fP$, o escorregamento parcial começa a acontecer, observando-se uma diminuição em $q(x)$ na região central do contato (Zona de adesão $|x| \leq \frac{c}{a}$), sendo máxima

na borda do contato (Zona de escorregamento). Quanto menor for $\frac{Q}{fp}$, maior será a zona de adesão, e menor será o valor de $q(x)$ na região de contato. Portanto, para o caso do regime de escorregamento total, na região central de contato entre os dois corpos, $p(x)$ e $q(x)$ alcançam valores máximos. Já para o regime de escorregamento parcial, a análise numérica evidencia que a tensão de cisalhamento na margem da região de escorregamento/adesão é duas vezes maior que o valor médio, sendo um local propício para a iniciação de trincas de fadiga (Mutoh (1995)). A Figura 3.1(c) exibe o efeito de uma tensão moderada de origem remota, se a tensão é aplicada em fase com a força tangencial gera um deslocamento das fronteiras entre a zona de adesão e as zonas de escorregamento.

3.2 Mapeamento do campo de tensão entre cilindros cruzados por seus eixos

Habitualmente apresentam-se associações entre diversas variáveis, como a carga normal, a carga tangencial, a amplitude de deslocamento relativo e tensão de fadiga remota. Essas relações são analisadas conjuntamente para descrever as distribuições de tensões no interior do contato. A aplicação de metodologias para estimar a resistência a fadiga por fretting de componentes mecânicos é geralmente baseada na determinação do campo de tensão cíclico na região do contato. Assim, é de grande importância mapear esse campo de tensão. Neste sentido, para a configuração adotada apresenta-se primeiramente o campo de tensões ao longo da superfície de contato. Logo após, apresenta-se a variação das tensões ao longo da profundidade para o ponto de maior solitação (hot spot). Deve-se lembrar que a configuração semelhante foi utilizada nos testes de Araújo et al. Araújo (2005).

O tamanho e a forma de um contato hertziano podem ser deduzidos a partir do conhecimento da geometria e da elasticidade dos corpos sendo pressionados em conjunto. Se os corpos são elasticamente semelhantes, a presença de forças tangenciais de fricção não causará nenhuma alteração na curvatura relativa das superfícies como foi mencionado anteriormente. Portanto, neste caso, a distribuição da pressão permanecerá elipsoidal. Mesmo que os corpos sejam elasticamente diferentes, a experiência com o problema cilindro-plano indica que a diferença na distribuição da pressão ou na forma de contato provavelmente não será marcada como afirma Hills, Nowell (1994). O problema que agora se quer resolver é o estado de tensões induzido por um contato hertziano elíptico deslizante, de modo que formalmente o problema do valor limite é o de um meio espaço submetido à seguinte distribuição de tração superficial (Figura 3.2).

Verificou-se que, para o caso da pressão normal, o campo de tensões se divide em dois conjuntos de resultados. Primeiro, o conjunto mais simples é composto por aqueles que incluem um subscrito z , pois podem ser encontrados a partir de ψ . Os outros três componentes exigem que a função ψ_i seja avaliada. As soluções para as tensões com um

subscrito z foram fornecidas por Fessler, Ollerton (1957). Álgebra detalhada para o problema geral, mas concentrando-se no eixo z , foi dada por Thomas, Hoersch (1930), e equações explícitas para as tensões num ponto geral foram dadas por Hills et al. (1993). O primeiro passo na solução é determinar o valor de s , dada pela raiz positiva da equação 3.1 e que representa $s = \frac{\gamma}{a^2}$ Eq. 2.11.

$$\frac{x/a^2}{1+s^2} + \frac{y/b^2}{k^2+s^2} + \frac{z/a^2}{s^2} = 1 \quad (3.1)$$

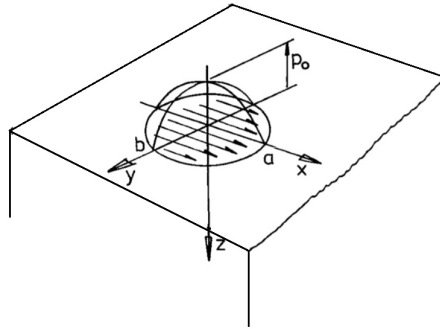


Figura 3.2: Diagrama esquemático da distribuição de pressão ao longo do contato.

Inicialmente, no estado de tensões induzido pela pressão normal, os três componentes de tensão simples são dados por:

$$\frac{\tau_{zx}}{p_0} = \frac{-k x/a z/a L}{1+s^2} \quad (3.2a)$$

$$\frac{\tau_{yz}}{p_0} = \frac{-k y/b z/a L}{k^2+s^2} \quad (3.2b)$$

$$\frac{\sigma_{zz}}{p_0} = -\frac{k z/a^2 L}{s^2} \quad (3.2c)$$

Em segundo lugar, os outros três são dados por:

$$\frac{\sigma_{xx}}{p_0} = \left(\frac{v}{\pi p_0} \right) \frac{\partial \psi}{\partial z} - \frac{(1-2v)}{2\pi p_0} \frac{\partial^2 \psi_1}{\partial x^2} - \frac{z}{2\pi p_0} \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} \quad (3.3a)$$

$$\frac{\sigma_{yy}}{p_0} = \left(\frac{v}{\pi p_0} \right) \frac{\partial \psi}{\partial z} - \frac{(1-2v)}{2\pi p_0} \frac{\partial^2 \psi_1}{\partial y^2} - \frac{z}{2\pi p_0} \frac{\partial^2 \psi}{\partial y^2} \quad (3.3b)$$

$$\frac{\tau_{xy}}{p_0} = \frac{(1-2v)}{2\pi p_0} \frac{\partial^2 \psi_1}{\partial x \partial y} - \frac{z}{2\pi p_0} \frac{\partial^2 \psi}{\partial x \partial y} \quad (3.3c)$$

Agora a atenção está no estado de tensão induzido pelas forças cisalhantes. Deve-se determinar os esforços induzidos por um contato deslizante quando uma vez que o potencial ψ associado à pressão normal é conhecido, neste caso, dois dos componentes da tensão têm

uma forma simples, isto é:

$$\frac{\tau_{yz}}{p_0} = -\frac{-k x/a y/b z/a}{s H G^3} \quad (3.4a)$$

$$\frac{\sigma_{zz}}{p_0} = -\frac{k x/a (z/a^2)}{s^3(1+s^2) H G} \quad (3.4b)$$

Os outros componentes da tensão são dados por:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{xx}}{fkp_0} &= -\frac{2 x/a}{k'^3} \left[(k'^2 + v) I_1 - vk^2 I_2 \right] - (1-2v) \frac{z}{a} \frac{\partial J}{\partial x} \\ &+ \frac{x/a}{HG^3} \left[\frac{z/a^2 (s^2 + k^2)}{s^3} + \frac{2v(y/b)^2 s}{s^2 + k^2} \right] \end{aligned} \quad (3.5a)$$

$$\frac{\sigma_{yy}}{fkp_0} = 2vx/a \left[\frac{k^2}{k'^2} (I_1 - I_2) - \frac{(y/b^2) s}{HG^3 (k^2 + s^2)} \right] + (1-2v) \frac{z}{a} \frac{\partial J}{\partial y} \quad (3.5b)$$

$$\frac{\tau_{xy}}{fkp_0} = \frac{y/a}{k'^2} \left[2v (I_1 - k^2 I_2) - k^2 I_2 \right] - \frac{2v(x/a)^2 (y/b) s}{HG^3 (s^2 + 1)} (1-2v) \frac{z}{a} \frac{\partial J}{\partial x} \quad (3.5c)$$

$$\frac{\tau_{zx}}{fkp_0} = \frac{-(x/a)^2 (z/a)}{HG s (s^2 + 1)^2} + z/a (I_1 - I_3) \quad (3.5d)$$

3.2.1 Distribuição das tensões ao longo da superfície do contato

As distribuições das componentes de tensões ao longo da superfície de contato são apresentadas na figura 3.3 com um valor de $\frac{\sigma_B}{p_0} = 0,6$, a figura 3.3(a) ilustra a variação de σ_{xx} na superfície de contato $\frac{y}{a} = 0,01$, $\frac{y}{a} = 0,05$ e $\frac{y}{a} = 0,1$, ao longo da região de contato de $\frac{x}{a}$ variando de -1 até +1. Na região de contato, o componente de tensão σ_{xx} , responsável pelo Modo I de crescimento de trincas, atinge seu valor máximo nas margens da zona de escorregamento, sendo o componente mais crítico em toda a região de contato, o que sugere que o ponto de maior sollicitação seja $\frac{x}{a} = -1$. Então, o ponto $\frac{x}{a} = 1$ e $\frac{y}{a} = 0$ é denominado de *hotspot*.

A figura 3.3(b) apresenta a variação de σ_{yy} ao longo da região de contato de $\frac{x}{a}$ variando de -1 a +1. O componente σ_{yy} tendo um formato simétrico com seu máximo valor compressivo no centro do contato e diminuindo gradualmente até um valor nulo nos extremos do contato, A figura 3.3(c) apresenta a variação do componente τ_{xy} tendo um formato simétrico e seu valor máximo é constante na zona de adesão e finalmente a figura 3.3(d) indica a variação do componente σ_{zz} . Da mesma forma os valores na distribuições de tensões da figura 3.3 é inversamente proporcional ao valor de $\frac{y}{b}$, visto que na medida que afasta-se da superfície de contato os valores de tensão vão decrescendo.

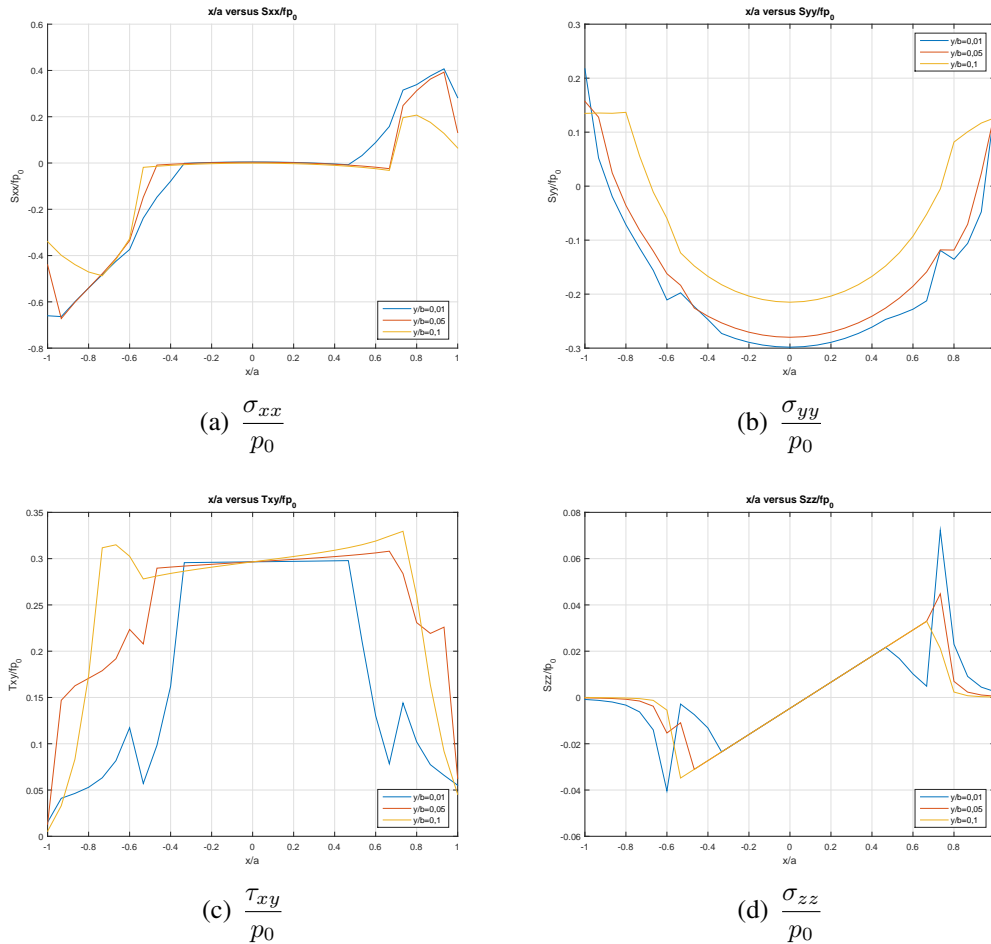


Figura 3.3: Distribuição dos componentes de tensão ao longo do contato em função de x/a

Na figura 3.4 a distribuição de tensão superficial da componente de tensão é apresentada para quatro instantes da carga Q . Na figura 3.4(a), essa variação é descrita para $\frac{\sigma_{xx}}{p_0}$, enquanto a 3.4(b) corresponde a valores de $\frac{\sigma_{yy}}{p_0}$. Já as figuras 3.4(c)-3.4(d) descreve a variação para as tensões $\frac{\tau_{xy}}{p_0}$, $\frac{\sigma_{zz}}{p_0}$, respectivamente.

A presença de uma amplitude de fadiga remota (σ_{B_a}) aumenta o rigor do componente σ_{xx} na superfície de contato, tendo uma importância menor para os outros componentes de tensão gerados. Da mesma forma (σ_{B_a}) causa um deslocamento na zona de adesão, mudando a distribuição das tensões de cisalhamento, figura 3.1(c) e figura 2.21 não tendo nenhum efeito sobre a pressão de contato. Este comportamento encontrado quando (σ_{B_a}) está presente no material causa diminuição na resistência do material, sendo o maior responsável pelo estágio de propagação de trincas de fadiga por fretting (Arora et al. (2007)).

3.2.2 Distribuição das tensões ao longo do interior do contato

Uma análise da distribuição de tensões em relação ao eixo z , iniciando na superfície do contato e analisando na profundidade da zona de contato, nas bordas da zona de escorregamento para os dois eixos da elipse $x/a = -1, y/b = 0$, $x/a = 0, y/b = -1$

e na região central de contato entre dois fios $x/a = 0, y/b = 0$, está ilustrada na Figura 3.5. Observa-se que os componentes de tensão apresentam gradientes severos, atingindo valores máximos na superfície, decrescendo rapidamente a valores menores a longo do eixo z . A componente de tensão σ_{zz} para $x/a = 0, y/b = 0$ é máxima na superfície, diminuindo proporcionalmente com a profundidade até um valor nulo. Os outros componentes de tensão, Figura 3.5(b) $x/a = 0, y/b = 0$, apresenta um comportamento semelhante na superfície começa em estado compressivo e rapidamente torna-se para um estado de tração, por último tendo uma tendência nula; A Figura 3.5(c) $x/a = -1, y/b = 0, x/a = 0, y/b = -1$ apresenta seu valor maior na superfície para o ponto $x/a = 0, y/b = 0$ e finalmente a Figura 3.5(a) $x/a = -1, y/b = 0, x/a = 0, y/b = -1$ tem um comportamento análogo, o maior valor está presente para o ponto $x/a = -1, y/b = 0$ observa-se a influência da σ_{B_a} .

A componente de tensão σ_{xx} é máxima na superfície, decrescendo rapidamente com a profundidade até um valor nulo e tornando-se a um valor constante, a análise é feita para o carregamento aqui considerado. Os outros componentes de tensão.

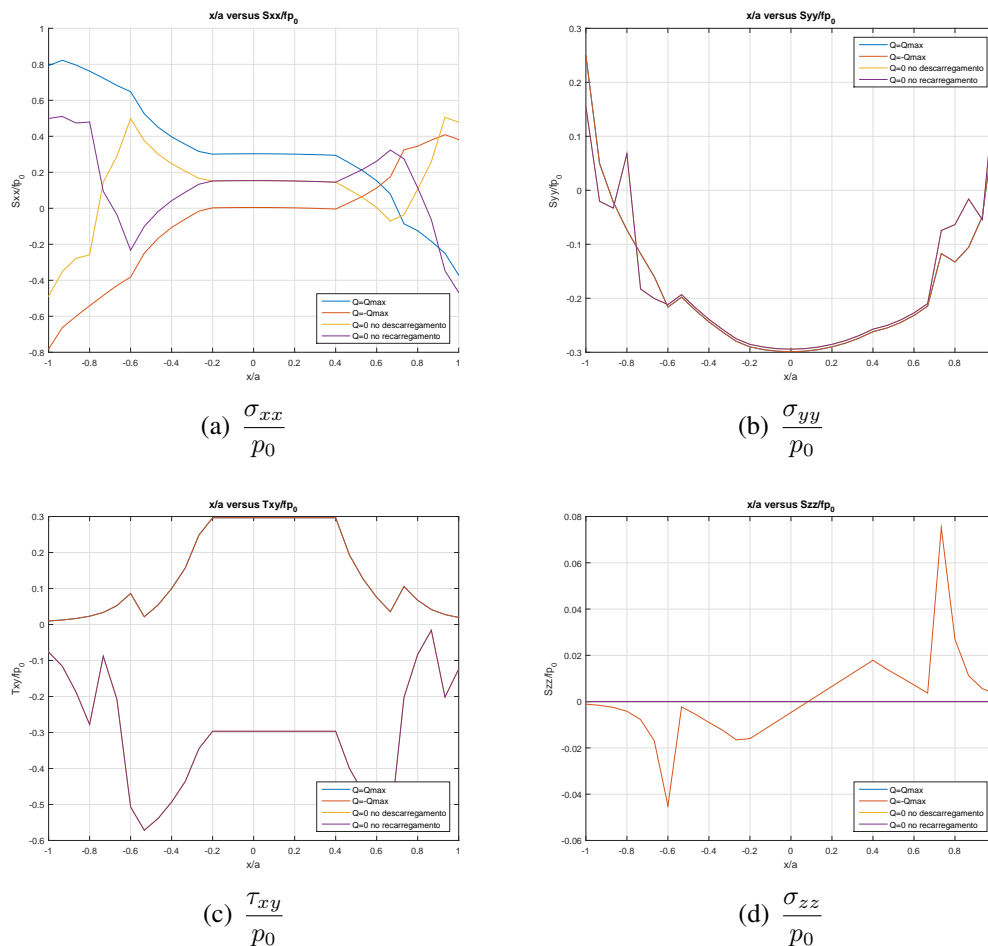
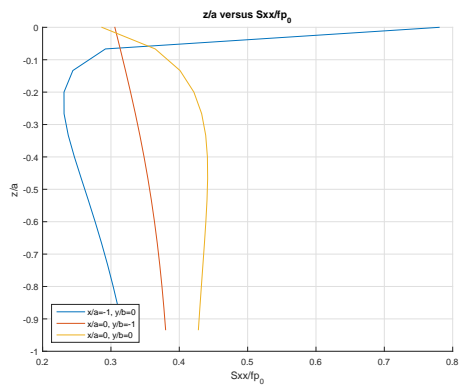
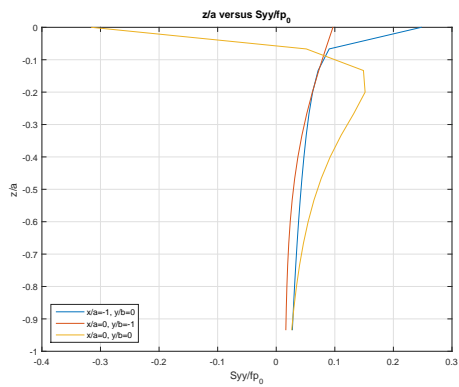


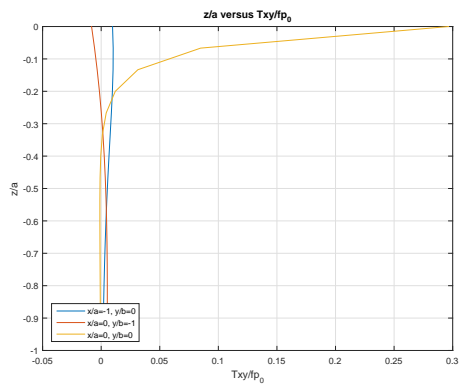
Figura 3.4: Distribuição dos componentes de tensão ao longo do contato em diferentes instantes de variação da carga tangencial em função de x/a



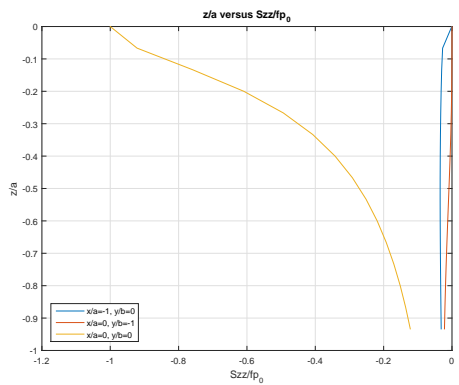
(a) $\frac{\sigma_{xx}}{p_0}$



(b) $\frac{\sigma_{yy}}{p_0}$



(c) $\frac{\tau_{xy}}{p_0}$



(d) $\frac{\sigma_{zz}}{p_0}$

Figura 3.5: Gradiente de tensão para $Q_{max}/f * p_0 = 0,6$ nos pontos críticos de contato em função de z/a

Capítulo 4

Metodologia

Neste capítulo, são apresentados as técnicas e procedimentos experimentais, as propriedades dos materiais e as características do corpo de prova. Uma consideração particular é dada neste capítulo ao dispositivo de fadiga por *fretting* e por último as condições de ensaio para testes de fadiga por *fretting*.

4.1 Corpos de prova

Os corpos de prova para realizar os ensaios de fadiga foram retirados do cabo IBIS - 397,5 MCM, usualmente usado pela CELG Distribuidora nas linhas de transmissão de energia. As amostras ensaiadas, cujo fabricante é a Prysmian Cabos e Sistemas (antiga Pirelli Cabos), foram fornecidas pela CELG.

A Figura 4.1 apresenta as quatro camadas concêntricas do cabo. As camadas internas são formadas por 7 fios de aço, um fio central e os fios restantes na seguinte camada. As duas camadas externas, são formadas por 26 fios de alumínio com uma distribuição de 10 fios para a terceira camada e 16 fios para a camada externa.

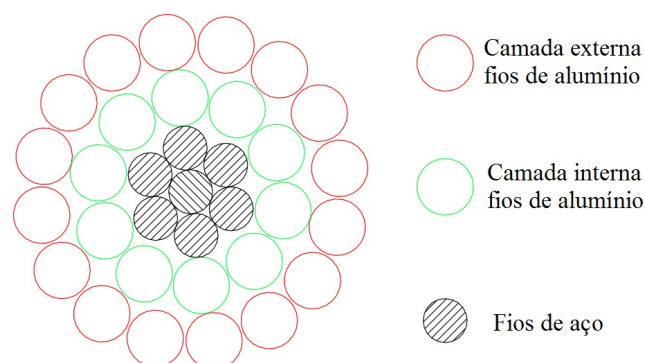


Figura 4.1: Vista esquemática da seção transversal do cabo IBIS 397,5 MCM

O material utilizado no cabo condutor de energia IBIS (CAA 397,5 MCM) é o alumínio 1350-H19. O alumínio 1350 corresponde à série 1XXX que representa o grupo de alumínio

forjado com no mínimo 99% de pureza, pois a presença dessas impurezas pode reduzir drasticamente a condutividade elétrica do material. O índice 1X50 determina a pureza do alumínio, neste caso é 99,5%. A referência H1X indica que o material não tem tratamento térmico depois do endurecimento por deformação e, finalmente, o H19 é o maior grau de endurecimento por deformação. A condutividade elétrica dos fios fabricados com essa liga é aproximadamente 61% IACS (*International Annealed Copper Standard*), o que é equivalente a ter uma condutividade elétrica de 61% daquela de um fio de cobre com o mesmo diâmetro. Além das boas características elétricas a liga 1350 oferece alta resistência à corrosão, boa conformabilidade, soldabilidade e resposta à anodização. Na Tabela 4.1 e na Tabela 4.2 são apresentadas a composição química e as propriedades mecânicas dessa liga, respectivamente.

Tabela 4.1: Composição Química das Ligas de Alumínio AA1350 H19. (NEXANS, Catalogo)

Liga de Alumínio	Al	B	Cr	Cu	Ga	Fe	Mn	Si	V-Ti	Zn	Cada	Total
AA1350-H19	99,5	0,05	0,01	0,05	0,03	0,4	0,01	0,1	0,02	0,05	0,03	0,1

Tabela 4.2: Propriedades Mecânicas Básicas das Ligas de Alumínio 1350 H19. (NEXANS, Catalogo)

Liga de Alumínio	Módulo de Young [GPa]	Limite de Resistência			Dureza [HBn]	Alongamento Na quebra [%]
		σ_{rt} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_e [MPa]		
AA1350-H19	68,9	186	165	48,3	50	5

Os fios são encordoados para construir os cabos condutores aumentando sua flexibilidade. No processo de encordoamento os fios são torcidos helicoidalmente, como pode ser observado na Fig. 1.2. Os fios, quando retirados do cabo, não estão esticados. Para preparar os corpos de prova esticou-se duas vezes cada um dos fios em uma máquina servo-hidráulica a uma taxa de $1 \frac{mm}{min}$ até que a força atingisse $1400[N]$, equivalente a $180[MPa]$. Tensões residuais são inseridas nesse processo de esticamento já que aplica-se uma carga superior ao limite de escoamento do material.

O procedimento usado para o esticamento dos fios para convertê-los em corpos de prova está descrito a seguir:

1. Foram cortadas seções do cabo condutor IBIS CAA 795MCM de aproximadamente 80 cm;
2. Separaram-se cada um dos fios do cabo condutor e foram identificados o material e a camada correspondente;
3. Foram formados dois grupos de fios do alumínio e de diferente camada. Um grupo foi usado como corpos de prova para ensaio de fadiga uniaxial (Camada de alumínio interna). O outro grupo foi usado como sapatas que serão os fios que aplicaram a força normal de *fretting* ao corpo de prova (Camada de alumínio externa);

4. Efetuou-se a configuração das condições de ensaio de tração no software da unidade de carga MTS por deslocamento;
5. Colocou-se o fio entre os mordentes;
6. Aplicou-se uma velocidade de avanço de $5 \frac{mm}{min}$ ate chegar a uma força de tração de 500 [N];
7. Aplicou-se uma velocidade de avanço de $2 \frac{mm}{min}$ ate chegar a uma força de tração de 1000 [N];
8. Aplicou-se uma velocidade de avanço de $1 \frac{mm}{min}$ ate chegar a uma força de tração de 1400 [N];
9. Os fios foram retirados, tiveram seus extremos cortados e foram realizados novamente os anteriores quatro passos.

4.2 Dispositivo de *fretting*

Com base no exposto na seção 2, optou-se por desenvolver uma configuração de dispositivo de *fretting* com dois atuadores, apresentado esquematicamente na figura 2.11(c) e baseado no princípio de funcionamento do mecanismo proposto por Hills, Nowell (1994). O dispositivo é acoplado a uma máquina servo-hidráulica com dois atuadores.

O dispositivo visa prover meios para a avaliação de forma experimental da influência das variáveis que governam o fenômeno de *fretting* na vida em fadiga do fio de alumínio. Para que ocorra *fretting* o fenômeno é induzido pela aplicação das carga de contato P , da carga de cisalhamento $Q(t)$ de baixa amplitude entre os fios e da carga cíclica remota de fadiga σ_B , conforme apresentado na figura 4.2.

Este aparelho utiliza uma máquina servo hidráulica para aplicar uma carga axial cíclica no CP por meio do atuador hidráulico inferior e registra-se as forças atuantes nas células de carga. O CP está preso pelas garras. A força normal de contato P é aplicada pelos dois atuadores pneumáticos e controlada pelas células de carga. As forças normal e tangencial são aplicadas ao CP pela sapata. A força tangencial e os deslocamentos relativos são proporcionados pelo atuador superior da máquina. Os dados são registrados na célula de carga. Deste modo, o dispositivo possui componentes que favorecem o micro-deslizamento e componentes que são responsáveis pela carga de compressão.

4.2.1 Controle de dados para testes de fadiga por *fretting*

Os parâmetros que podem ser controlados e alguns deles salvos durante um teste de fadiga de *fretting* com este novo dispositivo acoplado à máquina servo-hidráulica são os seguintes:

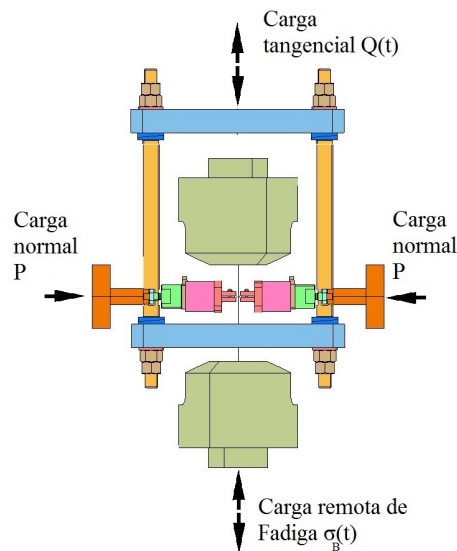


Figura 4.2: Desenhos ilustrativos do dispositivo de *fretting*

- A carga de contato normal que é aplicada em ambos os lados da amostra por meio do atuador pneumático, da mesa deslizante e dos suportes de fio e rolamento;
- A carga tangencial de contato que é controlada no ensaio ou produzida na reação da sapata pela carga remota;
- O deslocamento relativo entre as superfícies de contato (Corpo de prova e sapata);
- A carga remota que é controlada no ensaio;
- O deslocamento do corpo de prova produto da força remota;
- A carga reativa no mordente fixo da máquina MTS.

Para monitorar estas variáveis, são utilizadas cinco células de carga. Para registrar todas as variáveis em tempo real foi utilizado dois sistemas de aquisição de dados, o primeiro *Station Manager* corresponde ao controlador da MTS e o segundo corresponde ao controlador do sistema pneumático *Lynks* que pode ser visto na figura 4.3. O sistema de aquisição de dados mostrado na figura 4.3 envia a informação ao computador.

Foi utilizado um programa *Station Manager* que registra os dados ao mesmo tempo a partir das três células de carga. O computador que funciona em conjunto com a máquina de teste servo hidráulica registra diferentes variáveis de teste a carga cíclica axial da máquina que é aplicada na amostra, o tempo, o número de ciclos, o deslocamento e a tensão.

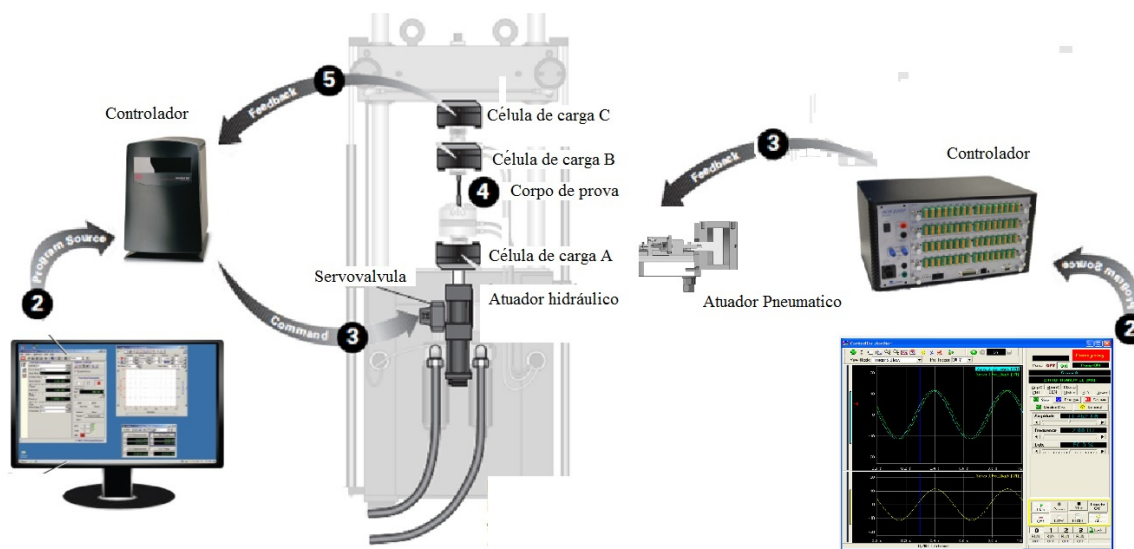


Figura 4.3: Sistemas esquemático dos sistemas de controle do dispositivo de *fretting*

4.3 Metodologia experimental

4.3.1 Estudo da marca de contato do cabo condutor

A estimativa da intensidade da carga P resultante da aplicação do aperto do grampo de suspensão é difícil de ser realizada recorrendo-se a soluções analíticas. Assim, desenvolveu-se um conjunto de procedimentos experimentais cujo objetivo é obter de forma aproximada o valor da carga de compressão P por meio da comparação entre as marcas geradas pelo aperto do cabo condutor realizada pelo grampo de suspensão (em condições reais de uso) com as obtidas em laboratório utilizando-se o dispositivo de ensaio de *fretting*.

Os ensaios experimentais do laboratório de cabos da UnB foram tomados como referência para definir as dimensões da marca de estudo, ou seja, as amostras dos testes feitos por Fadel (2010) para um cabo IBIS com uma carga de EDS 20% (EDS corresponde a uma quantidade percentual do limite de ruptura do condutor) e uma amplitude de deslocamento Y_b de 1,27mm. Os eixos das marcas da região da falha são medidos no microscópio confocal. As marcas conforme mencionado por Fadel et al. (2012) são causadas pelo histórico de carregamento aplicado em três etapas: Uma pré carga de tração (esticamento), uma carga de aperto aplicada pela ação de apertar o grampo de suspensão ao cabo e finalmente carregamento alternado devido à vibração eólica.

Devido a indisponibilidade de cabos IBIS no laboratório de cabos da UnB no período de desenvolvimento do projeto, realizou-se um teste no cabo TERN. O material do cabo TERN e o mesmo material do cabo IBIS e as camadas internas do cabo TERN são formadas por 7 fios de aço, um fio central e os fios restantes na seguinte camada. As três camadas externas são formadas por 45 fios de alumínio com uma distribuição de 9 fios para a terceira camada, 15 fios para a quarta camada e 21 fios para a camada externa. O diâmetro do fio no cabo TERN é 3,34mm. Foi utilizada a bancada de fadiga de cabos da UnB aplicando-se os

parâmetros de ensaio de Fadel (2010). Foi aplicada uma carga de tração no cabo condutor de EDS 20% e em seguida insere-se uma carga compressiva na montagem cabo/grampo pela aplicação de um torque de aperto nas porcas que fixam os parafusos aos grampos de suspensão. O valor desta carga de aperto é indicado por Fadel (2010). Para o grampo de suspensão mono-articulado na montagem de cabos de diâmetros entre 17 a 29 mm, o torque de aperto é de 50 [N.m.]. Por último retira-se a carga de aperto e a carga de tração. As marcas da zona de contato são analisadas no microscópio confocal e seus eixos serão medidos. A marca final de *fretting* no cabo IBIS e a marca inicial do cabo TERN servem como referência para determinar a força normal aplicada nos ensaios deste projeto.

A Figura 4.4(a) apresenta a forma típica das marcas de contato observadas nos fios na região de aperto do grampo. Após a identificação da falha, as marcas de *fretting* nos trechos dos fios localizados na região de ligação cabo-grampo são analisadas com o objetivo de caracterizar as dimensões da marca de falha e tentar obter as mesmas dimensões através do dispositivo. A Figura 4.4(b) ilustra as zonas presentes em uma marca de *fretting* e as dimensões que são levadas em consideração para a análise. No procedimento de medição são feitas três medições para eixo maior e três para o menor, fazendo uma média das medições e igualmente três medições na profundidade.

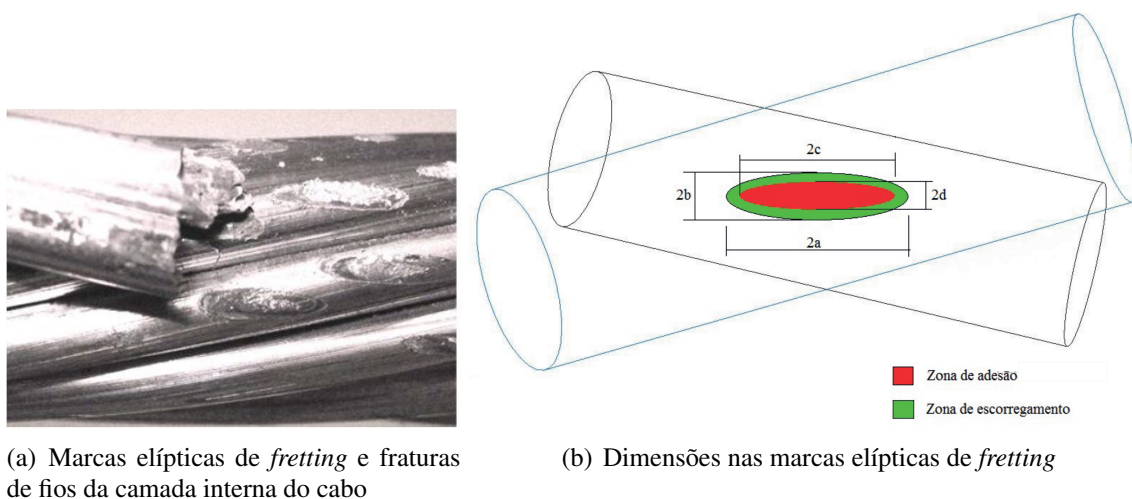


Figura 4.4: Marcas elípticas de *fretting* e suas dimensões

Para realizar o ensaio de *fretting* no dispositivo é necessário conhecer os ângulos de hélice em cada camada do cabo IBIS. O ângulo de hélice varia dependendo da camada e além disso o sentido de giro da hélice varia. Estes ângulos foram obtidos no laboratório de cabos. Com os cabos tracionados e apertados pelo grampo de suspensão o ângulo para camada externa foi de 16° e a camada interna de 13° em relação ao eixo do cabo. O ângulo de cruzamento dos dois fios é 29° .

4.3.2 Comportamento da variação do tamanho da marca de contato no dispositivo de *fretting*

O processo de movimento cíclico que é produzido pelos ventos nos cabos condutores produz uma maior flexão do condutor, e conseqüentemente, um maior desgaste dos fios, uma vez que o *fretting* reduz o diâmetro dos fios e é um dos principais motivos para um tempo de vida reduzido de um fio como assegura Wang et al. (2016). Por conseguinte, uma contribuição importante para o estudo da degradação do condutor em condições de *fretting* é analisar a evolução da marca produzida nos fios de alumínio em relação ao aumento da carga normal aplicada e analisar quantitativamente o perfil de profundidade côncavo da marca determinando um modelo teórico de um semi-elipsoide. Para obter os eixos da marca de contato é usado o filme sensível a pressão (FSP) da Fuji (*Pressure Measuring Film - FUJI PRESCALE FILM*) onde é possível verificar se a distribuição de pressão está uniforme ao longo do contato e para medir os eixos da área de contato. O filme atua como um revelador da zona de contato entre o corpo de prova e a sapata, projetando a área elíptica de contato. Nas figuras 4.5(a), 4.5(b), 4.5(c) e 4.5(d), ilustra-se o procedimento de medição das marcas sendo feitas três medições para cada eixo, para as seguintes cargas normais usadas s : 75, 100, 250, 500, 750, 1000, 1250, e 1500[N].

Igualmente é avaliada a influência da carga remota de alongamento nas dimensões da marca de contato com três diferentes níveis de tensão para avaliar a mudança de tamanho da marca com a variação de tensão. Foram usadas nestes casos, as tensões de 48 [MPa], 66 [MPa] e 72 [MPa]. O procedimento experimental é baseado no histórico de carregamento aplicado no cabo condutor. Aplica-se a carga remota por meio da máquina servo-hidráulica e concomitantemente aplicam-se a carga normal de contato, que são 250, 500, 1000[N] para cada tensão remota. As marcas de contato são analisadas com o objetivo de caracterizar as mossa com relação à força normal, para obter as dimensões de cada mossa (comprimento e largura). No momento da montagem do corpo de prova no dispositivo de ensaio utiliza-se um filme sensível a pressão entre o corpo de prova e a sapata, realiza-se o aperto e retira-se o filme. Em seguida são medidos os semi-eixos no microscópio confocal e verifica-se se a distribuição da pressão de contato entre os fios é adequada e se existem diferenças qualitativas na pressão durante a aplicação da carga que induz o contato entre os fios. O processo da obtenção da marca pelo filme sensível à pressão realizado no início de cada ensaio segue a seguinte sequencia:

- Posicionamento do filme sensível a pressão após a aplicação da carga remota de fadiga e da aproximação das sapatas;
- Aplicação da carga normal P , que induz o contato;
- Alívio da carga P para a retirada do filme sensível a pressão;
- Análise da impressão do contato no filme sensível a pressão. O ensaio só será realizado

quando se obtiver uma distribuição de pressão uniforme e similar às observadas durante o processo de calibração das condições de ensaio.

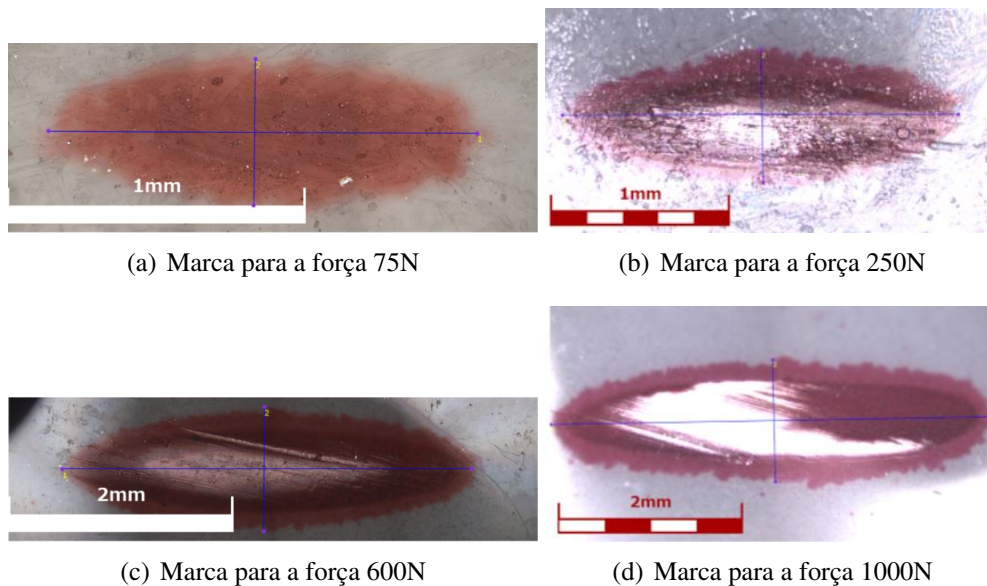


Figura 4.5: Marca observadas no filme de pressão para diferentes forças normais P

4.3.3 Ensaios de fadiga

O planejamento de testes visa determinar as condições do ensaio, as variáveis a serem controladas e as condições ambientais que tem influência no ensaio de fadiga em fios do material de estudo. Como indica a tabela 4.3, para estabelecer-se uma curva de tensão-vida (curva S-N) define-se o percentual de replicação conforme apresentado na equação 4.1.

$$\% \text{ replicação} = 100 \left(1 - \frac{\text{Níveis de tensão}}{\text{Número de CP's testados}} \right) \quad (4.1)$$

Tabela 4.3: Número de ensaios mínimos e percentual de replicação para cada tipo de ensaio, segundo a norma ASTM (2012)

Tipo de ensaio	Quantidade mínima de CP's	Percentual de replicação (%)
Preliminares e exploratórios (pesquisa e desenvolvimento)	6 - 12	17
Pesquisa e desenvolvimento de componentes	6 - 12	33
Dados admissíveis para projeto	12 - 24	50
Dados de confiabilidade	12 - 24	75

A razão de tensões R é uma variável de comparação com possibilidade de associar os resultados de vida em fadiga em fios com os resultados de vida em fadiga em cabos

Tabela 4.4: Número de ensaios realizados (com falha) para obter cada curva S-N

Tipo do CP	Nº de ensaios	Níveis de tensão	Percentual de replicação (%)
FN 1000	16	3	75
FN 500	16	4	68,8
FN 250	17	4	76,5
FN-Q 1000	12	4	66,7
FN-Q 500	12	4	66,7
FN-Q 250	12	4	66,7

condutores. Os parâmetros EDS (Every Day Stress) e YB (amplitude de deslocamento) do cabo condutor são avaliados no ensaio do fio através da tensão remota máxima e mínima. A realização de ensaios exploratórios com um $R = 0,1$ indica uma condição de tração-tração que não permite que o corpo de prova entre na etapa de compressão o que acontece igualmente no cabo com a pré carga de tração e o carregamento alternado devido à vibração eólica.

A umidade relativa (RH) e a temperatura (T) foram mantidas constantes durante todos os testes. Com a finalidade de determinar o comportamento da resistência à fadiga do material de estudo e limitar o tempo dos ensaios sem prejudicar a informação dos valores experimentais, definiu-se cinco milhões de ciclos como “vida infinita” (5×10^6) ou seja, quando o ensaio atinge este valor o ensaio é interrompido e a vida em fadiga para este corpo de prova é considerada como “vida infinita”. Visando determinar com maior certeza a linha de tendência das curvas S - N realizaram-se alguns ensaios que passaram o valor de vida infinita. O número de ensaios executados (com falha) para obter cada curva S-N é apresentado na tabela 4.4:

Conforme foi mencionado, apresenta-se o procedimento mais relevante para a execução dos ensaios de fadiga em fios:

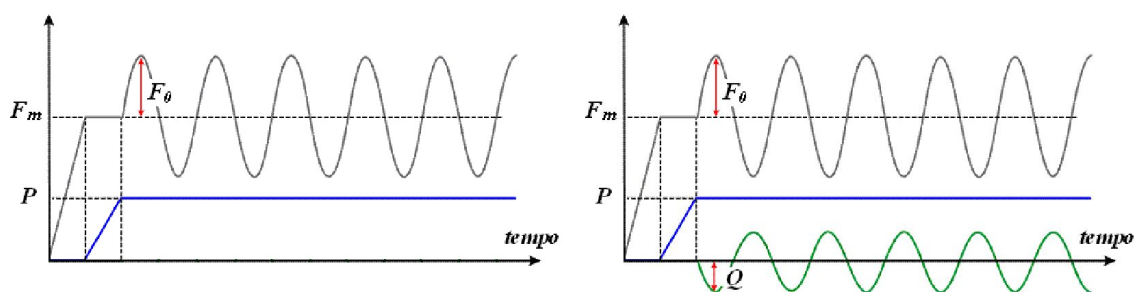
1. Configurar as condições de ensaio no software da unidade de carga MTS;
2. Aplicar a carga de pré-tensionamento que corresponde a força média remota do ensaio de fadiga;
3. Aplicar a força normal de contato ao corpo de prova por meio dos fios;
4. Executar o ensaio até a falha aplicando a carga remota alternada;
5. Retirar o corpo de prova nas garras da máquina de carga MTS e identificar a parte superior e inferior do corpo de prova.
6. Realizar uma inspeção visual que permita identificar os tipos de falha ocorridas nos fios.

O dispositivo de *fretting* está acoplado ao atuador superior de uma máquina servo-hidráulica e pode funcionar como uma mola que reage ao movimento da sapata

causada pela força remota aplicada no corpo de prova ou pode reagir com uma força controlada com a mesma frequência da força remota. O movimento surge quando o corpo de prova é submetido a uma carga remota cíclica e experimenta uma deformação que a sapata não percebe. Devido ao atrito entre as superfícies de contato e ao fato de que as sapatas estão presas ao dispositivo, os pontos de material na superfície de contato das sapatas não podem deslocar-se juntamente com suas contrapartes na superfície do corpo de prova. A reação da sapata resulta na carga tangencial cíclica, Q , que é, portanto, proporcional e sincronizada com a carga remota, σ_B .

Para a realização dos ensaios de fadiga por *fretting* serão estabelecidas duas configurações:

- Ensaios de fadiga por *fretting* com carga tangencial gerada pela carga remota: Corresponde a ensaios de fadiga com deslocamento nulo. O corpo de prova é fixado e aplica-se a tensão média remota σ_{B_m} antes de aplicar a força normal de contato P , com o objetivo de evitar alterações na superfície de contato. Depois de realizar o contato entre a superfície do corpo de prova e a sapata é aplicada a tensão alternada σ_{B_a} . Os carregamentos são aplicados como descrito na Figura 4.6(a), o atuador superior responsável pela aplicação da força tangencial Q é desabilitado e o corpo de prova estende-se e deforma-se sob a ação da carga remota oscilatória. O ponto de contato é deslocado e as vigas flexíveis aplicam uma carga tangencial Q ao corpo de prova por meio das sapatas.



(a) Diagrama de cargas do teste de *fretting* deslocamento nulo (b) Diagrama de cargas do teste de *fretting* força tangencial controlada

Figura 4.6: Diagrama da aplicação das cargas do teste de *fretting* para as duas configurações

- Ensaios de fadiga por *fretting* com carga tangencial controlada e carga remota: Corresponde a ensaios de fadiga configurados com força tangencial nula $Q = 0$. O atuador hidráulico reage às cargas tangenciais geradas pela força remota de fadiga σ_B e gera uma força tangencial mínima para tentar anular a carga. O corpo de prova é preso e aplica-se a tensão média remota σ_{B_m} . Posteriormente aplica-se a força normal de contato P , com o objetivo de evitarem-se alterações na superfície de contato. Ao realizar o contato entre a superfície do corpo de prova e a sapata é aplicada a tensão alternada σ_{B_a} . Os carregamentos são aplicados como descrito na Figura 4.6(b). O

atuador superior responsável pela aplicação da força tangencial é controlado para atuar como um mecanismo redutor das força tangencial gerada pela sapata.

As curvas S-N apresentadas neste projeto tem como proposito obter dados admissíveis para o desenvolvimento de projetos posteriores e para pesquisa e desenvolvimento de componentes ou amostras.

4.4 Metodologia Numérica

A metodologia mostra a interação fio-fio que ocorre no interior do cabo, simulando as condições de *fretting* de um corpo elástico em contato com outro corpo elasticamente e geometricamente similar ao primeiro, e apresenta o comportamento das tensões no interior dos corpos em contato. A configuração de fadiga por *fretting* de cilindros cruzados foi modelada com elementos finitos usando o software comercial ABAQUS. É apresentado um modelo elástico tridimensional do cilindro contra outro cilindro.

4.4.1 Modelagem por elementos finitos de testes de fadiga por *fretting*

Usando a simetria do arranjo experimental, apenas três partes foram construídas com o intuito de representar os fios em contato, onde duas delas são desenhadas como semicírculos com 3,139 mm de diâmetro, que posteriormente, serão projetadas com um comprimento em 12 mm. Além disso, esses corpos foram subdivididos para obter a distribuição de elementos finitos e a fim de retirar, por meio de corte extrudado, a região que englobasse a zona de contato. A terceira parte chamada de "Acoplamento"construiu-se com as medidas da região retirada dos corpos, para que a malha pudesse ter um maior número de elementos localmente e para capturar com precisão a variação das pressões de contato e da geometria. Tal procedimento baseou-se diretamente no adotado por Cruzado et al. (2013). A Figura 4.7 mostra as partes construídas e suas respectivas partições.

Na secção de conjunto montado as partes foram organizadas de tal forma que a Sapata foi colocada sobre o CP, com uma defasagem de 29° entre seus eixos, a fim de representar a configuração adotada no cabo condutor depois de ser tensionado. Além disso, duas instâncias de acoplamento foram criadas e atribuídas nas superfícies de acoplamento do CP e da sapata com o acoplamento, utilizando um limitante do tipo *tie*. Essa configuração segue apresentada na Figura 4.8. O material utilizado foi o mesmo para os três corpos, sendo suas características anteriormente apresentadas na Tabela 4.2.

No modulo de "Passo"foram adotadas a configuração seguinte: um modelo elástico onde foram criados três passos do tipo estático generalizado, sendo referentes o deslocamento responsável pela inicialização do contato, à aplicação da carga media remota de fadiga B_m , à implementação da carga P e em seguida a carga alternada B_a . Todos os passos tiveram

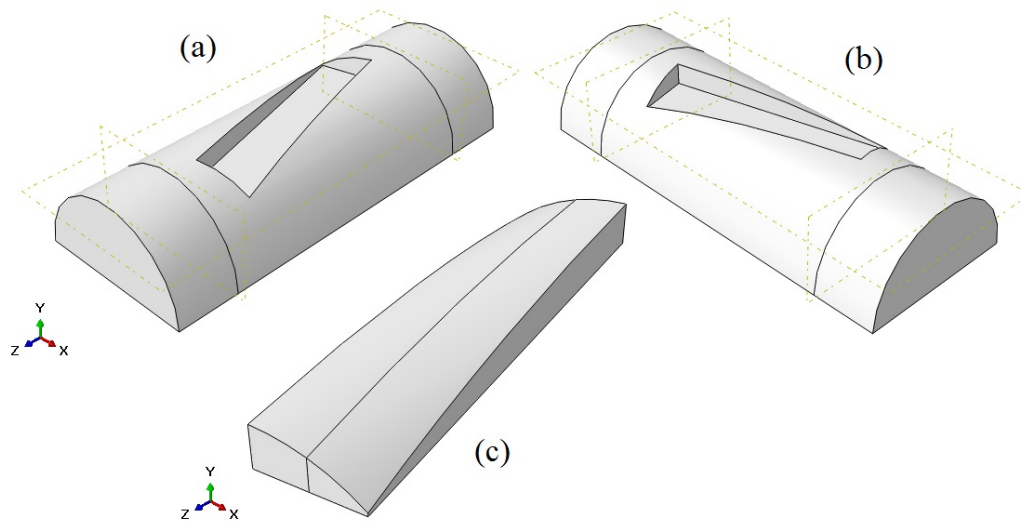


Figura 4.7: Modelamento das partes construídas no ABAQUS: (a) CP (b) Sapata (c) Acoplamento

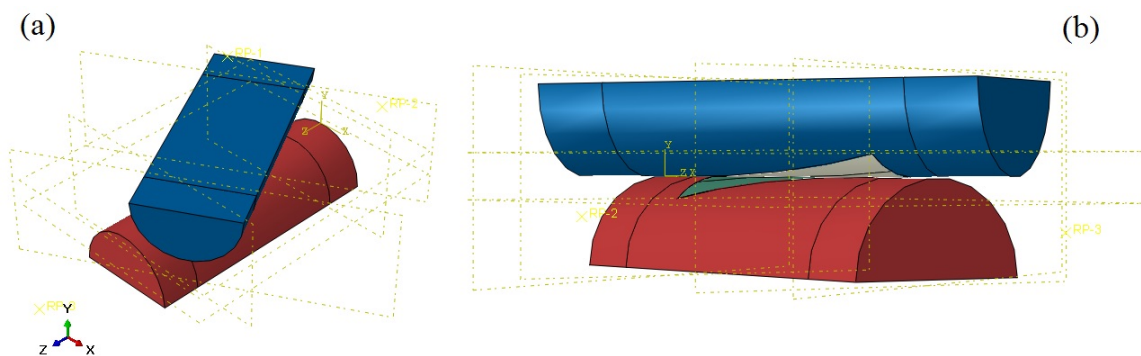


Figura 4.8: Ensemble das partes modeladas com a configuração do contato elíptico

períodos de 1 segundo e incrementos automáticos, exceto pelo último, referente a carga remota de fadiga, que teve incrementos fixos de 0,025 segundo, fato que gerou 40 iterações.

Definir a interação entre cilindros, o algoritmo de contato superfície-a-superfície foi utilizado e a formulação de deslocamento finito implementada como um método de reforço, ABAQUS tem a facilidade ao trazê-los já implementados em seu sistema, ao utilizar esse algoritmo necessita-se indicar uma superfície mestre e outra escrava, baseou-se na simulação realizada por Cruzado et al. (2014), que escolheram a superfície superior como escrava e a inferior como mestre, a fim de evitar problemas de convergência em pequenos tamanhos de malha, para também adotar essa mesma configuração. O Multiplicador de Lagrange foi o algoritmo atribuído ao comportamento tangencial do contato, garantindo que as regiões de adesão e escorregamento fossem corretamente obtidas. Já para o comportamento normal de contato, foram mantidas todas as formulações padrão, as quais foi utilizado método da penalidade. O coeficiente de atrito implementado foi 0.6, com direcionalidade isotrópica, conforme recomendado por Pereira et al. (2018).

As condições de contorno do modelo são ilustradas na Fig 4.9. Três pontos de referência

são usados para aplicar as condições de contorno e limitar os graus de liberdade das partes do ensemble, relacionando as faces dos corpos por meio de um acoplamento cinemático baseado na superfície com os pontos de referência, que acopla o movimento de todas as superfícies livres ao movimento de um nó de referência. Foram limitados os movimentos da sapata para deslocar-se perpendicularmente ao eixo do CP e limita-se igualmente todos os movimentos do CP, com exclusão do deslocamento na mesma direção de seu eixo, a rotação da sapata e o CP é proibida. Com este método, forças correspondentes à fadiga e carga normal são aplicadas localmente. As condições de contorno aplicadas ao ponto referencial consistem em quatro etapas:

- Passo inicial: Cria-se um engaste no ponto de referência 3. No ponto de referência 1 deixa-se livre o movimento da sapata na direção perpendicular ao eixo do CP e no ponto de referência 2 deixa-se livre o movimento do CP na direção paralela ao seu eixo.
- Passo 1: Cria-se um deslocamento no ponto de referência 3 de $5\mu m$ na direção do corpo de prova para garantir o contato entre os corpos
- Passo 2: A carga média B_m do ciclo de fadiga é aplicada ao corpo de prova através do ponto de referência 2.
- Passo 3: A força normal P é aplicada no ponto de referência 1.
- Passo 4: A carga alternada B_a do ciclo de fadiga é aplicada ao corpo de prova através do ponto de referência 2.

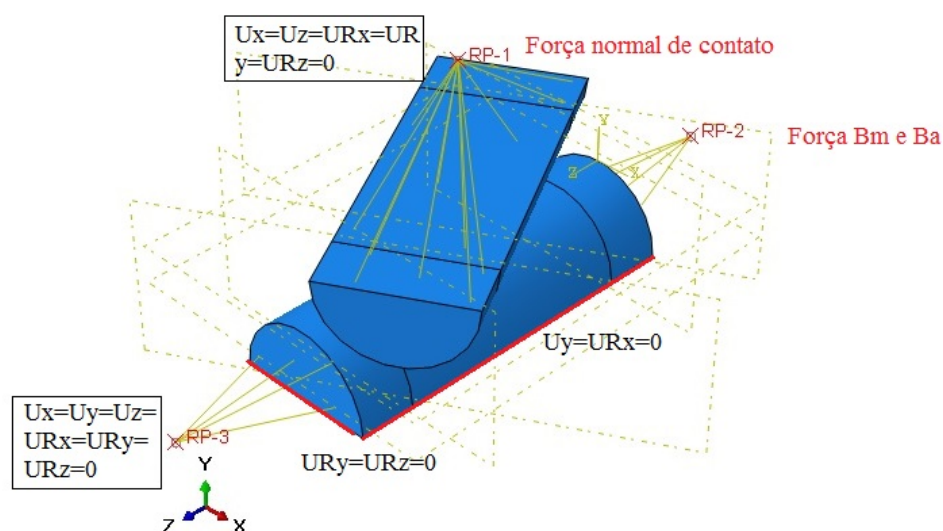


Figura 4.9: Ensemble das partes modeladas com as condições de contorno da simulação

A malha construiu-se com a maior quantidade de elementos na zona de contato e a menor quantidade longe dela, tendo portanto um maior análise na região de interesse e diminui-se o custo computacional, mas sem deixar de lado a precisão na resposta da variação da pressão

de contato, bem como das tensões e deformações associadas, enquanto o elemento finito de oito nós (C3D8) são usados para definir a zona de contato (Fig. 1 (b) e (c)), o elemento finito de dez nós lineares tetraédricos (C3D10) são usados fora da zona de contato. Esse procedimento foi inspirado em Cruzado et al. (2012) e Cruzado et al. (2014). A Figura 4.10 apresenta a montagem completa do modelo de elementos finitos e suas respectivas regiões de interesse.

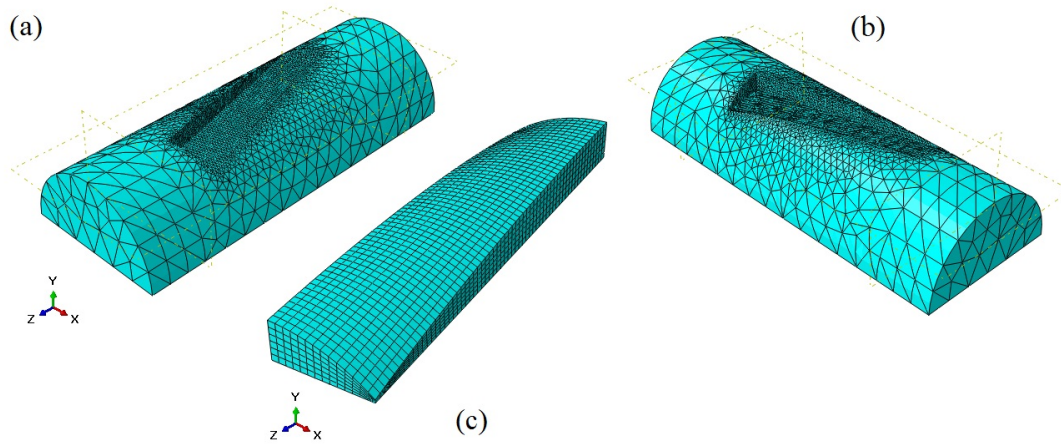


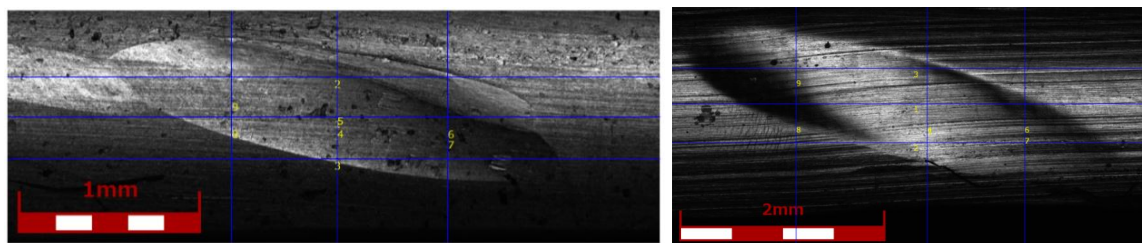
Figura 4.10: Ensamble das partes modeladas detalhes da malha de elementos finitos: (a)CP(b)Sapata (c) Acoplamento

Capítulo 5

Resultados e discussões

5.1 Medições nas marcas

A Figura 5.1(a) mostra a marca no cabo TERN na região de falha e as dimensões são apresentadas na tabela 5.1. As marcas do cabo foi escolhida na zona onde menciona Fadel (2010) "A falha com EDS de 20% ocorre entre 20 e 30 mm da boca do grampo, enquanto que com EDS de 30% essa distância passa a variar em ter 23 e 27 mm, revelando uma concentração maior da falha em uma área menor, mas ainda no interior do grampo". Sua geometria e os dados dos eixos da marca podem ser visualizadas na tabela 5.2.



(a) Marca elíptica de contato do cabo Tern

(b) Marca elíptica de contato feita no dispositivo

Figura 5.1: Marcas elípticas de contato observadas no cabo condutor TERN e por meio do dispositivo de *fretting*

As marcas que acontecem no cabo condutor de energia foram examinadas utilizando-se o microscópio confocal. As marcas exibem forma elíptica e perfis de profundidade parabólico e os valores de semi-eixos apresentados nas tabelas representam o valor médio das medições. Visando uma análise comparativa foram feitas marcas nos fios utilizando o dispositivo de *fretting* com um ângulo entre os fios de 29° que representa o ângulo de cruzamento entre os fios da camada externa e a camada interna no cabo condutor. A força normal foi aplicada de acordo com a tabela 5.3 até obter-se uma marca semelhante a marca feita no teste do cabo. A partir da análise comparativa entre as marcas produzidas nos fios na região de ligação cabo-grampo de suspensão observadas após ensaios de fadiga dos cabo condutor IBIS (ver

tabela 5.2) e as marcas iniciais obtidas no cabo TERN (ver tabela 5.1) evidenciou-se que as marcas no cabo IBIS tem um aumento do tamanho de 250% com relação ao tamanho da marca do cabo TERN, induzido em grande parte pela evolução das marcas ao longo do ensaio de fadiga. Note-se que o contínuo processo de fadiga por *fretting* aumenta paulatinamente o tamanho da marca como apresenta no trabalho Cruzado et al. (2011).

Tabela 5.1: Caracterização dimensional das marcas de contato do cabo TERN

Força P [N]	Dimensão do Semi-Eixo[mm]		Profundidade	Área, A_{nom} [mm^2]
	Maior	Menor		
-	1,271	0,277	0,0401	2,935
-	2,099	0,554	0,107	
-	2,382	0,605	0,143	
-	2,219	0,439	0,094	

Tabela 5.2: Caracterização dimensional das marcas de contato do cabo IBIS testado no laboratório de cabos

Força P [N]	Dimensão do Semi-Eixo[mm]		Profundidade	Área, A_{nom} [mm^2]
	Maior	Menor		
-	4,044	0,839	0,285077	8,448
-	2,762	0,551	0,085125	
-	3,707	0,889	0,163165	

Tabela 5.3: Marcas de contato feita no dispositivo de *fretting*

Força P [N]	Dimensão do Semi-Eixo[mm]		Profundidade	Área, A_{nom} [mm^2]
	Maior	Menor		
250	0,82	0,23	0,0183	0,59
500	1,31	0,35	0,0404	1,43
1000	2,16	0,47	0,1213	3,22
1250	3,10	0,50	0,1226	4,84
1500	3,23	0,51	0,1382	5,19
1770	3,14	0,51	0,1742	5,03
2810	3,34	0,63	0,2752	6,56

Ao realizar a comparação das dimensões da marca do cabo IBIS com as moças feitas no dispositivo (ver tabela 5.2 e 5.3), a média dos valores dos semi-eixos da marca do cabo são análogos aos valores obtidos no dispositivo com uma força de 1500[N], levando em consideração que as moças do cabo IBIS são marcas de um ensaio finalizado e portanto as dimensões de seus eixos são superiores as dimensões da marca inicial e além de considerar-se que as medições dos eixos na marca do cabo TERN tem dimensões semelhantes a uma força normal de contato de 1000 [N] (ver tabelas 5.1 e 5.3). Por conseguinte avalia-se o comportamento das moças produzidas no dispositivo de ensaio quando são usados níveis de força aplicados na sapata: 75[N], 250[N], 500[N], 750[N] e 1000[N], que representam forças inferiores à força de aperto como foi mencionado anteriormente. As curvas de fadiga

sob condições de *fretting* serão levantadas com base nesses níveis de força. Além disso pode-se observar que as marcas na 5.1(b) não tem o mesmo contorno nem a mesmas zonas que apresenta a Figura 4.4(b). Isto deve-se ao fato que uma das marcas origina-se de fadiga por *fretting* enquanto a marca feita no dispositivo não envolve teste de fadiga, tendo somente o objetivo de obter as dimensões equivalentes.

Dos dados apresentados nas Tabelas 5.4, 5.5 e 5.6 a coluna designada *área nominal* indica a área calculada com os semieixos medidos pelo microscópio, idealizada por uma elipse e representa uma área projetada da área de contato. De maneira semelhante, o volume nominal foi idealizado como a metade de uma elipsoide. A coluna da pressão nominal indica a pressão exercida pela força de contato sobre a área projetada.

Tabela 5.4: Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato para uma tensão remota de 72MPa

Força P [N]	Dimensão do Semi-Eixo [mm]		Profundidade	Área, A_{nom} [mm^2]	Pressão Nominal p_{nom} [MPa]
	Maior	Menor			
250	0,9879	0,2460	0,0194	0,764	327,4
500	1,4538	0,3604	0,0451	1,646	303,8
750	1,6161	0,3700	0,0691	1,879	399,2
1000	2,0832	0,4068	0,1186	2,662	375,60

Tabela 5.5: Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato para uma tensão remota de 66MPa

Força P [N]	Dimensão do Semi-Eixo [mm]		Profundidade	Área, A_{nom} [mm^2]	Pressão Nominal p_{nom} [MPa]
	Maior	Menor			
250	0,849	0,232	0,0189	0,620	403,4
500	1,151	0,281	0,0360	1,015	492,8
750	1,896	0,385	0,0741	2,294	327,0
1000	2,158	0,457	0,1237	3,098	322,78

Tabela 5.6: Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato para uma tensão remota de 48MPa

Força P [N]	Dimensão do Semi-Eixo [mm]		Profundidade	Área, A_{nom} [mm^2]	Pressão Nominal p_{nom} [MPa]
	Maior	Menor			
250	0,816	0,228	0,0184	0,585	427,1
500	1,311	0,346	0,0404	1,425	350,8
750	1,734	0,398	0,0662	2,166	346,3
1000	2,164	0,473	0,1213	3,218	310,76

Analisando os dados das tabelas 5.4, 5.5 e 5.6 o aumento da tensão remota não tem uma influência expressiva na mudança do valor dos semieixos da marca de contato. O valor da área de contato também não apresenta uma relação direta com o aumento da tensão remota de fadiga para as forças normais estudadas neste projeto, como está evidenciado na Fig.

5.3(a). De acordo com a figura os valores da área para uma tensão remota aumentam e diminuem ao longo da força normal com respeito aos outros valores de carga remota sem um padrão evidente. Da mesma forma nessa figura mostra-se o diagrama de dispersão e a curva de tendência que melhor representa os valores dados. Pode-se descrever a relação com uma função polinomial tanto para o filme de pressão quanto para a marca no fio e com um coeficiente de explicação da ordem de 94,4% e 94,7% respectivamente.

Observa-se qualitativamente a existência de uma semelhança de grandezas diretamente proporcionais entre a área nominal e a força normal tanto para a área medida no filme de pressão quanto a área medida no fio. Na Fig. 5.2 procura-se ilustrar tal comportamento. Igualmente a área medida no filme de pressão tem dimensões maiores que a área projetada no fio. Isso deve-se ao fato de que o filme envolve a totalidade da zona de contato e revela a área de contato entre os fios, enquanto a área medida no fio por meio do microscópio é uma projeção da área de contato.

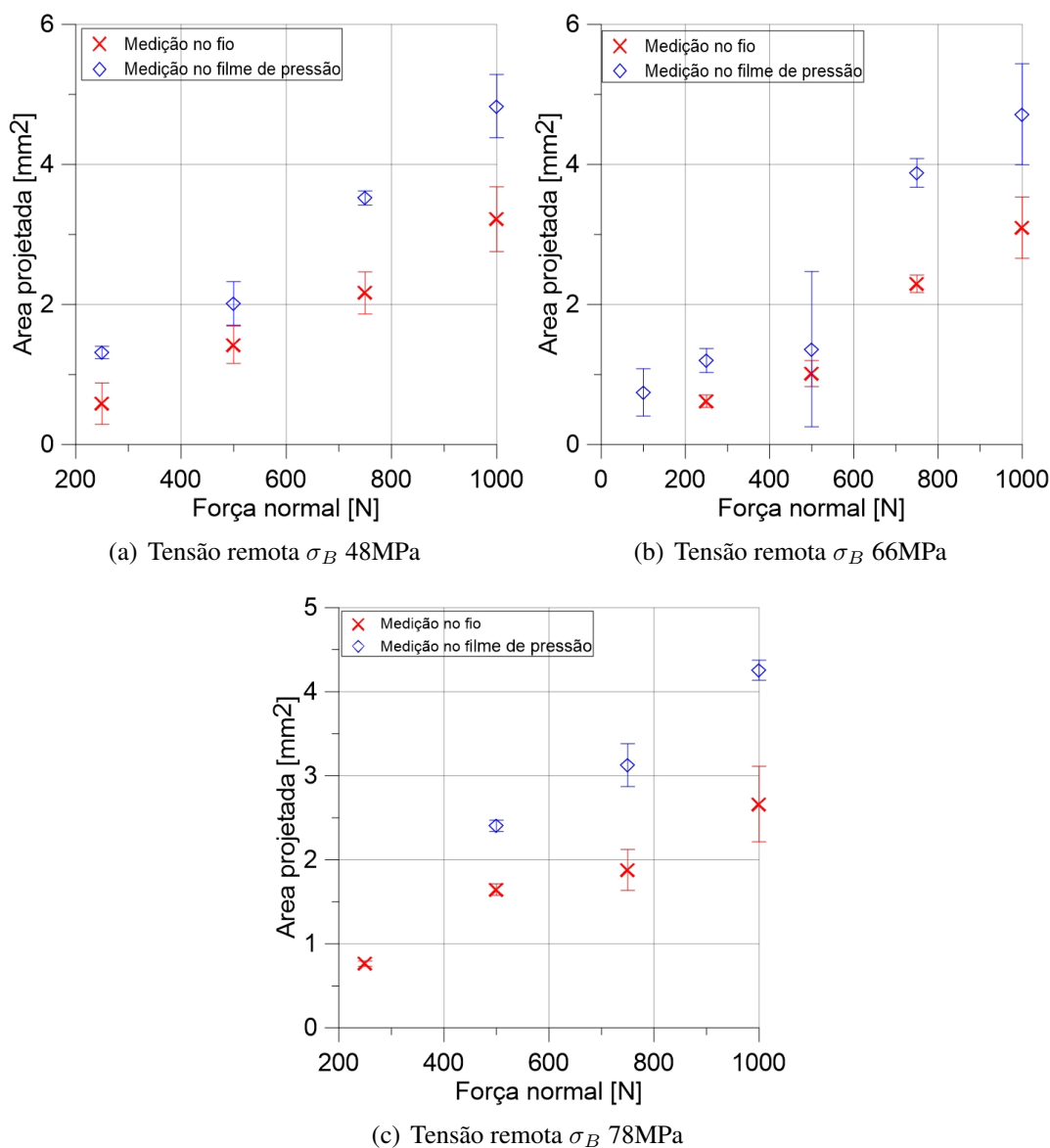
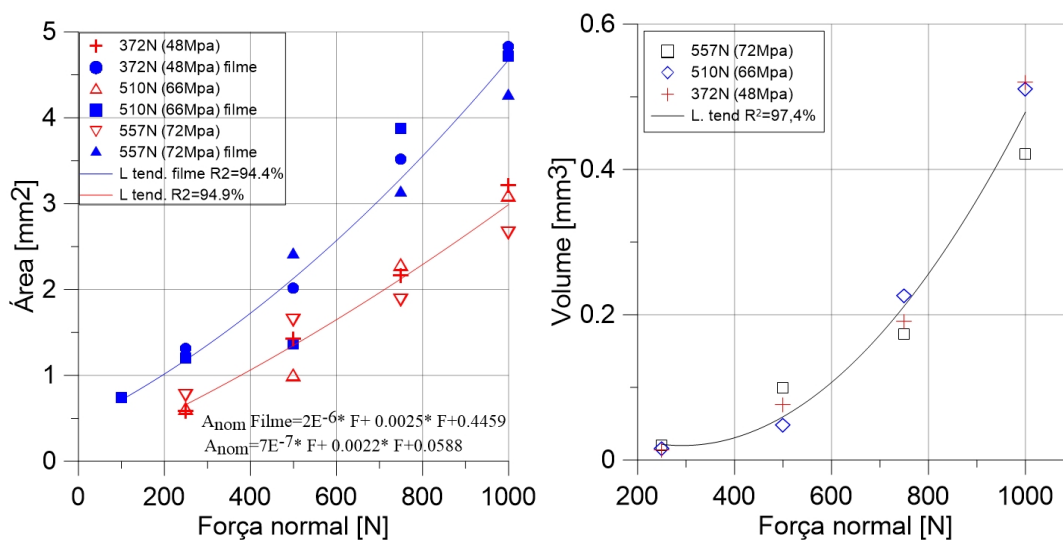


Figura 5.2: Comparação da área projetada e a área do filme sensível à pressão

Além disso nota-se qualitativamente uma relação entre o volume nominal e a força aplicada pelas sapatas. Na Fig. 5.3(b) procura-se ilustrar tal comportamento. Nessa figura é apresentada a curva de tendência que melhor representa a relação entre a força aplicada na sapata e o volume nominal. Recorrendo-se ao uso de técnicas de regressão linear múltipla pôde-se avaliar que a relação entre esses dois parâmetros é bem representada por uma função polinomial (coeficiente de explicação da ordem de 97%).



(a) Comparação da área projetada e a área do filme de pressão em função da força normal (b) Volume da marca em função da força normal

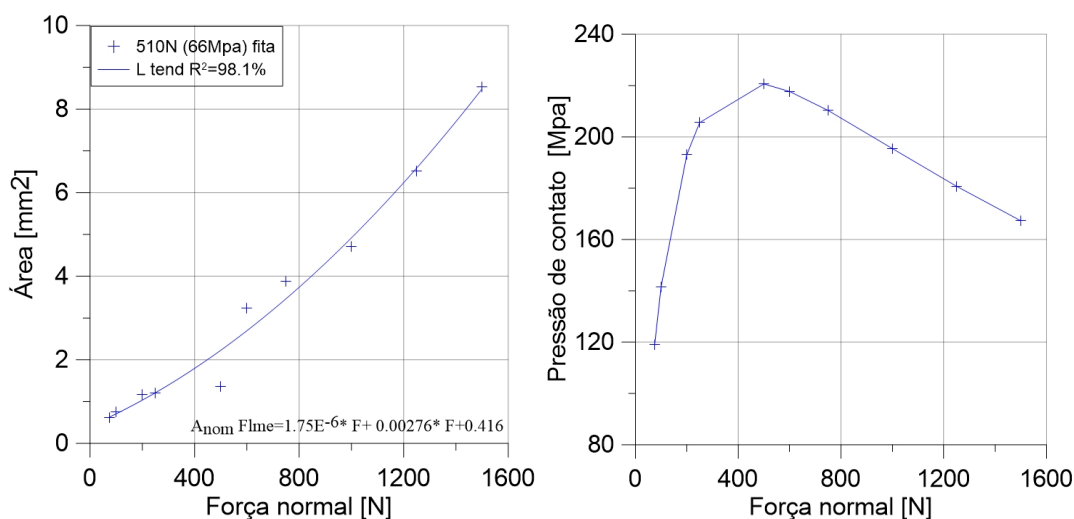
Figura 5.3: Comportamento da área e volume da marca de contato em função da força normal

Do mesmo modo para caracterizar o comportamento da área da marca com relação a força normal de aperto avalia-se a área da marca de contato através da utilização um filme sensível a pressão como apresenta-se na figura 4.5, e a obtenção da marca é realizada no momento da montagem do corpo de prova no dispositivo de ensaio. Na figura 5.4(a) é apresentado o diagrama de dispersão e a curva de tendência que melhor representa a relação entre a força aplicada na sapata e a área da marca de contato. Note-se que a curva de tendência tem um comportamento polinomial (como também apresenta-se na Tabela 5.7). Tal comportamento pode ser explicado pela presença de deformações plásticas na superfície de contato.

Contudo ao analisar a relação entre a pressão de contato e a força normal (ver figura 5.4(b)) observa-se dois comportamentos. Inicialmente no intervalo de 100 a 250N, a pressão teve um crescimento acelerado devido à resposta elástica do material. Em seguida a pressão continua aumentando com uma taxa de crescimento menor que corresponde a iniciação da zona plástica do material até atingir o valor máximo em 500N. Posteriormente, os valores de pressão teve uma leve inclinação decrescente indicando que para forças altas a taxa de incremento da área é maior, como é evidenciado na Tabela 5.7.

Tabela 5.7: Caracterização dimensional das marcas de contato e da pressão nominal de contato com a curva de tendência dos dados medidos

Força P [N]	Área, A_{nom} [mm ²]	Pressão de contato p_{nom} [MPa]
75	0,63	119.1
100	0,71	141.6
200	1,04	193.03
250	1,21	205.6
500	2,23	220.6
600	2,70	217.7
750	3,46	210.3
1000	4,92	195.5
1250	6,59	180.7
1500	8,49	167.3



(a) Área do filme de pressão para diferentes forças normais

(b) Pressão de contato

Figura 5.4: Comportamento da força normal de *fretting* sobre a área projetada

5.2 Curvas S-N

As curvas S - N são produzidas em razão de carregamento $R=0,1$ com uma frequência de 10 Hz, utilizadas para validar a comportamento de fadiga por *fretting*. Para estes ensaios a carga tangencial foi gerada através da carga remota de fadiga sendo utilizados 60 CP's. Para os ensaios de força tangencial controlada, foram utilizados 44 CP's, não contabilizando os ensaios exploratórios e os CP's que não falharam (run out). As curvas são relativas a tensão grossa, ou seja, a tensão aplicada na seção transversal do fio com diâmetro próximo a 3.139mm e cada ponto deste gráfico representa um ensaio de fadiga executado até a falha do corpo de prova. As linhas tracejadas das curvas S - N representam o intervalo onde encontram-se os dados experimentais com respeito a linha de tendência. O ponto que aparece com uma seta indica que o ensaio foi suspenso porque atingiu a condição estabelecida de vida

infinita.

Os resultados dos ensaios de fadiga para uma força normal de *fretting* de 1000[N] com deslocamento nulo, são mostrados na tabela 8.4. Além disso proporciona-se a equação 5.1 da curva e na Figura 5.5(e) indica-se a linha de tendência dos dados experimentais destes ensaios. Os resultados de ensaios de fadiga normalmente oferecem uma dispersão, que para ligas de alumínio é mais evidente, como mostra o Dowling (2013), especialmente nos níveis de tensão mais baixos. Neste contexto, os resultados podem ser enquadrados dentro de um fator 2, respeito à vida média. Ou seja, as vidas encontradas são duas vezes maiores ou menores que a vida média. Os resultados dos ensaios de fadiga para uma força normal de *fretting* de 1000[N] com força tangencial controlada são apresentados na figura 5.5(e) e na Tabela 8.9. Os corpos de prova quebraram, em sua totalidade, entre a área de contato de *fretting* e a área onde o corpo de prova é preso pelo mordente para gerar a carga remota de fadiga como se apresenta na figura 5.6(a).

$$S_{MAX} = 576.7 N_f^{-0.118} \quad (5.1)$$

No caso da força de contato de *fretting* altas como este caso, acontecem vários fenômenos que podem influenciar na vida de fadiga tais como: a força normal com um valor alto atua na área de contato por *fretting* como um mecanismo de fixação do corpo de prova; o entalhe gerado pelo amassamento do corpo de prova produz um encruamento local do material gerado por uma carga normal de contato alta. Ao observar-se os corpos de prova depois da falha, observa-se marcas de contato maiores que as iniciais devido ao processo de fadiga. Além disso observam-se marcas de contato geradas pelo rolamento que em conjunto com as altas tensões alternadas remotas influenciaram para que a iniciação de trincas e posterior propagação acontecesse na zona de contato rolamento-corpo de prova.

A Curva S - N de força normal 750 [N] com deslocamento nulo é apresentada na Figura 5.5(d) e na Tabela 8.5. Está indicada também a equação da curva 5.2 e a linha de tendência dos dados experimentais destes ensaios. Os resultados podem ser enquadrados dentro de um fator 2. Da totalidade dos testes feitos com a configuração de uma força normal de 750[N] e a menor força tangencial controlada pela máquina servo-hidráulica, 50% dos corpos de prova quebraram entre a área de contato de *fretting* e a área onde o corpo de prova é fixado pelo mordente para gerar a carga remota de fadiga como se apresenta na figura 5.6(a). Os corpos de prova que quebraram na zona de contato apresentam na superfície de fratura com as mesmas características do que os corpos de prova de outros ensaios. Os resultados destes ensaios são apresentados na Figura 5.5(d) e na Tabela 8.10.

$$S_{MAX} = 1585.4 N_f^{-0.1906} \quad (5.2)$$

A figura 5.5(c) mostra-se os valores dos ensaios feitos para força normal 500 [N] com deslocamento nulo (Dados força tangencial por σ_B) e os ensaios controlando a carga

tangencial. Os valores dos ensaios dos dois procedimentos são similares. Ao comparar as tabelas 8.11 e 8.6 a diferença entre o valor máximo e o valor mínimo da carga tangencial está na mesma ordem de grandeza, o que sugere que os ensaios feitos no força tangencial controlada tem as mesmas condições de teste do que outro ensaio, como pode ser evidenciado pela semelhança dos valores dos coeficientes de Basquin apresentados na eq. 5.3a para a configuração deslocamento nulo e eq. 5.3b para a configuração de carga tangencial controlada. Na figura 5.5(c) também indica-se a linha de tendência dos dados experimentais, os resultados podem ser enquadrados dentro de um fator 2.

$$S_{MAX} = 1687.4 N_f^{-0.207} \quad (5.3a)$$

$$S_{MAX} = 2336.3 N_f^{-0.226} \quad (5.3b)$$

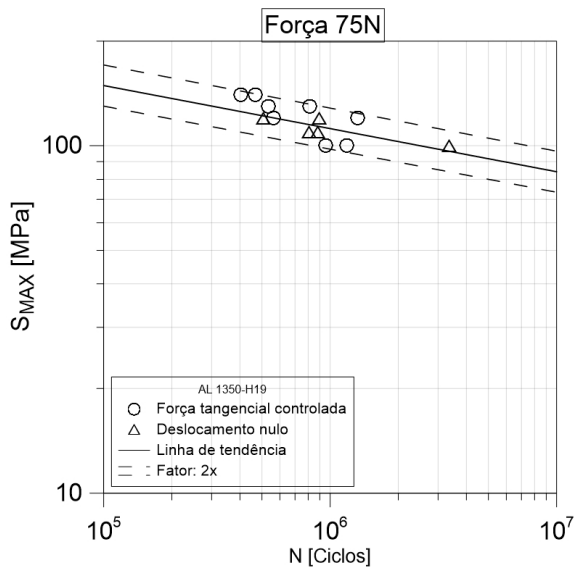
Os resultados dos ensaios para a força normal de 250 [N] com deslocamento nulo e força tangencial mínima controlada apresentaram a mesma faixa de vida para as diferentes tensões máximas, como pode ser evidenciado pela semelhança dos valores dos coeficientes de Basquin apresentados na eq. 5.4a para a configuração deslocamento nulo e eq. 5.4b para a configuração de carga tangencial controlada. Os valores dos ensaios dos dois procedimentos são similares. Os resultados podem ser enquadrados dentro de um fator 3 e apresentaram a maior dispersão, como se observa nas Figuras 5.5(b) e nas Tabelas 8.7 e 8.12.

$$S_{MAX} = 790.2 * N_f^{-1.47} \quad (5.4a)$$

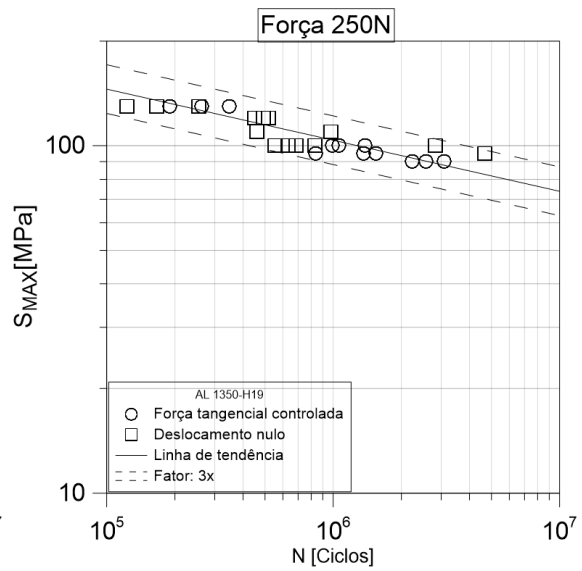
$$S_{MAX} = 1103 * N_f^{-0.172} \quad (5.4b)$$

Os ensaios para a força de 75 [N] destes ensaios apresentaram uma dispersão maior para as tensões intermédias, como se observa na Figura 5.5(a). Os resultados podem ser enquadrados dentro de um fator 2, com respeito à vida média. Ou seja, as vidas encontradas são duas vezes maiores ou menores que a vida média. Isto pode ser verificado com os dados apresentados nas Tabelas 8.8 e 8.13. Também apresenta-se a equação da curva 5.4a e na fig. 5.5(a) a linha de tendência dos dados experimentais destes ensaios.

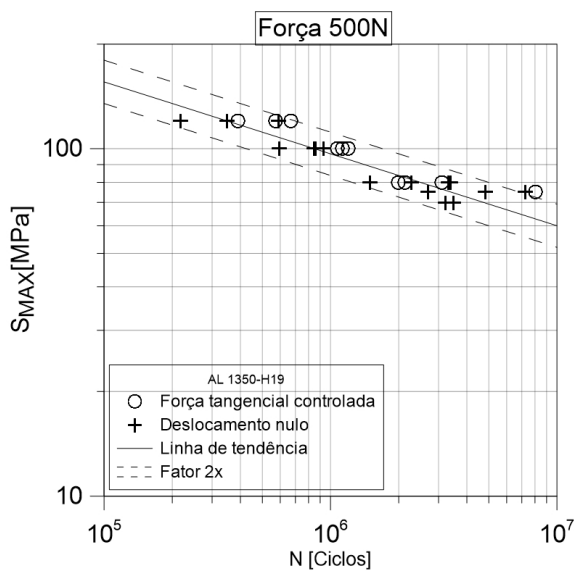
$$S_{MAX} = 621.05 N_f^{-0.124} \quad (5.5)$$



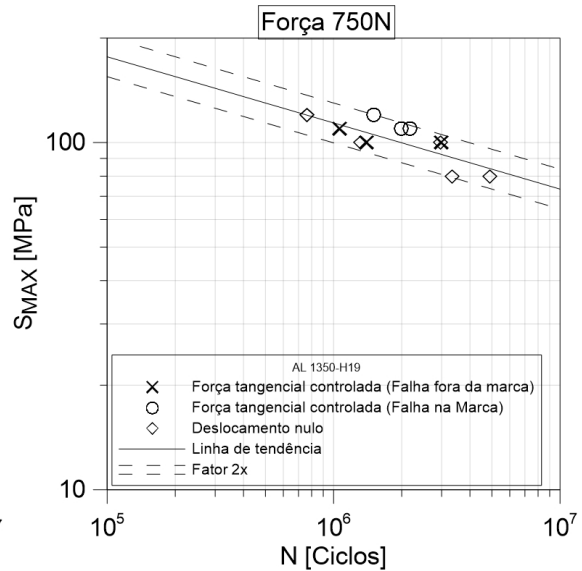
(a) Curva S-N força normal 75 N



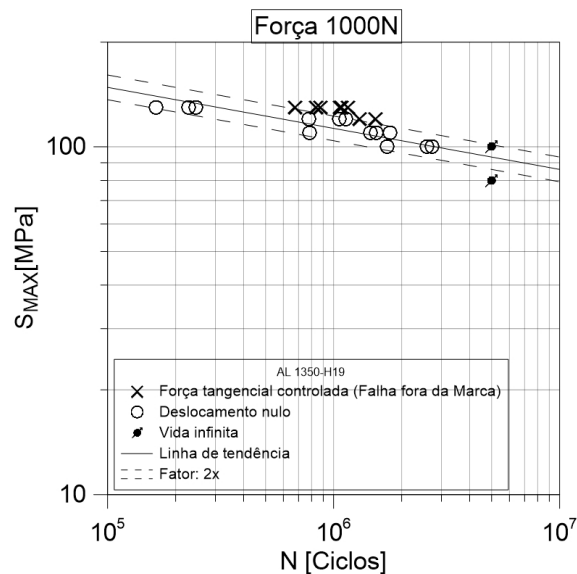
(b) Curva S-N força normal 250 N



(c) Curva S-N força normal 500 N

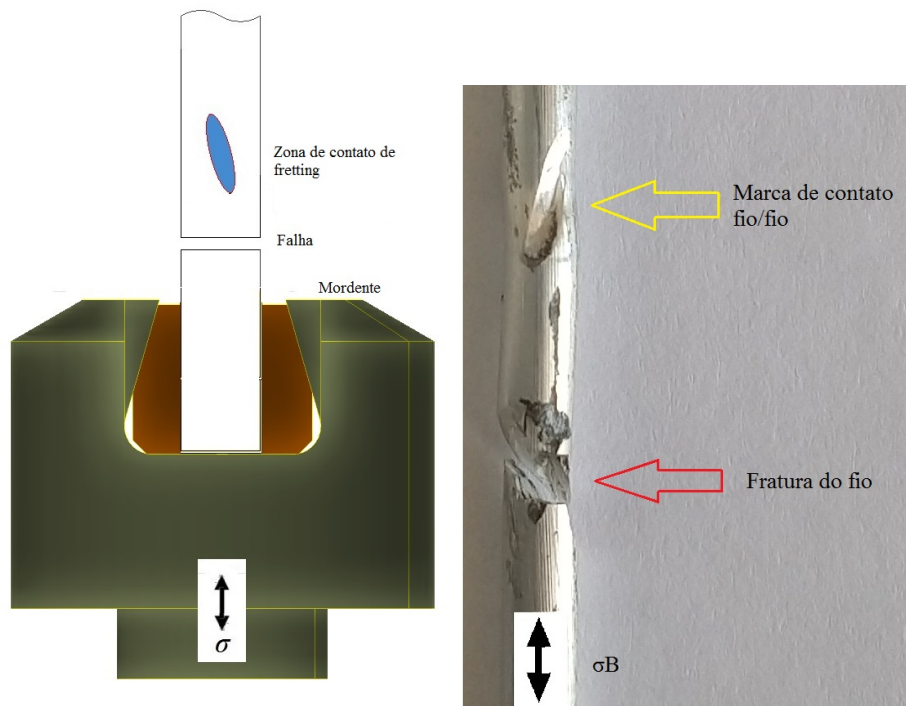


(d) Curva S-N força normal 750 N



(e) Curva S-N força normal 1000 N

Figura 5.5: Curvas S-N para as diversas forças normais de contato



(a) Desenho esquemático da zona de falha da força normal 1000N para com carga tangencial controlada
 (b) Imagen do corpo de prova ensaiado da força normal 1000N para com carga tangencial controlada

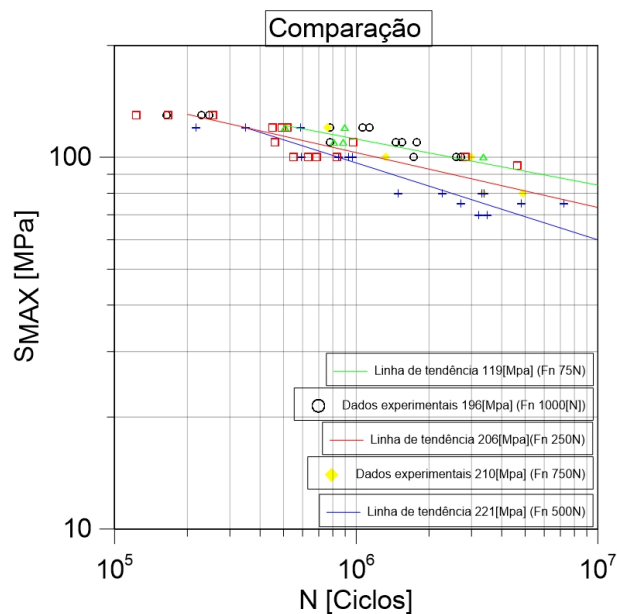
Figura 5.6: Zona de falha da força normal 1000N para com carga tangencial controlada

5.2.1 Comparação das Curvas S - N

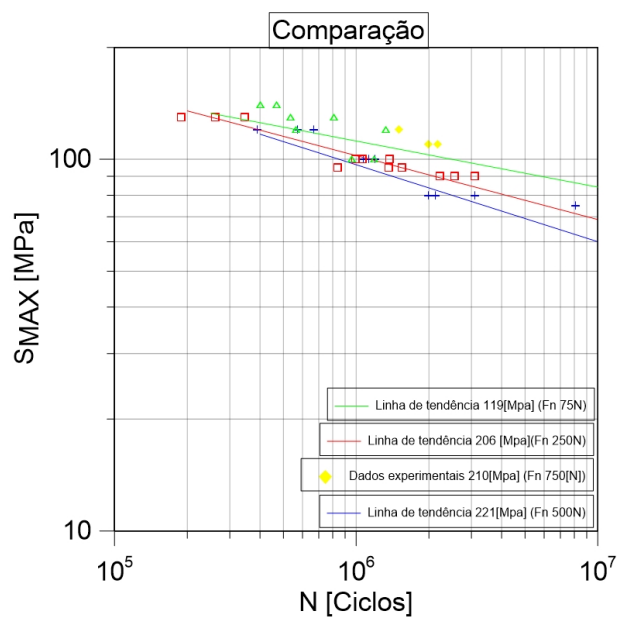
As curvas que caracterizam o comportamento à fadiga da liga Al 1350-H19 para o efeito do *fretting* na resistência à fadiga com a configuração de deslocamento nulo são mostradas na figura 5.7(a). As comparações das equações da curva de vida em fadiga das três forças normais como indica-se na equações 5.5(a), 5.5(b)5.5(c) mostram o parâmetro de Basquin “B”, revelando o decaimento na resistência à fadiga nas três curvas. A curva com uma resistência a fadiga maior das três corresponde a força de 75[N]. Isto está evidenciado pelo parâmetro de Basquin de -0,124, mostrando que o estado tensional impede a rápida propagação das trincas no interior da zona de contato. A curva correspondente a força de 250[N] com um parâmetro de Basquin de -0,147 o que indica que o mecanismo de propagação de trincas teve um efeito maior comparado com a força normal de 75[N] com um decaimento de 19%. Finalmente para a curva da força de 500[N] obteve-se um parâmetro de -0,207 que corresponde a força normal mais agressiva e encontra-se em um estado tensional com um entorno propicio para a rápida propagação das trincas, com um decaimento de 67% comparado com a força normal de 75[N].

As curvas que caracterizam o comportamento a fadiga da liga Al 1350-H19 para o efeito do *fretting* na resistência a fadiga com a configuração de carga tangencial controlada são mostradas na figura 5.7(b). Os dados experimentais das curvas para a força de 750 [N]

apresentado correspondem aos ensaios validos.



(a) Comparação das Curva S-N para ensaios com deslocamento nulo



(b) Comparação das Curva S-N para ensaios com força controlada

Figura 5.7: Comparação das Curvas S-N

Pode se evidenciar as semelhanças entre as duas configurações de ensaios já que as curvas tem linhas de tendências similares à outra configuração. As forças normais de contato estudadas neste projeto representam pressões nominais com valores similares o que reflete que as curvas de fadiga encontram-se próximas um da outra. Pode-se verificar também destas curvas que para níveis de vida da ordem de 10^5 ciclos existe uma sobreposição dos resultados experimentais. Entretanto, a medida que a vida a fadiga aumenta, ou seja, as tensões alternadas e médias diminuem começa a haver uma separação entre curvas, indicando

uma diferenciação no comportamento do fenômeno estudado. Provavelmente essa não diferenciação no comportamento das curvas de fadiga por *fretting* para as vidas da ordem de 10^5 ciclos está associada com o estado de tensões. Os pontos localizados nessa região são fortemente influenciados pela combinação da tensão de contato induzida pela força P igual a $p_0 = 120\text{MPa}$, da tensão média de fadiga ($R = 0, 1, \sigma_m \geq 66\text{MPa}$) e da tensão cisalhante induzida pela presença da força de atrito. Considerando apenas essas componentes nominais de tensão, estima-se que a tensão de Von Mises seja da ordem de 120 MPa (cerca de 75% da tensão de escoamento do material). Para níveis de vida relativamente baixos, o efeito da presença de concentradores de tensão também é atenuado de forma significativa. Assim, espera-se que as condições de ensaio sejam predominantemente elásticas (vidas mais longas) e os efeitos acima citados sejam atenuados, induzindo uma diferenciação entre as curvas e mostrando que mesmo com diferenças significativamente pequenas entre as pressões de contato (menor que 32 MPa) o efeito sobre a resistência a fadiga para vidas superiores a 10^6 são elevadas.

5.3 Distribuição de tensões do ponto crítico do contato

Trincas causadas por *fretting* mostram a nucleação e iniciação de trincas na borda inferior de contato, a borda mais próxima à zona de aplicação da carga, como mostra-se nos análises de ponto crítico do contato para testes feitos sobre as configurações de contato cilindro-plano (Bellecave et al. (2014)). Além disso, um grande número de pesquisadores tem apontado que na fadiga por *fretting*, a distribuição de tensões tem um papel importante nos estágios de iniciação e propagação das trincas por *fretting* (Martins et al. (2007)). A fim de explicar a distribuição de alta tensão, é necessária uma abordagem não local para prever a fadiga por *fretting*. Neste sentido, a variação das componentes de tensão em relação a profundidade neste ponto é apresentada nesta seção. Essa variação é mostrada para compreender o comportamento das curvas S - N construídas experimentalmente.

Até agora, foi assumido implicitamente que uma trinca de fadiga iniciada leva necessariamente a falha. No entanto, na situação de uma distribuição de tensões, uma trinca iniciada pode parar de crescer quando o estado de tensão se torna tão pequeno que a fratura não continuará na ponta. Esse fenômeno é chamado de "*crack arrest*"

O propósito da simulação por elementos finitos é quantificar a influência da distribuição de tensões na fadiga por *fretting* para as diferentes forças de contato. Para a análise, presume-se que a trinca inicia-se na borda de marca de contato e tem uma direção perpendicular à superfície de contato. Deste modo, quando a força remota s_B e a razão $\frac{Q}{f_p}$ são constantes, as diferentes forças de contato afetam a superfície, e ao longo da profundidade da amostra e por consequência o estado de tensão mudará. Conforme figura 5.8 ilustra-se o valor da tensão de von Mises σ_{Mises} , ao longo da profundidade do contato. Para as forças normais de contato indicam-se a mesma tendência nos três casos. O aumento na força normal causará

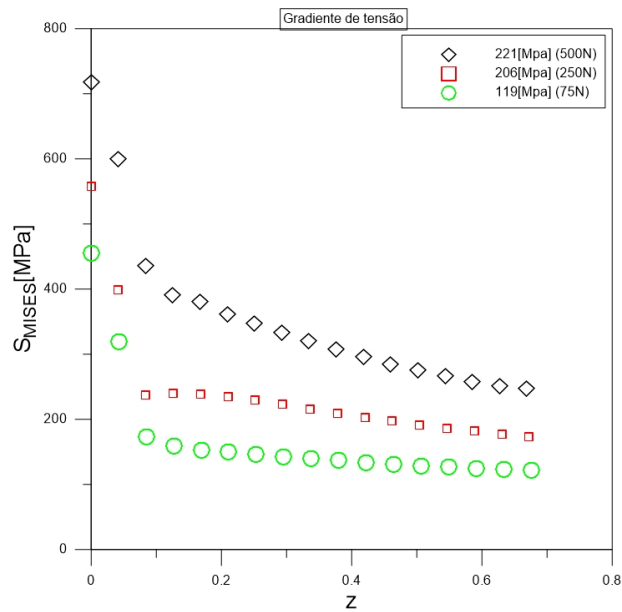


Figura 5.8: Distribuição de tensões para a tensão equivalente de von Mises ao longo da profundidade

um aumento na pressão de contato, conforme mostrado na Figura 5.4(b), causando um maior valor na distribuição de tensões no interior do material, mas a tendência na distribuição de tensões nos três casos continua similar.

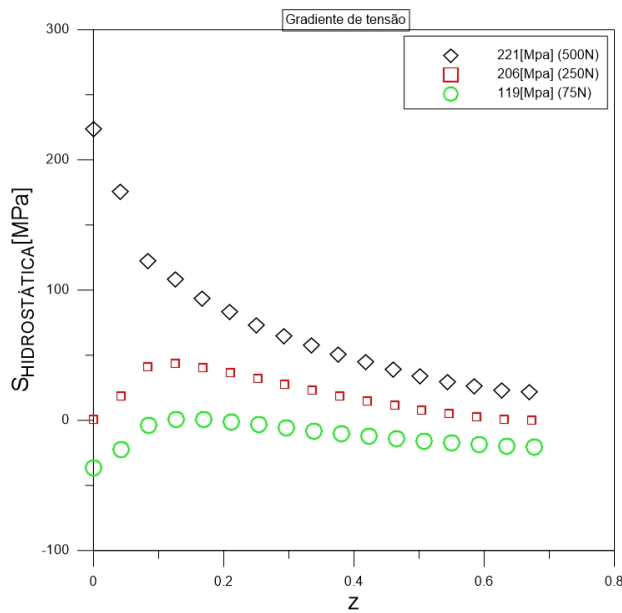


Figura 5.9: Distribuição de tensões para a tensão hidrostática para as diversas forças normais de contato

Conforme mostra-se na figura 5.9. Ao analisar a tensão hidrostática ao longo da profundidade observa-se que tem uma distribuição de tensão negativa para a menor das forças de contato, o resultado da soma das tensões principais para dita força tem um comportamento compressivo retardando o processo de propagação de trincas. Além disso observa-se a nas três forças de contato a tendência de aumento no valor da distribuição de tensões que

fazem os corpos de prova falhar. A distribuição de tensões fornece condições necessárias ao crescimento da trinca até onde ela possa se propagar somente sob a tensão induzida pela carga axial cíclica de fadiga.

5.4 Análise Fractográfica

As falhas nos componentes mecânicos ocorrem por diferentes motivos e a superfície de falha revela sinais, que aliados a estudos adicionais, como a análise da composição química do material, ajudam a identificar a causa da falha.

5.4.1 Avaliação macroscópica da superfície de falha

5.4.1.1 Análise da marca de contato

Analisando-se a região de contato, mostrada na Figura 5.10, observa-se o regime de escorregamento parcial caracterizado por duas regiões distintas na zona de contato: uma região central denominada zona de adesão (elipse amarela), onde não há movimento relativo entre pontos correspondentes das superfícies em contato, e uma região periférica situada entre as extremidades do contato e da zona de adesão, sendo esta região usualmente denominada de zona de escorregamento envolvida (elipse azul). Para qualquer ponto x dentro da zona de escorregamento, as tensões superficiais são relacionadas com a lei de Amontons e onde o componente de tensão σ_{xx} atinge seu valor máximo.

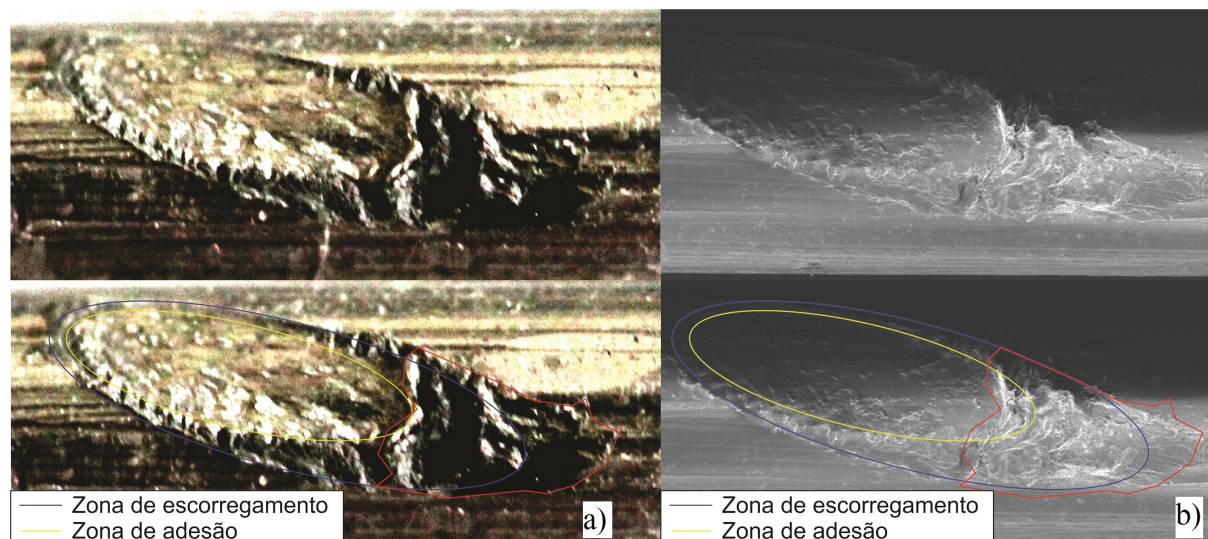


Figura 5.10: Marca gerada pelo contato fio/fio, podem-se reconhecer as zonas adesão (elipse amarela) e escorregamento (elipse azul) e de acumulo de resíduos(linha vermelha) a) imagem visual da marca b) imagem Mev 16x 15Kv

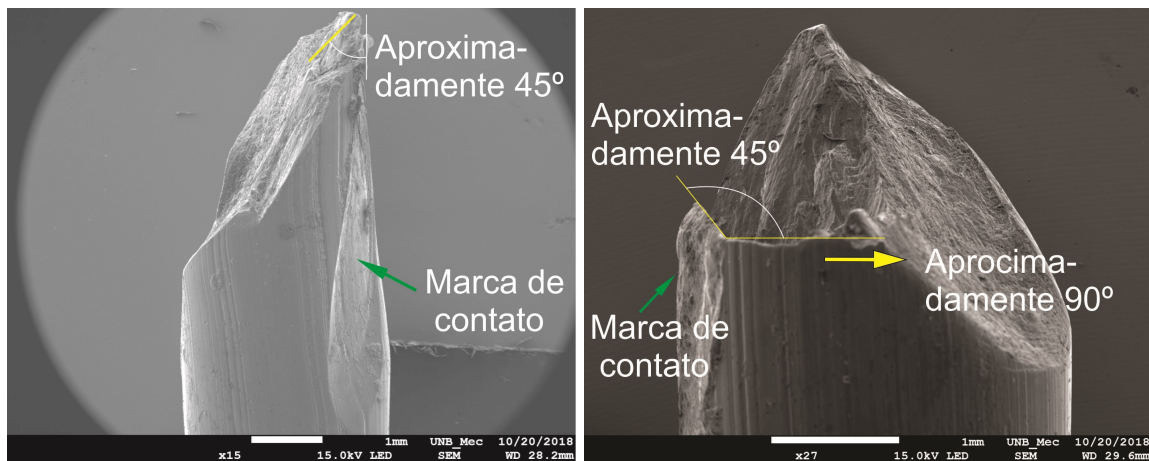
A superfície de contato foi analisada com auxílio de um MEV. Como ilustra a Figura 5.10 os detritos de desgaste ficaram aprisionados em uma zona próxima à área de contato

representada pelo contorno de cor vermelha. Devido à ductilidade do alumínio, estes detritos formaram uma zona aderida ao longo da direção de deslizamento. O contato entre os fios produz partículas que são trituradas pelo movimento persistente formando o pó de oxido de alumínio (Al_2O_3), Segundo Azevedo, Cescon (2002) as partículas, que foram encontradas incrustadas em camadas externas dos cabos condutores, apresentam o formato acicular e uma dureza cerca de 800-1400 HV. Como demonstrado por Fadel (2010), a evolução do processo de desgaste promove o acúmulo do oxido de alumínio nas regiões de contato, levando à aceleração do desgaste por *fretting*, com geração de pontos de concentração e início da trinca por fadiga.

5.4.1.2 Análise do início da trinca

Na análise da superfície de fratura mostram-se diferentes formas como a iniciação de trincas por fadiga de *fretting* acontece nos testes realizados.

- O ângulo inicial entre a superfície do fio e a trinca é próximo a 45° e o plano de fratura está inclinado na direção do interior do contato. As tensões cisalhantes e a ductilidade do material influenciam a iniciação da trinca a 45° . Posteriormente a trinca propaga-se a 90° na direção de aplicação da carga. As tensões atuantes são de origem axial.
- O ângulo inicial entre a superfície e a trinca é próximo a 45° e o plano de fratura está inclinado na direção do interior do contato. A trinca propaga-se a 45° influenciada pelas tensões cisalhantes.



(a) Início da trinca a 45° .

(b) Início da trinca a 45° e seguidamente 90° .

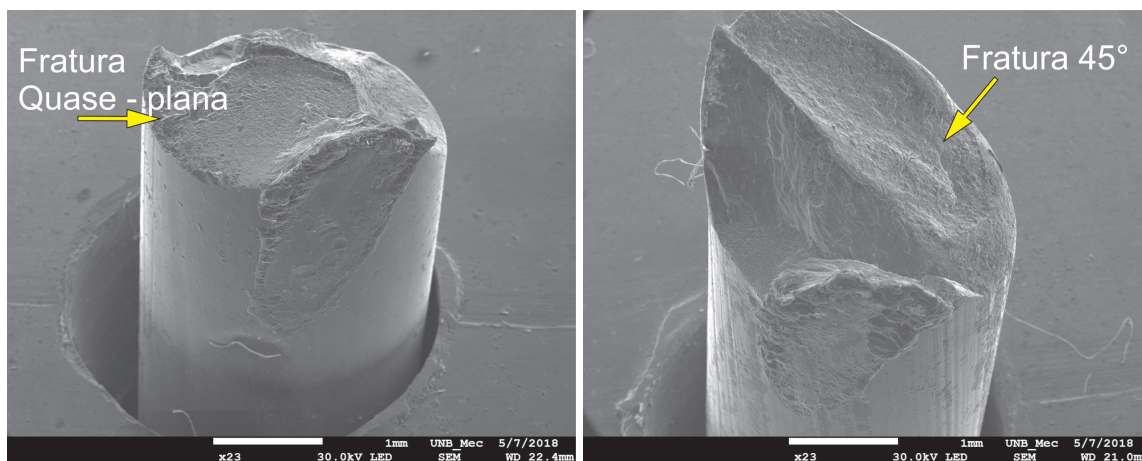
Figura 5.11: Padrões de falha por fadiga por *fretting*

A Fig. 5.11(a) mostra o corpo de prova com quebra semelhante a "início da trinca a 45° " e corresponde tanto a tensões remotas de fadiga baixas quanto tensões remotas altas, além de acontecer em 63% do total de testes concluídos. A Fig. 5.11(b) mostra o corpo de prova com fratura do tipo " 45° seguida de propagação a 90° ".

5.4.1.3 Análise da propagação da trinca e a falha

Existem dois padrões típicos de quebra nas amostras analisadas:

- A falha quasi-plana: A trinca evolui num plano perpendicular à direção da aplicação da carga, até que aconteça a fratura frágil equivalente a uma mudança de direção o ângulo é 45° , dependendo dos esforços envolvidos
- A falha inicialmente avançou num plano perpendicular à direção da aplicação da carga durante uma pequena região da área transversal do corpo de prova, em seguida a falha ocorre a 45° onde as tensões de cisalhamento são máximas, a cada ciclo de fadiga ocorre deslizamento dos cristais constituintes do material, os quais são ordenados aleatoriamente. Esse deslizamento é provocado pelas tensões de cisalhamento atuantes no interior do contato de *fretting*. O escoamento em cada cristal do material inicia-se quando a tensão cisalhante máxima atuante do ciclo de carga atinge a tensão cisalhante causando um novo ajuste nos cristais.



(a) Ruptura quase plana no corpo de prova

(b) Ruptura 45° do corpo de prova

Figura 5.12: Padrões de falha por fadiga por *fretting*

A Fig. 5.12(a) mostra o corpo de prova com quebra semelhante a "fratura do tipo quase plana", ditas falhas aconteceram em 8% do total de testes concluídos e corresponde a forças normais baixas, a Fig. 5.12(b) mostra o corpo de prova com fratura do tipo " 45° ", essa fratura ocorreu em 92% do total de testes concluídos e corresponde tanto a forças normais baixas quanto forças normais altas.

5.4.1.4 Análise do lugar da falha no interior do contato

De acordo com Waterhouse (1992), em uma configuração de cilindro cruzado em fios de aço, e uma região de contato projetada circular, duas trincas principais geralmente eram observadas dentro da área de contato e trincas adicionais no lado oposto das áreas de contato.

A falha dos fios dos cabos condutores para este projeto apresentaram-se em três determinados locais, (Figura 5.13). A figura 5.13(a) apresenta a falha do corpo de prova no centro da marca de contato. Outro lugar de falha do corpo de prova é na borda inferior do contato, como se apresenta na figura 5.13(b). A última das figuras 5.13(c) mostra a falha na zona inferior no limiar entre a zona de escorregamento e a zona de adesão.

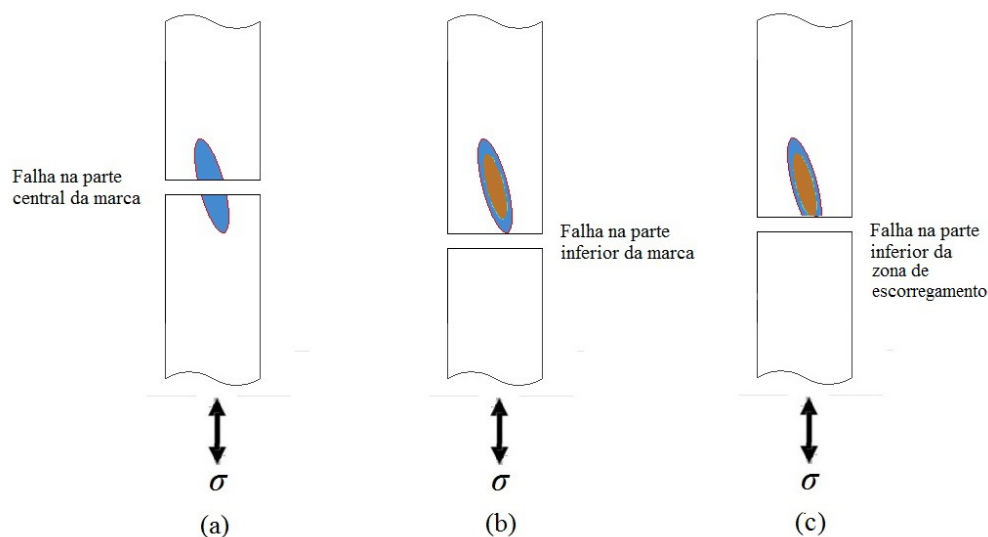
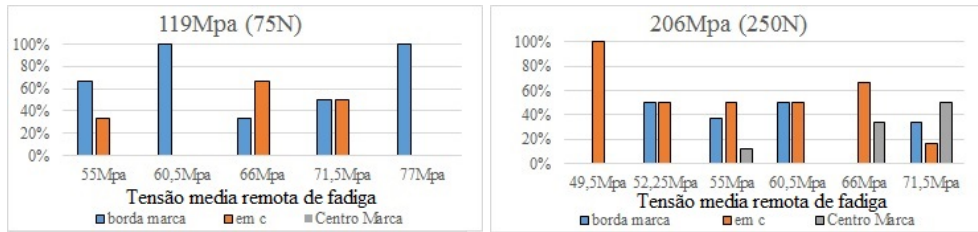


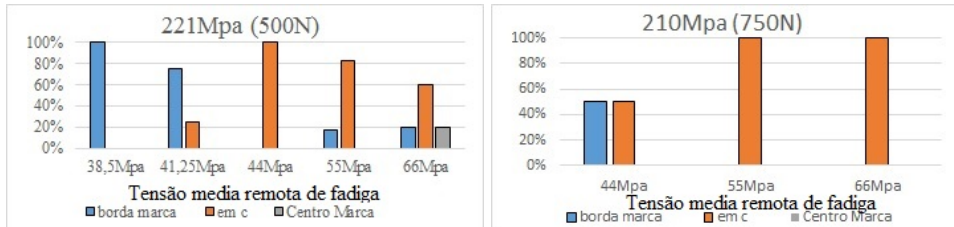
Figura 5.13: Figura esquemática dos locais de ruptura do fio. a). Zona central da marca b). Zona inferior da marca c). Entre a zona de escorregamento e a zona de adesão

A figura 5.14 indica a relação de falhas em cada uma das tensões remotas de fadiga para as forças normais aplicadas. Os valores mostrados nas figuras representam a porcentagem de falhas para cada uma das tensões remotas medias aplicadas. Conforme a figura 5.14(a) tanto para as tensões remotas medias com valores baixos quanto para valores altos o lugar predominante das fraturas é na borda da marca. Na figura 5.14(b) o lugar com a maior porcentagem de falhas para tensões remotas medias com valores baixos é entre a zona de adesão e a zona de escorregamento (em c). No entanto para tensões remotas medias com valores altos aparece fraturas no centro da marca. Na figura 5.14(c) o lugar predominante das falhas para tensões remotas medias com valores baixos é na borda da marca e para tensões remotas medias com valores altos o lugar prevalecente é entre a zona de adesão e a zona de escorregamento (em c). Porém para tensões remotas medias com valores altos aparece novamente fraturas no centro da marca. Como é estabelecido na figura 5.14(d) e na figura 5.14(e), para tensões remotas medias com valores baixos a porcentagem de lugar de falha é igual entre a borda da marca e em c. Contudo a maior porcentagem do lugar de falha nas tensões remotas medias com valores altos é na borda da marca.

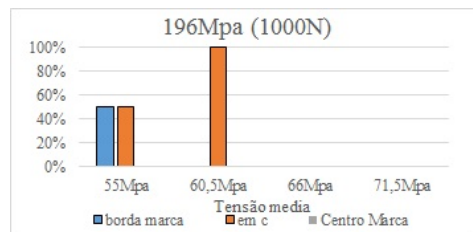
A ocorrência de ruptura do corpo de prova na borda da marca mostrado na figura 5.15(c) pode ser interpretada analisando o mapa de tensões gerado na região de contato. O efeito das forças que ocorrem em fadiga por *fretting* estabelece que o ponto preferencial de iniciação de trincas ocorre nas margens do contato, que corroboram com observações experimentais Bellecave et al. (2014). A relação pode evidenciar-se revisando a tensão (σ_{xx}), que ocasiona



(a) Percentagem de falhas para a força normal de 75 (b) Percentagem de falhas para a força normal de 250



(c) Percentagem de falhas para a força normal de 500 (d) Percentagem de falhas para a força normal de 750



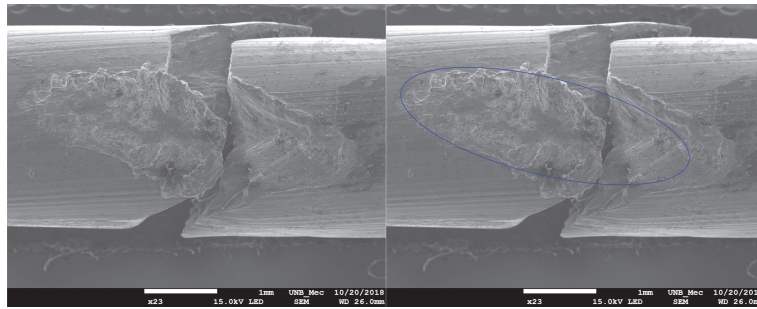
(e) Percentagem de falhas para a força normal de 1000

Figura 5.14: Percentagem de falhas para cada uma das tensões remotas médias

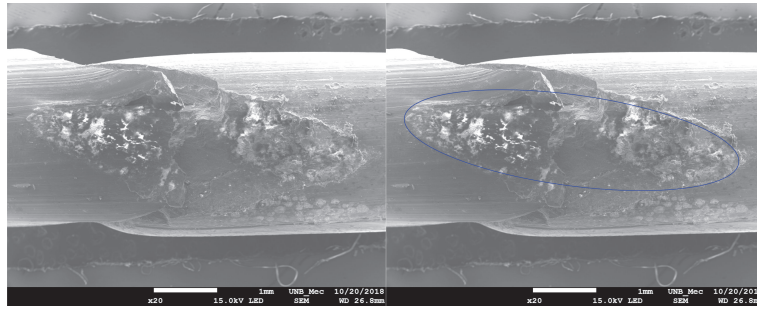
o crescimento da trinca pelo Modo I, e atinge seu valor máximo na borda da zona de escorregamento, como se apresenta na figura 3.4(a) e principalmente influenciada por cargas trativas de fadiga que causa a falha do corpo de prova na borda da área de contato.

A eventualidade de ruptura do corpo de prova entre a zona de adesão e a zona de escorregamento (em c) conforme a figura 5.15(a) pode não estar só relacionada com o efeito das forças que ocorrem em fadiga por *fretting*, mas sim com o alto valor das forças normais de contato aplicadas. Como observa-se na figura 5.14 a maior percentagem de fraturas entre a zona de adesão e a zona de escorregamento (em c) foram com forças normais maiores a 75N o que evidencia que as marcas geradas nos corpos de prova plastificam o material e criam tensões residuais no interior do contato.

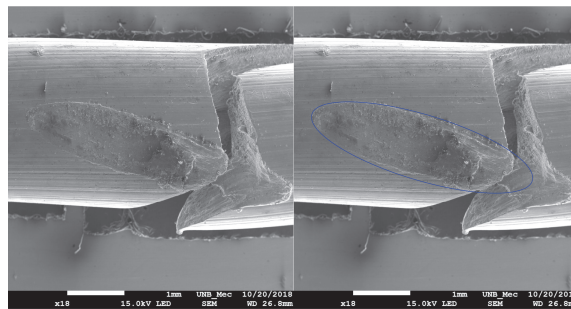
A presença e iniciação de fissura no centro da marca como apresenta-se na figura 5.15(b), indica a iniciação prematura de trincas em fadiga por *fretting* que ocorrem devido ao alto e localizado campo de tensão gerado na região de contato, devido às condições superficiais severas causadas pelas cargas de contato e a formação de um concentrador de tensões. Isto pode revelar que o estado de tensão é possivelmente o fator determinante na fratura do corpo de prova, portanto, induz uma maior concentração de tensão no centro da zona de contato. Segundo menciona Wang et al. (2012) as trincas sempre se formam primeiro no local onde



(a) Ruptura na entre a zona de adesão e a zona de escorregamento no corpo de prova



(b) Ruptura na zona central da marcas de falha no corpo de prova



(c) Ruptura na zona central da marcas de falha no corpo de prova

Figura 5.15: Marcas de falha por fadiga por *fretting*

a tensão é mais alta. A marca de contato resulta em concentração de tensão da amostra e o ponto mais profundo da zona de desgaste apresenta a mais alta concentração de tensão.

5.4.1.5 Análise da superfície de fratura

Na figura 5.16 são apresentadas as diversas áreas da superfície de fratura de fadiga por *fretting*. A área C simboliza a fratura final do corpo de prova caracterizada por uma superfície rugosa. A área B é a região de propagação de trincas, onde as micro trincas expandiam-se ao longo da secção transversal do corpo de prova, também denominadas as marcas de rio, identificadas em condições de carregamento de alto ciclo e são produzidas pela mudança do estado compressivo ou de tração. A área A representa a iniciação da trinca e que é o mesmo lugar onde a marca do contato fio/fio pode ser observada.

Observa-se a redução da área transversal nos corpos de prova presente nas zonas de

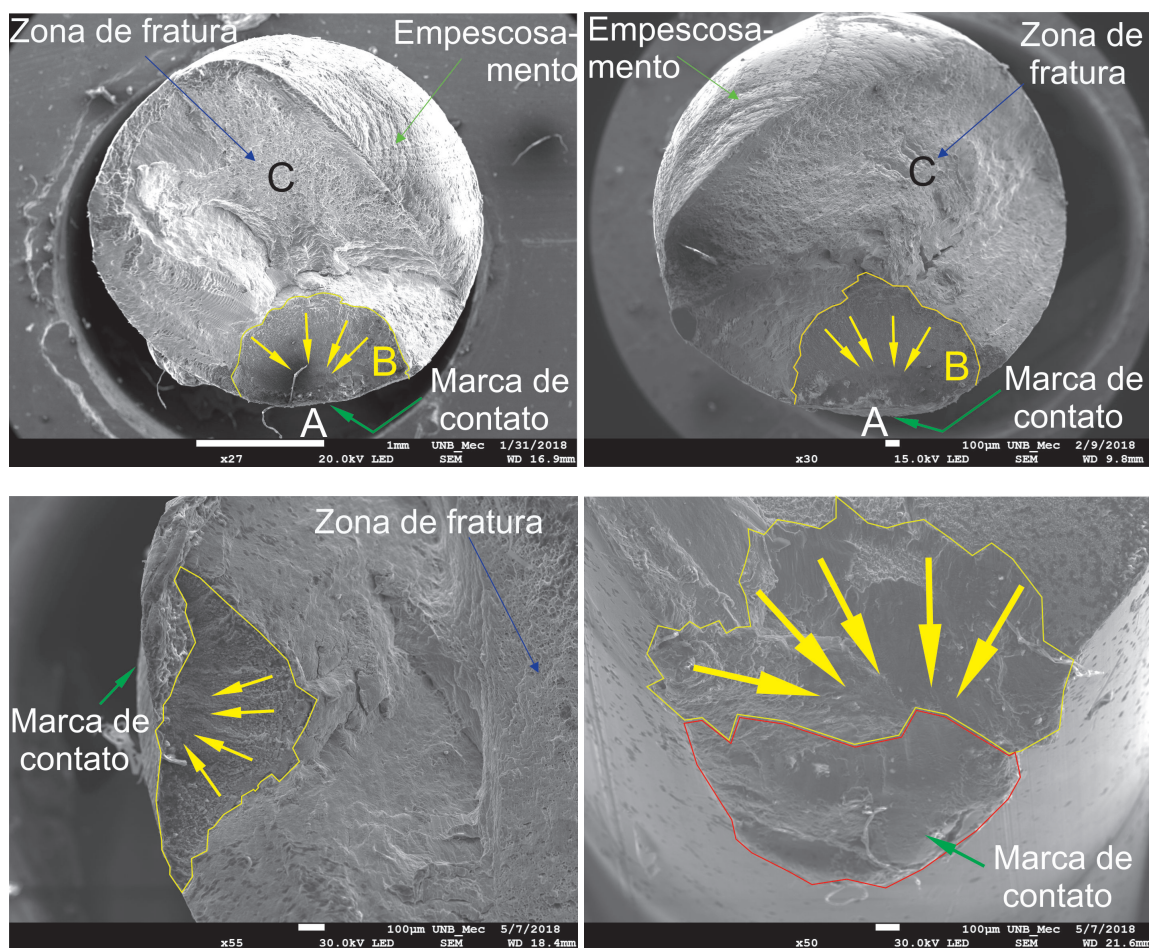


Figura 5.16: Zona de propagação de fadiga por *fretting* nos corpos de prova de alumínio

fratura, o que é induzido pelo alta tensão cíclica além do escoamento. As marcas elípticas estão presentes nas superfícies de contato e detritos de desgaste são acumulados. Observa-se grande acúmulo de deformação plástica do material, na direção da carga remota de fadiga podiam ser facilmente encontrados.

5.4.2 Avaliação microscópica da superfície de falha

A técnica de MEV permite a obtenção de uma imagem com uma excelente resolução e profundidade de campo. Durante um ensaio de fadiga por *fretting* estão envolvidas tensões complexas geradas pelo contato entre fios além da força normal e tangencial, que podem atuar na iniciação e propagação da trinca ou podem variar à medida que a secção do fio é reduzida. Portanto, na análise microscópica pode-se evidenciar uma combinação das características superficiais da falha.

Os modos de fratura presentes no processo de fadiga são: por dimples (coalescência de microvazios), por clivagem, por fadiga e por descolamento de grãos (*Decohesive Rupture*). Cada modo exibe características diferentes na superfície de falha. Deste modo é possível determinar a maneira pela qual aconteceu a fratura. Uma característica microscópica do

modo de fratura por fadiga são as estrias encontradas ao interior das marcas do praia, na área de propagação da trinca que são resultantes do processo cíclico de carregamento e descarregamento (ver figura 5.17), que correspondem ao número de ciclos de carregamento, e são encontradas na área de propagação da trinca. Nas amostras dos fios analisadas a visualização das estrias foi relativamente complexa devido à ductilidade do material que dificulta a formação de estrias definidas, sendo possível observar apenas estrias pouco definidas 5.18.

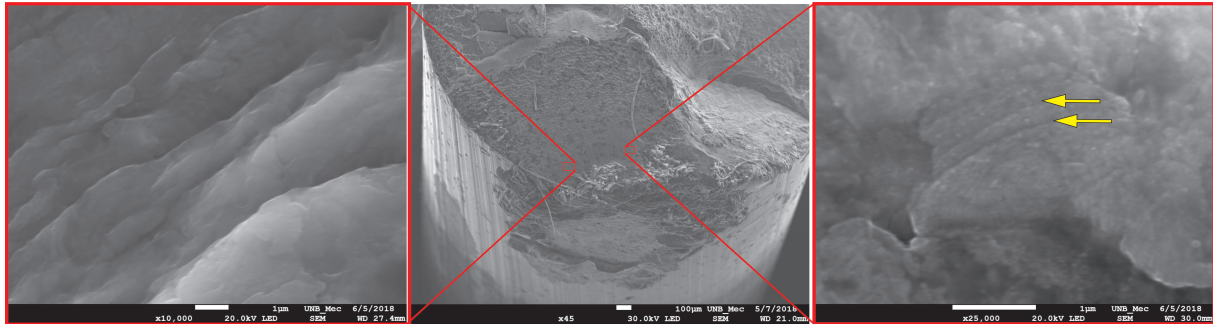


Figura 5.17: Estrias características do processo de fadiga MEV: 25000X

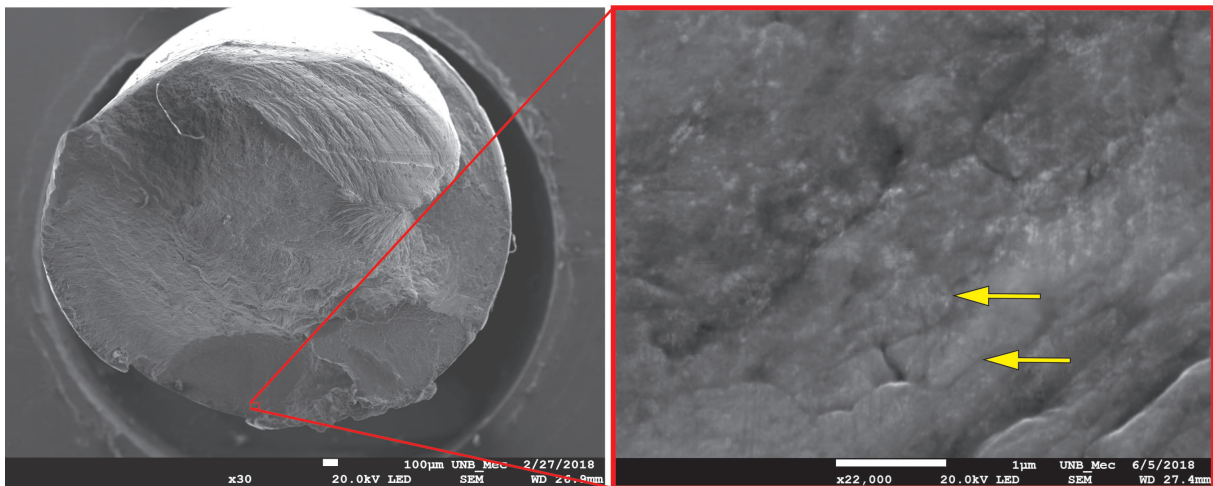
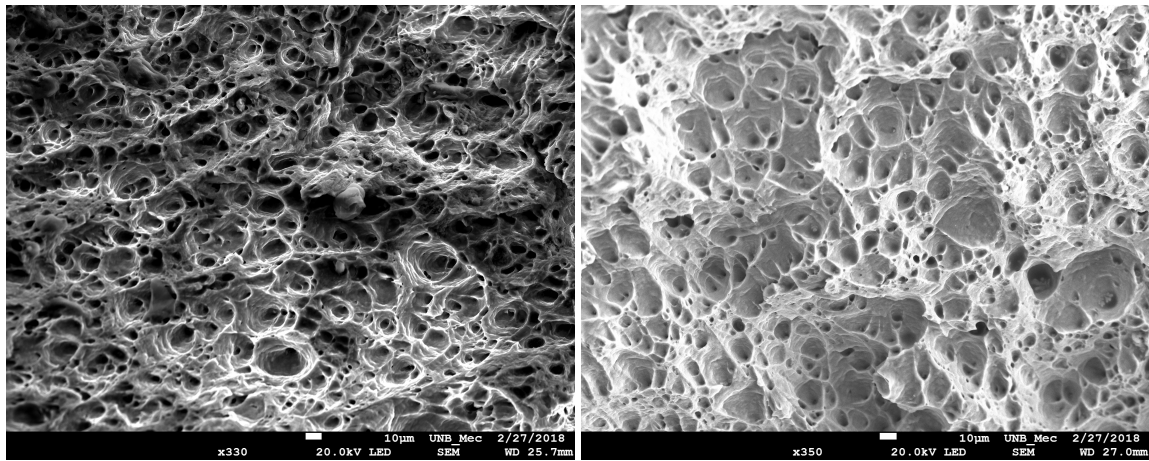


Figura 5.18: Trincas evoluem até encontrar com a trinca de falha

Os dimples são microvazios alongados na superfície de fratura seguindo a mesma direção do carregamento, o tamanho do dimple é controlado a distribuição de microvazios, pequenos dimples são formados quando vários locais de nucleação são ativados e são unidos (coalescência) a outros microvazios antes que tenham a oportunidade de crescer, deduzindo-se uma tensão acima do limite de resistência do material, dimples maiores são formados quando os locais de nucleação são poucos e espalhados, os microvazios crescem para um tamanho mais largo antes da coalescência.

Na figura 5.19 percebeu-se, que a maioria dos dimples apresentam o formato equiaxial, com quantidade relativamente baixa de dimples alongados ou de formato elíptico, inferindo-se a possível predominância do carregamento em tração.



(a) Dimples 1500X

(b) Dimples 1500X

Figura 5.19: Exemplo de dimples visualizados nas zonas de fratura nos corpos de prova

As morfologias das marcas de contato de atrito dos fios de alumínio após os testes conduzidos são mostradas nas 5.20. Pode ser visto na Fig. 5.20 que a superfície de contato por atrito apresenta delaminação causada pelo movimento das superfícies em contato, alguns buracos e pequenas microfissuras devido ao contato ao longo da direção de deslocamento de partículas separadas. Portanto, os mecanismos de desgaste são desgaste abrasivo e desgaste por fadiga como assegura Wang et al. (2012).

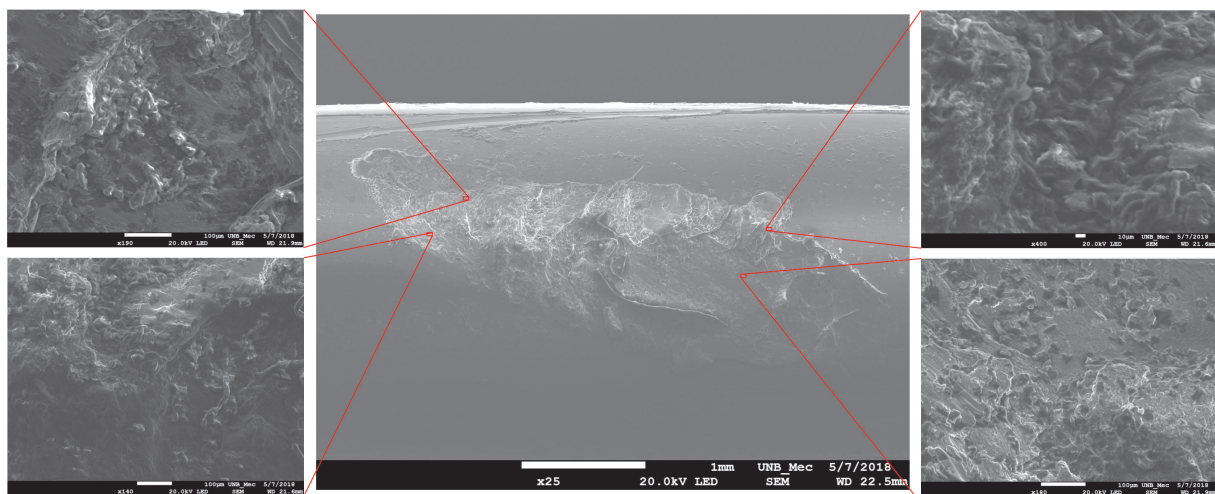


Figura 5.20: Micrografias de microscopia eletrônica de varredura da marca de contato de carregamento de fios de alumínio após testes de fadiga por *fretting*

Capítulo 6

Conclusões

Uma nova metodologia experimental foi desenvolvida a partir do comportamento dos ensaios de fadiga sob condições de contato em fios de cabos condutores. Nesse sentido foi apresentado um dispositivo de ensaio de fadiga para condições de contato entre dois fios e foi desenvolvido um programa experimental para avaliar o efeito da presença de *fretting* sobre a resistência a fadiga de fios de cabos condutores de energia. Deste modo, realizou-se uma intensa análise de caracterização do efeito da carga aplicada pelas sapatas sobre da geometria da marca. Após essa análise, foram conduzidos ensaios de caracterização da curva de resistência a fadiga dos fios da liga Al 1350-H19 sob condições contato, considerando diferentes níveis de pressão de contato e finalmente realiza-se uma análise fractografica da zona de falha. A partir dos resultados obtidos é possível concluir:

O dispositivo é capaz de controlar as cargas normais e cargas tangenciais, de registrar o deslocamento relativo produzido pelo fenômeno de *fretting*. Isso possibilitou avaliar a influência das variáveis referidas deste projeto, além de verificar ao longo dos testes os parâmetros envolvidos, dessa forma, permitiu um melhor entendimento do fenômeno de *fretting* na vida em fadiga.

Ensaio estáticos realizados com o objetivo de avaliar o efeito da força normal aplicada no contato entre dois fios permitiram verificar que em todas as condições testadas resultaram no surgimento de marcas permanentes na interface de contato, o que permite considerar que o processo de fadiga pode ser influenciado pela presença de deformações plásticas. Também se verificou ao analisar os resultados dos ensaios estáticos que tanto a profundidade quanto a área da marca permanentes de contato variaram de forma não linear com a força aplicada. Como consequência, pôde-se verificar que a pressão nominal de contato apresenta dois comportamentos com relação a força normal aplicada. Inicialmente observa-se um aumento da pressão de contato com o aumento da força de normal e, a partir de um determinado valor de força, a pressão começa a diminuir. Essa constatação é importante, pois o nível da vida de fadiga por *fretting* é fortemente influenciada pela pressão de contato. Além disso o tamanho das marcas não tem uma relação evidente com a tensão média de fadiga remota, para as forças estudadas neste projeto a variação da tensão media não gerou nenhuma diferença

relacionável com o tamanho da zona de contato, indicando que as tensões remotas aplicadas geraram alterações reversíveis no material e as deformações permanentes são influenciadas pela carga normal aplicada.

Apesar da força normal P ter variado entre 75[N] e 1000[N] (uma variação equivalente a 13 vezes), a pressão nominal de contato varia entre 120[MPa] (carga de 75[N]) e 220[MPa] (carga de 500[N]) ou seja uma variação de 2 vezes, o que resulta numa variação mínima entre as curvas de fadiga observadas experimentalmente. Outra característica que se observa entre a faixa de forças normais de 75[N] até 500[N] é a relação diretamente proporcional entre a força normal aplicada e a pressão nominal de contato. Para aumento na força normal, a pressão também aumenta. Neste intervalo de forças, o comportamento da vida em fadiga é inversamente proporcional com relação a pressão nominal. Nesta faixa de forças normais, aumentos na pressão de contato até 220 MPa resulta numa redução na vida do material.

No intervalo de forças entre 500[N] e 1000 [N] o nível de deformação permanente nos fios passa a ser relevante. Isso altera de uma forma significativa o comportamento do fenômeno de *fretting*, o que explica o comportamento das curvas de fadiga obtida com a carga P acima de 500[N]. Para cargas acima de 500 [N], a pressão é inversamente proporcional a força aplicada. Neste intervalo de carga (500[N] a 1000[N]), o comportamento em fadiga mantém-se inversamente proporcional a vida, ou seja, cargas maiores geram pressões menores e vidas maiores. Infere-se que as pressões geradas por cargas entre 500[N] e 1000[N] causam deformações superficiais e possivelmente encruamento nos fios de alumínio, contribuindo para uma diminuição na propagação das trincas. Um aumento de p_n pode ter sido suficiente para causar um retardo na propagação da trinca, resultando em um leve aumento na vida total do material.

Para níveis de vida da ordem de 10^5 ciclos existe uma sobreposição dos resultados experimentais o que evidencia que o principal fator de influência nessa etapa é a tensão remota de fadiga onde a região de análise começa a ser controlada pelas deformações plásticas. Ficou igualmente evidenciada a pouca influência da pressão de contato nos primeiros ciclos e o efeito de *fretting* não é relevante neste caso. Entretanto, a medida que a vida a fadiga aumenta começa a haver uma separação entre curvas, indicando que a pressão de contato tem um efeito na vida de fadiga similar ao da carga tangencial devido aos elevados níveis de tensão atuante na região em torno da marca de *fretting*

Análises fractográficas ilustraram o dano severo ao qual o material foi submetido por causa das cargas de *fretting*. O acúmulo de deformação plástica foi observado na borda da marca de desgaste. Observaram-se múltiplos sítios de nucleação de trincas localizadas em toda a região de contato, gerando três frentes de início e subsequente propagação. A primeira acontece na borda da zona de contato influenciada pela tensão (σ_{xx}), que ocasiona o crescimento da trinca pelo Modo I, e atinge seu valor máximo na borda da zona de escorregamento sendo principalmente influenciada por cargas trativas de fadiga, causa o início da falha do corpo de prova na borda da marca de desgaste. A segunda acontece entre a zona de adesão e a zona de escorregamento. Além de estar influenciada pela tensão (σ_{xx}),

que ocasiona o crescimento da trinca pelo Modo I, esta segunda frente é influenciada pelo amassamento acentuado da carga normal de contato, que geram tensões residuais na área de contato. A terceira frente aparece no centro da marca de contato, indica a iniciação prematura de trincas em fadiga por *fretting* que ocorrem por motivo do alto e localizado gradiente de tensão gerado na região de contato, devido às condições superficiais severas causadas pelas altas cargas de contato e a formação de um concentrador de tensões causando a ruptura do material. Todas as fraturas por fadiga em diferentes regimes de *fretting* podem ser divididas em três regiões: região de origem da falha que acontece na zona de contato, região de propagação de trinca e região de quebra transitória.

Comparado com os resultados dos testes do cabo condutor, infere-se que o padrão de atrito obtido no teste de fio único, como tamanho da zona de contato, fenômenos de delaminação, nucleação de rachadura, modos de propagação e ordem de grandeza número de ciclos para nucleação de trincas, são análogos. Parece assim possível usar um teste tão simples para entender e possivelmente prever o comportamento de fadiga de *fretting* do condutor-braçadeira. Essa capacidade de previsão seria de grande valor prático, pois o teste de condutores de tamanho real é mais complexo e oneroso.

Capítulo 7

Proposta para trabalhos futuros

Explorar o estudo do comportamento das condições de fadiga por *fretting* dos fios de outras ligas de alumínio tais como Al 6201 e Al 1120, com a mesma metodologia experimental e os parâmetros estabelecido. Comparar os resultados das curvas S - N com as feitas neste trabalho.

Ensaio controlando o deslocamento devem ser realizados para determinar com precisão o efeito do coeficiente de atrito na vida do material, além de uma análise do ciclo de histerese encontrados nos ensaios de fadiga por *fretting*.

Avaliar a evolução da marca de contato ao longo do ensaio, realizando diversos ensaios com a mesma carga normal e carga remota de fadiga e variando o número de ciclos do corpo de prova e finalmente comparando a magnitude dos eixos da marca elíptica.

Utilizar o método dos elementos finitos em conjunto com modelos de fadiga multiaxial, assim como novos métodos de determinação da distância crítica, para estimar a resistência à fadiga por *fretting* dos fios de alumínio-liga Al 1350-H19. Para isto, deve ser feito um estudo com os possíveis métodos promissores na estimativa de vida e resistência à fadiga por *fretting* para materiais sujeitos a cargas de contato.

Comparar os resultados do análise desenvolvido neste projeto com as estimativas de vida dos resultados experimentais obtidos por meio da bancada de ensaios de cabos da Universidade de Brasília.

Referências Bibliográficas

ASTM . Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data 1 // Annual Book of ASTM Standards. 2012. i, Reapproved. 1–7.

ASTM . Standard Guide for Fretting Fatigue Testing // E2789 - 10. 2015. 10, Reapproved. 1–10.

Alvar E. Navaei, Mohandesi J. Aghazadeh. Fatigue damage accumulation in cold-drawn patented steel wire under variable loading // *Materials and Design*. 2010. 31, 4. 2018–2024.

Uma Metodologia De Entalhe Para Estimar Resistência a. // . 2005. 2004.

Argatov I. I., Gómez X., Tato W., Urchegui M. A. Wear evolution in a stranded rope under cyclic bending: Implications to fatigue life estimation // *Wear*. 2011. 271, 11-12. 2857–2867.

Arora Prithvi Raj, Jacob M. S.D., Salit Mohd Sapuan, Ahmed Elsadig Mahdi, Saleem M., Edi Prasetyo. Experimental evaluation of fretting fatigue test apparatus // *International Journal of Fatigue*. 2007. 29, 5. 941–952.

Failure analysis of aluminum cable steel reinforced (ACSR) ´ River conductor of the transmission line crossing the Parana. // . 2002. 9. 645–664.

Bellecave J., Pommier S., Nadot Y., Meriaux J., Araújo J. A. T-stress based short crack growth model for fretting fatigue // *Tribology International*. 2014. 76. 23–34.

Beretta S., Boniardi M. Fatigue strength and surface quality of eutectoid steel wires // *International Journal of Fatigue*. 1999. 21, 4. 329–335.

Diseño en ingeniería mecánica de Shigley. // . 2008. 1092.

Campbell F C. Elements of Metallurgy and Engineering Alloys. 2008.

Cattaneo Carlo. Sul contatto di due corpi elastici: distribuzione locale degli sforzi. *Rendiconti dell'Accademia nazionale dei Lincei* // *Rendiconti dell'Accademia nazionale dei Lincei*. 1938. 27. 342– 348.

- Cruzado A., Hartelt M., Wäsche R., Urchegui M. A., Gómez X.* Fretting wear of thin steel wires. Part 1: Influence of contact pressure // *Wear*. 2010. 268, 11-12. 1409–1416.
- Cruzado A., Hartelt M., Wäsche R., Urchegui M. A., Gómez X.* Fretting wear of thin steel wires. Part 2: Influence of crossing angle // *Wear*. 2011. 273, 1. 60–69.
- Cruzado A., Leen S. B., Urchegui M. A., Gómez X.* Finite element simulation of fretting wear and fatigue in thin steel wires // *International Journal of Fatigue*. 2013. 55. 7–21.
- Cruzado A., Urchegui M. A., Gómez X.* Finite element modeling and experimental validation of fretting wear scars in thin steel wires // *Wear*. 2012. 289. 26–38.
- Cruzado A., Urchegui M. A., Gómez X.* Finite element modeling of fretting wear scars in the thin steel wires: Application in crossed cylinder arrangements // *Wear*. 2014. 318, 1-2. 98–105.
- Dobromirski JM.* Variables of fretting process: Are there 50 of them? // *Standardization of Fretting Fatigue Test Methods and Equipment*. 1992. 60–60–7.
- Mean Stress Effects in Stress-Life and Strain-Life Fatigue. // . 2004.
- Dowling Norman E.* *Mechanical Behavior of Materials*. 2013. 169–172.
- DEA 19/2015 - Projeção da demanda de energia elétrica. // . 2016. 88.
- Endo K., Goto H.* Effects of environment on fretting fatigue // *Wear*. jun 1978. 48, 2. 347–367.
- Fadel Aida Alves.* Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS Sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5 MCM). 2010. 185.
- Fadel Aida Alves, Rosa D., Murça L. B., Ferreira J. L.A., Araújo J. A.* Effect of high mean tensile stress on the fretting fatigue life of an Ibis steel reinforced aluminium conductor // *International Journal of Fatigue*. 2012. 42. 24–34.
- Ferry Barbara, Araújo J. A., Pommier Sylvie, Demmou Karim.* Life of a Ti–6Al–4V alloy under fretting fatigue: Study of new nonlocal parameters // *Tribology International*. 2017. 108, November 2016. 23–31.
- Fessler H., Ollerton E.* Contact stresses in toroids under radial loads // *British Journal of Applied Physics*. 1957. 8, 10. 387–393.
- Fouvry S., Duó P., Perruchaut Ph.* A quantitative approach of Ti-6Al-4V fretting damage: Friction, wear and crack nucleation // *Wear*. 2004. 257, 9-10. 916–929.
- Greenwood J.a.* Analysis of elliptical Hertzian contacts // *Tribology International*. 1997. 30, 3. 235–237.

- Hertz Heinrich.* Ueber die Berührung fester elastischer Körper // Journal für die Reine und Angewandte Mathematik. 1882. 1882, 92. 156–171.
- Hills D.A., Nowell D.* The Development of a Fretting Fatigue Experiment with Well Defined Characteristics // Standardization of Fretting Fatigue Test Methods and Equipment. 1992. 1159. 69.
- Hills D.A., Nowell D.* Mechanics of Fretting Fatigue. 1994. 250.
- Hills D.A., Nowell D., Sackfield A.* Mechanics of Elastic Contacts. 1993. 291–319.
- Huber M. T.* Zur Theorie der Berührung fester elastischer Körper // Annalen der Physik. 1904. 319, 6. 153–163.
- Johnson K. L.* Contact Mechanics. 19, 2. Cambridge: Cambridge University Press, 1985. 109–110.
- Kalombo R. B., Araújo J. A., Ferreira J. L.A., Silva C. R M da, Alencar R., Capra A. R.* Assessment of the fatigue failure of an All Aluminium Alloy Cable (AAAC) for a 230 kV transmission line in the Center-West of Brazil // Engineering Failure Analysis. 2016. 61, August 2012. 77–87.
- Lambrighs Kasper, Verpoest Ignace, Verlinden Bert, Wevers Martine.* Influence of the load ratio on the threshold stress intensity factor range for heavily drawn steel wires // Engineering Failure Analysis. 2011. 18, 2. 694–699.
- Lindley T.* Fretting fatigue in engineering alloys // International Journal of Fatigue. 1997. 19, 93. 39–49.
- Llorca J.* Fatigue limit and fatigue life prediction in high strength cold drawn eutectoid steel wires // International Journal of Fatigue. 1989. 11, 5. 371–371.
- Love .* A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity. 1, 9. 1892. 1689–1699.
- MME .* Resenha Energética Brasileira - Exercício de 2014 // Ministério de Minas e Energia. 2015. 1–32.
- Ma Xingchi, Gao Lei, Zhang Junxi, Zhang Lai-Chang.* Fretting Wear Behaviors of Aluminum Cable Steel Reinforced (ACSR) Conductors in High-Voltage Transmission Line // Metals. 2017. 7, 9. 373.
- Martins L. H Luiz, Ferro T. Cesar Júlio, Ferreira J. L.A., Araújo José Alexander, Susmel Luca.* A notch methodology to estimate fretting fatigue strength // Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2007. 29, 1. 82–90.
- McCull I. R., Ding J., Leen S. B.* Finite element simulation and experimental validation of fretting wear // Wear. 2004. 256, 11-12. 1114–1127.

- Meyers Marc André, Chawla Krishan Kumar.* Mechanical Behavior of Materials. 2009. 882.
- Mindlin Raymond David.* Compliance of elastic bodies in contact // J. Appl. 1949. 16. 259–268.
- Murakami Yukitaka.* Mechanism of Fatigue in the Absence of Defects and Inclusions // Metal Fatigue. 3, 1. jan 2002. 1–10.
- Mutoh Yoshiharu.* Mechanisms of Fretting Fatigue // JSME International Journal. Series A, Mechanics and Material Engineering. 1995. 38, 4. 405–415.
- Nishioka K, Hirakawa K.* Fundamental Investigations of Fretting Fatigue:(Part 2, Fretting Fatigue Testing Machine and Some Test Results) // Bulletin of JSME. 1969a. 12, 50. 180–187.
- Nishioka Kunio, Hirakawa Kenji.* Fundamental Investigations of Fretting Fatigue : Part 3, Some Phenomena and Mechanisms of Surface Cracks // Bulletin of JSME. 1969b. 12, 51. 397–407.
- Nishioka Kunio, Nishimura Seiichi, Hirakawa Kenji.* Fundamental Investigations of Fretting Fatigue : Part 1, On the Relative Slip Amplitude of Press-fitted Axle Assemblies // Bulletin of JSME. 1968. 11, 45. 437–445.
- Nowell D.* An Analysis of Fretting Fatigue. 1988.
- Fadiga Uniaxial de um Fio de Alumínio 1350-H19 Utilizando o Método dos Elementos Finitos. // . 2018.
- Petersen DR, Schrems KK.* Wear-Related Fatigue in a Wire Rope Failure // Journal of Testing and Evaluation. 1994. 22, 5. 490.
- Rossino Luciana Sgarbi.* Estudo do Comportamento em fadiga por fretting da liga al 7050-T7451. 2008. 236.
- Sabsabi M., Giner E., Fuenmayor F. J.* Experimental fatigue testing of a fretting complete contact and numerical life correlation using X-FEM // International Journal of Fatigue. 2011. 33, 6. 811–822.
- Suresh S.* Fatigue of Materials. 1998.
- T.L.Anderson .* Fracture mechanics : fundamentals and applications. 2005. 25–86.
- Thomas Howard R., Hoersch Victor A.* Stresses due to the pressure of one elastic solid upon another with special reference to railroad rails // University of Illinois Engineering Experiment Station. 1930. 212, I.

- Voisin J. M., Vannes A. B., Vincent L., Daviot J., Giraud B.* Analysis of a tube-grid oscillatory contact: methodology for the selection of superficial treatments // *Wear*. 1995. 181-183, PART 2. 826–832.
- Wang Dagang, Li Xiaowu, Wang Xiangru, Zhang De kun, Wang Dao' Ai.* Dynamic wear evolution and crack propagation behaviors of steel wires during fretting-fatigue // *Tribology International*. 2016. 101. 348–355.
- Wang Dagang, Zhang De kun, Ge Shirong.* Effect of displacement amplitude on fretting fatigue behavior of hoisting rope wires in low cycle fatigue // *Tribology International*. 2012. 52. 178–189.
- Wang Dagang, Zhang De kun, Wang Songquan, Ge Shirong.* Finite element analysis of hoisting rope and fretting wear evolution and fatigue life estimation of steel wires // *Engineering Failure Analysis*. 2013. 27. 173–193.
- Waterhouse R.B.* Fretting fatigue // *International Materials Reviews*. 1992. 37, 1. 77–98.
- Waterhouse R.B.* Fretting in Steel Ropes and Cables — A Review // *Fretting Fatigue: Advances in Basic Understanding and Applications*. 22, 5. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1994. 3–3–12.
- Zhang De Kun, Ge S. R., Qiang Y. H.* Research on the fatigue and fracture behavior due to the fretting wear of steel wire in hoisting rope // *Wear*. 2003. 255, 7-12. 1233–1237.
- Zhou Z. R., Cardou A., Goudreau S., Fiset M.* Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue // *Tribology International*. 1996. 29, 3. 221–232.
- Zhou Z. R., Goudreau S., Fiset M., Cardou A.* Single wire fretting fatigue tests for electrical conductor bending fatigue evaluation // *Wear*. 1995. 181-183, PART 2. 537–543.

Capítulo 8

Apêndices

8.1 Apêndice A. Distribuição de pressão contato hertziano elíptico

```
1 %=====
2 % Universidade de Brasilia - UnB
3 % Departamento de Ciencias Mecanicas - ENM
4 % Pos-graduacao em Ciencias Mecanicas
5 % Grupo de Fadiga , Fratura e Materiais - GFFM
6 % Elaborado por: Jose Israel Monroy Diaz
7 %=====
8
9 %% Script: Distribuicao de Pressao
10 %% Comandos iniciais
11 clear all;
12 close all;
13 clc;
14
15 %% Variaveis do tempo e tamanho do elemento
16 f = 0.6; % Coeficiente de atrito aluminio - aluminio
17 t = 1/4; % Instante de tempo
18 tt = 360*t; % tt = 2*pi*t -> em graus
19 tam_elem = 1/50; % Tamanho do elemento de 1 dos 100 elementos
20
21 %% Variaveis do Contato
22 P = 1000; % [N] % Carga normal aplicada
23 Qmax_fP = 0.6; % [% da carga normal] % Carga tangencial maxima
24 Sbmax_p0 = 0.4; % [% da carga normal] % Carga remota maxima
25 Sbm_p0 = 0,4; % [% da carga normal] % Carga remota media
26 %% Pressao de Contato Normal
27 r = 1;
```

```

28 s = 1;
29 x_a= -1:tam_elem:1;
30 y_b= -1:tam_elem:1;
31 for s=1:1:length(x_a)
32 for r=1:1:length(x_a)
33 p(s,r) = sqrt(1 - (x_a(r))^2 - (y_b(s))^2); % Normalizacao: P(x)/p0
34
35 end
36
37 end
38 [x,y]=meshgrid(-1:tam_elem:1);
39 mesh(x,y,real(p));
40 xlabel('x/a');
41 ylabel('y/b');
42 zlabel('p(x,y)/p_0');
43 title('Pressao de Contato Normal');
44 grid on
45 shading flat;
46
47 %% Pressao de Contato Cisalhante sob Condicoes de Fretting
48 Q_fP = Qmax_fP*sind(tt);
49 Sb_p0 = Sbmax_p0*sind(tt);
50
51 c_a = sqrt(1 - abs(Qmax_fP));
52 e_a = abs(Sbmax_p0)/(4*f);
53 cl_a = sqrt(1 - abs(Qmax_fP - Q_fP)/2);
54 el_a = abs(Sbmax_p0 - Sb_p0)/(8*f);
55 x_a= -1:tam_elem:1;
56 y_b= -1:tam_elem:1;
57
58 for s=1:1:length(x_a)
59 for r=1:1:length(x_a)
60 if (cl_a < abs(x_a(r))) && (abs(x_a(r)) ≤ 1)
61 q(s,r) = f*(-sqrt(1 - (x_a(r))^2 - (y_b(s))^2)); % Normalizacao: P(x)/p0;
62 elseif (c_a ≤ abs(x_a(r))) && (abs(x_a(r)) ≤ cl_a)
63 q(s,r) = f*(-sqrt(1 - (x_a(r))^2 - (y_b(s))^2)) + 2*f*(cl_a)*sqrt(1 - (x_a(r)/cl_a)^2 -
64 elseif (abs(x_a(r)) < c_a)
65 q(s,r) = f*(-sqrt(1 - (x_a(r))^2 - (y_b(s))^2))...
66 + 2*f*(cl_a)*sqrt(1 - (x_a(r)/cl_a)^2 - (y_b(s)/cl_a)^2 )...
67 - f*(c_a)*sqrt(1 - (x_a(r)/c_a)^2 - (y_b(s)/c_a)^2);
68
69 end
70 end
71 end
72
73 figure(2);
74 [x,y]=meshgrid(-1:tam_elem:1);
75 plot3(x,y,real(q));
76 xlabel('x/a');

```

```

77 ylabel('y/b');
78 zlabel('q(x)/fp_0');
79 title('Pressao de Contato Cisalhante sob Fretting');
80 grid on
81 hold on
82 shading flat;
83
84 %% Pressao de Contato Cisalhante sob Condicoes de Fretting e Carga Remota de Fadiga
85
86 for s=1:1:length(x_a)
87 for r=1:1:length(x_a)
88 if (cl_a < abs(x_a - el_a))
89 qb(s,r) = f*(-sqrt(1 - (x_a(r))^2 - (y_b(s))^2));
90
91 elseif (c_a ≤ abs(x_a - e_a))
92 qb(s,r) = f*(-sqrt(1 - (x_a(r))^2 - (y_b(s))^2))...
93 + 2*f*(cl_a)*sqrt(1 - ((x_a(r) - el_a)/cl_a)^2 - ((y_b(s) - el_a)/cl_a)^2);
94
95 else
96 qb(s,r) = f*(-sqrt(1 - (x_a(r))^2 - (y_b(s))^2))...
97 + 2*f*(cl_a)*sqrt(1 - ((x_a(r) - el_a)/cl_a)^2 - ((y_b(s) - el_a)/cl_a)^2 )...
98 - f*(c_a)*sqrt(1 - ((x_a(r) - e_a)/c_a)^2 - ((y_b(s) - e_a)/c_a)^2);
99
100 end
101 end
102 end
103
104 figure(3);
105 [x,y]=meshgrid(-1:tam_elem:1);
106 plot3(x,y,real(qb));
107 xlabel('x/a');
108 ylabel('y/b');
109 zlabel('q(x)/fp_0');
110 title('Pressao de Contato Cisalhante sob Fretting e Carga remota de Fadiga');
111 grid on
112 hold on
113 shading flat;

```

8.2 Apêndice B. Função da distribuição de pressão contato hertziano elíptico

```

1 function [a, b, k, ki, p0] = Sackfield (E_1, E_2, ni_1, ni_2, R_1, R_2, ang, P)
2
3
4 %% Contato de Hertz: Calculos iniciais
5 B_A=1/2*sqrt(1/R_1^2.+1/R_2^2.+2*cosd(2*ang)/(R_1*R_2)); %B - A=

```

```

6 BA=1/2*(1/R_1+1/R_2);           %B + A=
7 B=(B_A+BA)/2;
8 A=B-B_A;
9
10 %%
11 Ri=1/(2*A);
12 Rii=1/(2*B);
13 R_eq=Ri*Rii;
14 E_eq=(1/((1-ni_1)/E_1)+((1-ni_2)/E_2));
15 A0 = 2*((1-ni_1)/E_1 + (1-ni_2)/E_2);
16
17 %%
18 a=3;
19 auma=0;
20 difa=10;
21 b=0.5;
22 aumb=0;
23 difb=10;
24 difab=10;
25 while difab>0.001
26 a=a-auma; %1.0713;
27 b=b-aumb; %0.1665;
28 e= sqrt(1-(b^2./a^2.));
29 k=b/a;
30 ki=sqrt(1-k^2);
31 f=A*pi/A0;
32 g=B*pi/A0;
33 p0=3*P/(2*pi*a*b);
34 [K,E] = ellipke(k);
35 [Ki,Ei] = ellipke(ki);
36 D=(K-E)/k^2;
37 BB=K-D;
38 Di=(Ki-Ei)/ki^2;
39 BBi=Ki-Di;
40 aa=sqrt(p0*A0*b*Di/A);
41 bb=sqrt(p0*A0*b*BBi/B);
42 ff=p0*pi*k/(ki^2.*a)*(Ki-Ei);
43 gg=p0*pi/(ki^2.*k*a)*(Ei-k^2.*Ki);
44 auma=abs(a-aa)/2;
45 difa=abs(a-aa);
46 aumb=abs(b-bb)/2;
47 difb=abs(b-bb);
48 difab=abs(difa-difb);
49 end

```

8.3 Apêndice C. Mapeamento das tensões entre cilindros cruzados entre seus eixos

```

1
2 %=====
3 % Universidade de Brasilia - UnB
4 % Departamento de Ciencias Mecanicas - ENM
5 % Pos-graduacao em Ciencias Mecanicas
6 % Grupo de Fadiga , Fratura e Materiais - GFFM
7 % Elaborado por: Jose Israel Monroy Diaz
8 %=====
9
10 %% Script: Contato eliptico de Hertz
11 %% Comandos iniciais
12 clear all;
13 %close all;
14 clc;
15
16 %% Inicializacao
17 % Contato aluminio - aluminio
18 E = 68900; % Modulo de elasticidade do aluminio
19 ni = 0.33; % Coeficiente de poisson do aluminio
20 E_1 = E; % Modulo de elasticidade do material 1: aluminio
21 E_2 = E; % Modulo de elasticidade do material 2: aluminio
22 ni_1 = ni; % Coeficiente de poisson do material 1: aluminio
23 ni_2 = ni; % Coeficiente de poisson do material 1: aluminio
24 R_1 = 1.5695; % Fio de diam 3.139
25 R_2 = 1.5695; % Fio de diam 3.139
26 ang = 29; % angulo do cruzamento dos fios
27
28 f = 0.6; % Coeficiente de atrito aluminio - aluminio
29 t = 1/4; % Instante de tempo
30 tt = 360*t; % tt = 2*pi*t -> em graus
31 tam_elem = 1/15; % Tamanho de l dos 100 elementos
32
33 % Cargas Aplicadas
34 P = 1000; %[N] % Carga aplicada
35 Qmax_fP = 0.6; % Carga tangencial maxima
36 Sbmax_p0 = 0.2129;
37 Sbm_p0 = 0.174;
38 %% Determinacao do a e b
39
40 [a, b, k, ki, p0] = Sackfield (E_1, E_2, ni_1, ni_2, R_1, R_2, ang, P);
41
42 %% Tensoes quando x_a varia
43 i = 1;
44 y_b = 0.00001;

```

```

45 x_a = 0;
46 z_a = 0;          % Definicao da profundidade
47 %for z_a = 0.00001:tam_elem:1
48 for x_a = -1:tam_elem:1
49 %for y_b = -1:tam_elem:1
50 [ Tensor_1 ] = Tensoes(x_a,y_b,z_a,k,ni,p0,ki,f,tt,Qmax_fp,Sbmax_p0,Sbm_p0);
51 Sxx_1(i) = Tensor_1(1,1);
52 Syy_1(i) = Tensor_1(2,2);
53 Szz_1(i) = Tensor_1(3,3);
54 Txy_1(i) = -Tensor_1(1,2);
55 Tyz_1(i) = -Tensor_1(3,2);
56 Txz_1(i) = -Tensor_1(3,1);
57 %l(i) = y_b;
58 l(i) = x_a;
59 i = i + 1;
60 end
61 %% Graficos cuando las tensiones varian con x_a
62 hold on
63 figure(1);
64 plot(1,Sxx_1);
65 xlabel('x/a');
66 ylabel('Sxx/fp_0');
67 title('x/a versus Sxx/fp_0');
68 grid on
69 legend('y/b=0,01','y/b=0,05','y/b=0,1','Location','southeast')
70 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
71 % % hold off
72 %
73 % hold on
74 % figure(2);
75 % plot(1,Syy_1);
76 % xlabel('x/a');
77 % ylabel('Syy/fp_0');
78 % title('x/a versus Syy/fp_0');
79 % grid on
80 % legend('y/b=0,01','y/b=0,05','y/b=0,1')
81 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
82 %
83 % hold on
84 % figure(3);
85 % plot(1,Txy_1);
86 % xlabel('x/a');
87 % ylabel('Txy/fp_0');
88 % title('x/a versus Txy/fp_0');
89 % grid on
90 % legend('y/b=0,01','y/b=0,05','y/b=0,1','Location','southeast')
91 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
92 %
93 % hold on

```

```

94 % figure(4);
95 % plot(1,Szz_1);
96 % xlabel('x/a');
97 % ylabel('Szz/fp_0');
98 % title('x/a versus Szz/fp_0');
99 % grid on
100 % legend('y/b=0,01','y/b=0,05','y/b=0,1', 'Location', 'southeast')
101 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
102 %%% Graficos cuando las tensiones varian con el tiempo
103 % hold on
104 % figure(1);
105 % plot(1,Sxx_1);
106 % xlabel('x/a');
107 % ylabel('Sxx/fp_0');
108 % title('x/a versus Sxx/fp_0');
109 % grid on
110 % legend('Q=Qmax','Q=-Qmax','Q=0 no descarregamento','Q=0 no recarregamento', 'Locatio
111 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
112 %
113 % hold on
114 % figure(2);
115 % plot(1,Syy_1);
116 % xlabel('x/a');
117 % ylabel('Syy/fp_0');
118 % title('x/a versus Syy/fp_0');
119 % grid on
120 % legend('Q=Qmax','Q=-Qmax','Q=0 no descarregamento','Q=0 no recarregamento')
121 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
122 %
123 % hold on
124 % figure(3);
125 % plot(1,Txy_1);
126 % xlabel('x/a');
127 % ylabel('Txy/fp_0');
128 % title('x/a versus Txy/fp_0');
129 % grid on
130 % legend('Q=Qmax','Q=-Qmax','Q=0 no descarregamento','Q=0 no recarregamento', 'Locatio
131 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
132 %
133 % hold on
134 % figure(4);
135 % plot(1,Szz_1);
136 % xlabel('x/a');
137 % ylabel('Szz/fp_0');
138 % title('x/a versus Szz/fp_0');
139 % grid on
140 % legend('Q=Qmax','Q=-Qmax','Q=0 no descarregamento','Q=0 no recarregamento', 'Locatio
141 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
142 %%% Graficos cuando las tensiones varian con z_a

```



```

143 % hold on
144 % figure(1);
145 % plot(Sxx_1,-1);
146 % ylabel('z/a');
147 % xlabel('Sxx/fp_0');
148 % title('z/a versus Sxx/fp_0');
149 % grid on
150 % legend('x/a=-1, y/b=0','x/a=0, y/b=-1','x/a=0, y/b=0', 'Location','southwest')
151 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
152 %
153 % hold on
154 % figure(2);
155 % plot(Syy_1,-1);
156 % ylabel('z/a');
157 % xlabel('Syy/fp_0');
158 % title('z/a versus Syy/fp_0');
159 % grid on
160 % legend('x/a=-1, y/b=0','x/a=0, y/b=-1','x/a=0, y/b=0', 'Location','southwest')
161 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
162 %
163 % hold on
164 % figure(3);
165 % plot(Txy_1,-1);
166 % ylabel('z/a');
167 % xlabel('Txy/fp_0');
168 % title('z/a versus Txy/fp_0');
169 % grid on
170 % legend('x/a=-1, y/b=0','x/a=0, y/b=-1','x/a=0, y/b=0', 'Location','southwest')
171 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C
172 %
173 % hold on
174 % figure(4);
175 % plot(Szz_1,-1);
176 % ylabel('z/a');
177 % xlabel('Szz/fp_0');
178 % title('z/a versus Szz/fp_0');
179 % grid on
180 % legend('x/a=-1, y/b=0','x/a=0, y/b=-1','x/a=0, y/b=0', 'Location','southwest')
181 % print('C:\Users\Microsoft Windows 10\Google Drive\Tesis\Texto\Dissertacao\imagens\C

```

8.4 Apêndice D. Função do mapeamento das tensões da carga normal e tangencial

```

1 function [ Tensor ] = Tensoes( x_a,y_b,z_a,k,ni ,p0,ki ,f ,tt ,Qmax_fP ,Sbmax_p0 ,Sbm_p0)
2 %% Inicializacao
3 Q_fP = Qmax_fP*sind(tt);

```

```

4  Sb_p0 = Sbmax_p0*sind(tt);
5
6  c_a = sqrt(1 - abs(Qmax_fP));
7  e_a = abs(Sbmax_p0)/(4*f);
8  c_b = sqrt(1 - abs(Qmax_fP));
9  e_b = abs(Sbmax_p0)/(4*f);
10 %% Casos Possiveis
11 if tt == 90    % Q = Qmax
12 Caso = 1;
13 s = -1;
14 elseif (90 < tt) && (tt < 270)
15 Caso = 2;    % Descarregando
16 s = 1;
17 elseif tt == 270
18 Caso = 3;    % Q = Qmin
19 s = 1;
20 elseif ((0 ≤ tt) && (tt < 90)) || ((270 < tt) && (tt ≤ 360))
21 Caso = 4;    % Recarregando
22 s = -1;
23 end
24
25 %% Tipos de Escorregamento Possiveis
26 if (c_a + e_a) ≥ 1
27 fprintf('Ocorrencia de Escorregamento Reverso!\n');
28 fprintf('Diminuir Sbmax ou aumentar Qmax_fP.\n');
29 end
30 if Qmax_fP ≥ 1
31 fprintf('Ocorrencia de Escorregamento Total!\n');
32 fprintf('Diminuir Qmax_fP.\n');
33 end
34
35 %% Calculo das Tensoes
36 [SxxP_n, SyyP_n, SzzP_n, TxyP_n, TzxP_n, TyzP_n, ShP_n, SxxP_t, SyyP_t, SzzP_t, TxyP_t, TzxP_t, TyzP_t, SxxQ, SyyQ, SzzQ, TxyQ, TzxQ, TyzQ, -]= Sackfield2(x_a, y_b, z_a, k, ni, p0, ki); %Calculo de las tensiones normales y tangenciales
37 Sackfield2(x_a, y_b, z_a, k, ni, p0, ki); %Calculo de las tensiones normales y tangenciales
38 [-, -, -, -, -, -, -, SxxQ, SyyQ, SzzQ, TxyQ, TzxQ, TyzQ, -]= Sackfield2(((x_a - e_a)/c_a), ((y_b - e_b)/c_b), (z_a/c_a), k, ni, p0, ki); %Calculo de las tensiones tangenciales causada por la fuerza tangencial
39 %Calculo de las tensiones tangenciales causada por la fuerza tangencial
40 if (Caso == 2 || Caso == 4) % Descarregamento e Recarregamento
41 cl_a = sqrt(1 - abs(Qmax_fP - s*Q_fP)/2);    % Tamanho da zona de adesao contraria sobre
42 el_a = abs(Sbmax_p0 - s*Sb_p0)/(8*f);
43 cl_b = sqrt(1 - abs(Qmax_fP - s*Q_fP)/2);    % Tamanho da zona de adesao contraria sobre
44 el_b = abs(Sbmax_p0 - s*Sb_p0)/(8*f);
45 [-, -, -, -, -, -, -, SxxQ_fret, SyyQ_fret, SzzQ_fret, TxyQ_fret, TzxQ_fret, TyzQ_fret, -]= ...
46 Sackfield2(((x_a - el_a)/cl_a), ((y_b - e_b)/cl_b), (z_a/cl_a), k, ni, p0, ki);
47
48 if (cl_a + el_a) ≥ 1
49 fprintf('Escorregamento Reverso!');
50 fprintf('Checar valores de cl_a e el_a');
51 end
52

```

```

53 end
54
55 if Caso == 1          % Q = Qmax
56 Sxx = SxxP_n + f*SxxP_t - f*c_a*SxxQ + Sb_p0 + Sbm_p0;
57 Syy = SyyP_n + f*SyyP_t - f*c_a*SyyQ;
58 Szz = SzzP_n + f*SzzP_t - f*c_a*SzzQ;
59 Txy = TxyP_n + f*TxyP_t - f*c_a*TxyQ;
60 Txz = TzxP_n + f*TzxP_t - f*c_a*TzxQ;
61 Tyz = TyzP_n + f*TyzP_t - f*c_a*TyzQ;
62 elseif Caso == 2    % Q -> Descarregamento
63 Sxx = SxxP_n - f*SxxP_t - f*c_a*SxxQ + 2*f*cl_a*SxxQ_fret + Sb_p0 + Sbm_p0;
64 Syy = SyyP_n - f*SyyP_t - f*c_a*SyyQ + 2*f*cl_a*SyyQ_fret;
65 Szz = SzzP_n - f*SzzP_t - f*c_a*SzzQ + 2*f*cl_a*SzzQ_fret;
66 Txy = TxyP_n - f*TxyP_t - f*c_a*TxyQ + 2*f*cl_a*TxyQ_fret;
67 Txz = TzxP_n - f*TzxP_t - f*c_a*TzxQ + 2*f*cl_a*TzxQ_fret;
68 Tyz = TyzP_n - f*TyzP_t - f*c_a*TyzQ + 2*f*cl_a*TyzQ_fret;
69 elseif Caso == 3    % Q = Qmin
70 Sxx = SxxP_n - f*SxxP_t + f*c_a*SxxQ + Sb_p0 + Sbm_p0;
71 Syy = SyyP_n + f*SyyP_t - f*c_a*SyyQ;
72 Szz = SzzP_n + f*SzzP_t - f*c_a*SyyQ;
73 Txy = TxyP_n + f*TxyP_t - f*c_a*TxyQ;
74 Txz = TzxP_n + f*TzxP_t - f*c_a*TzxQ;
75 Tyz = TyzP_n + f*TyzP_t - f*c_a*TyzQ;
76
77 elseif Caso == 4    % Q -> Recarregamento
78 Sxx = SxxP_n + f*SxxP_t + f*c_a*SxxQ - 2*f*cl_a*SxxQ_fret + Sb_p0 + Sbm_p0;
79 Syy = SyyP_n - f*SyyP_t - f*c_a*SyyQ + 2*f*cl_a*SyyQ_fret;
80 Szz = SzzP_n - f*SzzP_t - f*c_a*SzzQ + 2*f*cl_a*SzzQ_fret;
81 Txy = TxyP_n - f*TxyP_t - f*c_a*TxyQ + 2*f*cl_a*TxyQ_fret;
82 Txz = TzxP_n - f*TzxP_t - f*c_a*TzxQ + 2*f*cl_a*TzxQ_fret;
83 Tyz = TyzP_n - f*TyzP_t - f*c_a*TyzQ + 2*f*cl_a*TyzQ_fret;
84
85 end
86 Tensor = [Sxx Txy Txz;
87           Txy Syy Tyz;
88           Txz Tyz Szz];
89 End

```

8.5 Apêndice E. Função do mapeamento das tensões entre cilindros

```

1 function [Sxx_p0, Syy_p0, Szz_p0, Txy_p0, Tzx_p0, Tyz_p0, Sh_p0, Sxx_fp0, Syy_fp0, Szz_fp0, Txy_
2 = Sackfield2( x_a, y_b, z_a, k, ni, p0, ki )
3 %% Condições de Contorno
4
5 syms h1

```

```

6
7 eqn=x_a^2./(1+h1^2.)+y_b^2./(k^2.+h1^2.)+z_a^2./h1^2.==1;
8 solh1=solve(eqn,h1);
9 h11=max(real(vpa(solh1)));
10 s=vpa(h11);
11
12
13
14 n=sqrt(abs(1-k^2.));
15 G=sqrt((1+s^2.)*(k^2.+s^2.));
16
17 if z_a == 0
18 if s==0
19 if k<1
20 [Ki,Ei]=ellipke(ki);
21 I1=1/ki^2.*(Ki-Ei);
22 I2=1/ki^2.*(Ei/k^2.-Ki);
23 else
24 p=sqrt(1-(1/k^2.));
25 [Kp,Ep]=ellipke(p);
26 I1=1/(k*p^2.)*(Ep-(1-p^2.)*Kp);
27 I2=1/(k^3.*p^2.)*(Kp-Ep);
28 end
29 else
30 if k<1
31 phi=(atan(1/s));
32 I1=1/ki^2.*(ellipticF(phi,ki)-ellipticE(phi,ki));
33 I2=1/ki^2.*(ellipticE(phi,ki)/k^2.-ellipticF(phi,ki)-(1/(k^2.*s))*sqrt((k^2.+s^2.)/(1+
34 (1/s)*sqrt((1+s^2.)/(k^2.+s^2.))));
35 %I3=1/ki^2.*((1/s)*sqrt((k^2.+s^2.)/(1+s^2.))-ellipticE(phi,ki));
36 else
37 phi=(atan(s));
38 p=sqrt(1-(1/k^2.));
39 tao=sqrt(1-(p^2.*s^2.)/(1+s^2.));
40 [Kp,Ep]=ellipke(p);
41 EE=Ep-ellipticE(phi,p);
42 FF=Kp-ellipticF(phi,p);
43 I1=1/(k*p^2.)*(EE-(1-p^2.)*FF);
44 I2=1/(k^3.*p^2.)*(FF-EE-(p^2.*sin(phi)*cos(phi)/tao));
45 %I3=-1/k*(EE-cot(phi)*tao);
46 end
47 end
48 Tzx_p0=0;
49 Tyz_p0=0;
50 Szz_p0=0;
51 Tyz_fp0=0;
52 Szz_fp0=0;
53 Tzx_fp0=0;
54 Sh_fp0=(k)*-2*x_a*(1+ni)*I1/3;

```

```

55
56 if abs(x_a)≤1 && abs(y_b)≤1
57 N=k*sqrt(1-x_a^2.-y_b^2./k^2.);
58 C=1+s^2.+N;
59 D=k^2.+s^2.+N;
60
61 if k<1 %toca en las dos partes por el N que cambia en las diferentes condiciones
62 tetta1=(atan(n*y_b/D))*ki^3./n^3.;
63 tetta2=(atanh(n*x_a/C))*ki^3./n^3.;
64 else
65 tetta1=- (atanh(n*y_b/D))*ki^3./n^3.;
66 tetta2=- (atan(n*x_a/C))*ki^3./n^3.;
67 end
68 d2idx2=(p0)*2*pi*k*(y_b*tetta1/ki^3.+x_a*tetta2/ki^3.+1/ki^2.- (k/ki^2.)*sqrt(1-x_a^2.-
69 d2idy2=(p0)*2*pi*k*(-y_b*tetta1/ki^3.-x_a*tetta2/ki^3.-1/ki^2.+(1/(ki^2.*k))*sqrt(1-x
70 ddz=-2*pi*sqrt(1-x_a^2.-y_b^2./k^2.);
71 d2idxdy=(p0)*(2*pi*k/ki^3)*(x_a*tetta1-y_b*tetta2);
72
73 Sxx_p0=(ni/(pi*p0))*ddz-(1-2*ni)/(2*pi*p0)*d2idx2;
74 Syy_p0=(ni/(pi*p0))*ddz-(1-2*ni)/(2*pi*p0)*d2idy2;
75 Txy_p0=-(1-2*ni)/(2*pi*p0)*d2idxdy;
76 Sh_p0=(1+ni)*ddz/(3*pi*p0);
77
78 Sxx_fp0=(k)*-2*x_a/ki^2.*((ki^2.+ni)*I1-ni*k^2.*I2);
79 Syy_fp0=(k)*2*ni*x_a*(k^2./ki^2.*(I1-I2));
80 Txy_fp0=(k)*y_b/ki^2.*(2*ni*(I1-k^2.*I2)-ki^2.*I2);
81
82 else
83 N=0;
84 C=1+s^2.+N;
85 D=k^2.+s^2.+N;
86 H=(x_a/(1+s^2.))^2.+(y_b/(k^2.+s^2.))^2.+(z_a/s^2.)^2.;
87
88 if k<1 %toca en las dos partes por el N que cambia en las diferentes condiciones
89 tetta1=(atan(n*y_b/D))*ki^3./n^3.;
90 tetta2=(atanh(n*x_a/C))*ki^3./n^3.;
91 else
92 tetta1=- (atanh(n*y_b/D))*ki^3./n^3.;
93 tetta2=- (atan(n*x_a/C))*ki^3./n^3.;
94 end
95 d2idx2=(p0)*2*pi*k*(y_b*tetta1/ki^3.+x_a*tetta2/ki^3.+1/ki^2.);
96 d2idy2=(p0)*2*pi*k*(-y_b*tetta1/ki^3.-x_a*tetta2/ki^3.-1/ki^2.);
97 ddz=0;
98 d2idxdy=(p0)*(2*pi*k/ki^3)*(x_a*tetta1-y_b*tetta2);
99
100 Sxx_p0=(ni/(pi*p0))*ddz-(1-2*ni)/(2*pi*p0)*d2idx2;
101 Syy_p0=(ni/(pi*p0))*ddz-(1-2*ni)/(2*pi*p0)*d2idy2;
102 Txy_p0=-(1-2*ni)/(2*pi*p0)*d2idxdy;
103 Sh_p0=(1+ni)*ddz/(3*pi*p0);

```

```

104
105 Sxx_fp0=(k)*-2*x_a/ki^2.*((ki^2.+ni)*I1-ni*k^2.*I2)+(2*ni*x_a*y_b^2.*s/(H*G^3.*(s^2.+k
106 Syy_fp0=(k)*2*ni*x_a*(k^2./ki^2.*(I1-I2))-(2*ni*x_a*y_b^2.*s/(H*G^3.*(s^2.+k^2.)));
107 Txy_fp0=(k)*y_b/ki^2.*(2*ni*(I1-k^2.*I2)-ki^2.*I2)-(2*ni*x_a^2.*y_b*s/(H*G^3.*(s^2.+1)
108 end
109 else
110 H=(x_a/(1+s^2.))^2.+(y_b/(k^2.+s^2.))^2.+(z_a/s^2.)^2.;
111 if k<1
112 phi=(atan(1/s));
113 I1=1/ki^2.*(ellipticF(phi,ki)-ellipticE(phi,ki));
114 I2=1/ki^2.*(ellipticE(phi,ki)/k^2.-ellipticF(phi,ki)-(1/(k^2.*s))*sqrt((k^2.+s^2.)/(1+
115 (1/s)*sqrt((1+s^2.)/(k^2.+s^2.)));
116 I3=1/ki^2.*((1/s)*sqrt((k^2.+s^2.)/(1+s^2.))-ellipticE(phi,ki));
117 else
118 phi=(atan(s));
119 p=sqrt(1-(1/k^2.));
120 tao=sqrt(1-(p^2.*s^2./(1+s^2.)));
121 [Kp,Ep]=ellipke(p);
122 EE=Ep-ellipticE(phi,p);
123 FF=Kp-ellipticF(phi,p);
124 I1=1/(k*p^2.)*(EE-(1-p^2.)*FF);
125 I2=1/(k^3.*p^2.)*(FF-EE-(p^2.*sin(phi)*cos(phi)/tao));
126 I3=-1/k*(EE-cot(phi)*tao);
127 end
128
129 N=G*z_a/s;
130 C=1+s^2.+N;
131 D=k^2.+s^2.+N;
132
133 if k<1
134 tetta1=(atan(n*y_b/D))*ki^3./n^3.;
135 tetta2=(atanh(n*x_a/C))*ki^3./n^3.;
136 else
137 tetta1=-(atanh(n*y_b/D))*ki^3./n^3.;
138 tetta2=-(atan(n*x_a/C))*ki^3./n^3.;
139 end
140
141 L=z_a/(s^3.*H*sqrt((1+s^2.)*(k^2.+s^2.)));
142 d2dx2=(p0/z_a)*-2*pi*k*(z_a*I1-(x_a*s/(1+s^2.))^2.*L);
143 d2dy2=(p0/z_a)*-2*pi*k*(z_a*I2-(y_b*s/(k^2.+s^2.))^2.*L);
144 d2dxdy=(p0/z_a)*(2*pi*k*x_a*y_b*L*s^2.)/((1+s^2.)*(k^2.+s^2.));
145 ddz=(p0)*-2*pi*k*z_a*I3;
146
147 d2idx2=(p0)*-2*pi*k*(z_a*I1-(1/ki^3.)*(y_b*tetta1+x_a*tetta2+ki-(z_a*ki/s))*sqrt((s^2.+
148 d2idy2=(p0)*-2*pi*k*(z_a*I2+(1/ki^3.)*(y_b*tetta1+x_a*tetta2+ki-(z_a*ki/s))*sqrt((s^2.+
149 d2idxdy=(p0)*(2*pi*k/ki^3.)*(x_a*tetta1-y_b*tetta2);
150
151 Ee=(2*N*s^4.+z_a^2.*(s^4.-k^2.))/(N*H*s^4.*G^2.);
152 F=C+D-x_a^2.-y_b^2.;

```

```

153 dJdx=tetta 1 / ki ^3 . -(y_b / (( s ^2 . +1)*F)) *(C/ ki ^2 . +x_a ^2 . *Ee) ;
154 dJdy=- tetta 2 / ki ^3 . +(x_a / (( s ^2 . +k^2 . ) *F)) *(D/ ki ^2 . -y_b ^2 . *Ee) ;
155
156 Sxx_p0=(ni / ( pi *p0)) *ddz -(1 -2* ni) / (2* pi *p0) *d2idx2 -z_a / (2* pi *p0) *d2dx2 ;
157 Syy_p0=(ni / ( pi *p0)) *ddz -(1 -2* ni) / (2* pi *p0) *d2idy2 -z_a / (2* pi *p0) *d2dy2 ;
158 Szz_p0=-(k*z_a ^2 . *L) / ( s ^2) ;
159 Tyz_p0=(-k*y_b*z_a*L) / (k^2 . +s^2 .) ;
160 Txy_p0=-(1 -2* ni) / (2* pi *p0) *d2idxdy -z_a / (2* pi *p0) *d2dxdy ;
161 Tzx_p0=(-k*x_a*z_a*L) / (1+s^2 .) ;
162 Sh_p0=(1+ni) / (3* pi *p0) *ddz ;
163
164 Sxx_fp0=(k) * -2*x_a / ki ^3 . * (( ki ^2 . +ni) *I1 -ni*k^2*I2) -(1 -2* ni) *z_a*dJdy+ . . .
165 (x_a / (H*G^3 .) ) * ((z_a ^2 . *(s^2 . +k^2 .) / s^3 .) +(2* ni*y_b ^2 . *s / (s^2+k^2 .) ) ) ;
166 Syy_fp0=(k) *2* ni*x_a *(k^2 . / ki ^2 . *(I1 -I2) -y_b ^2 . *s / (H*G^3 . *(k^2 . +s^2 .) ) ) +(1 -2* ni) *z_a*c
167 Szz_fp0=-(k*x_a*z_a ^2 .) / (s^3 . *(1+s^2 .) *H*G) ;
168 Txy_fp0=(k) *y_b / ki ^2 . *(2* ni *(I1 -k^2 . *I2) -ki ^2 . *I2) -(2* ni*x_a ^2 . *y_b*s / (H*G^3 . *(s^2 . +1)
169 (1 -2* ni) *z_a*dJdx ;
170 Tyz_fp0=-(k*x_a*y_b*z_a) / (s*H*G^3 .) ;
171 Tzx_fp0=(k) *(-x_a ^2 . *z_a / (H*G*s *(s^2 . +1)^2 .) +z_a *(I1 -I3) ) ;
172 Sh_fp0=(k) * -2*x_a *(1+ni) *I1 / 3 ;
173 end
174
175 end

```

8.6 Apêndice F. Tabelas de dados e resultados

Tabela 8.1: Tipo de inicio de trinca para os ensaios de fadiga por *fretting* para cada uma das tensões remotas de fadiga aplicadas

Força normal [N]	Tensão remota de Fadiga		Tipo de inicio da trinca			
	Smax [MPa]	Smed [MPa]	45-90 graus	%*100	45 graus	%*100
<i>P</i> 1000	100	55	0	0	2	1
	110	60,5	0	0	1	1
	120	66	0	0	0	0
	130	71,5	0	0	0	0
<i>P</i> 750	80	44	0	0	2	1
	100	55	0	0	2	1
	120	66	0	0	1	1
<i>P</i> 500	70	38,5	1	1	0	0
	75	41,25	2	0,667	1	0,333
	80	44	2	0,667	1	0,333
	100	55	2	0,667	1	0,333
	120	66	0	0	2	1
<i>P</i> 250	95	52,25	1	1	0	0
	100	55	0	0	5	1
	110	60,5	0	0	2	1
	120	66	0	0	3	1
	130	71,5	0	0	3	1
<i>P</i> 75	100	55	0	0	1	1
	110	60,5	0	0	2	1
	120	66	0	0	1	1
<i>P</i> 500-Q(t)	75	41,25	1	1	0	0
	80	44	2	0,667	1	0,333
	100	55	1	0,333	2	0,667
	120	66	0	0	3	1
<i>P</i> 250-Q(t)	90	49,5	3	1	0	0
	95	52,25	2	0,667	1	0,333
	100	55	2	0,667	1	0,333
	130	71,5	3	1	0	0
<i>P</i> 75-Q(t)	100	55	0	0	2	1
	120	66	1	0,5	1	0,5
	130	71,5	1	0,5	1	0,5
	140	77	1	0,5	1	0,5

Tabela 8.2: Tipo de falha para os ensaios de fadiga por *fretting* para cada uma das tensões remotas de fadiga aplicadas

Força normal [N]	Tensão remota de Fadiga			Tipo de Falha		
	Smax [MPa]	Smed [MPa]	45graus	%*100	quase plana	%*100
<i>P</i> 1000	100	55	4	0,308	0	0
	110	60,5	4	0,308	0	0
	120	66	2	0,154	0	0
	130	71,5	3	0,231	0	0
<i>P</i> 750	80	44	2	0,167	0	0
	100	55	2	0,167	0	0
	120	66	1	0,083	0	0
<i>P</i> 500	70	38,5	2	0,125	0	0
	75	41,25	1	0,063	2	0,125
	80	44	4	0,250	0	0
	100	55	3	0,188	1	0,0625
	120	66	3	0,188	0	0
<i>P</i> 250	95	52,25	1	0,071	0	0
	100	55	5	0,357	0	0
	110	60,5	2	0,143	0	0
	120	66	3	0,214	0	0
	130	71,5	3	0,214	0	0
<i>P</i> 75	100	55	2	0,167	0	0
	110	60,5	2	0,167	0	0
	120	66	1	0,083	0	0
<i>P</i> 500-Q(t)	75	41,25	1	0,1	0	0
	80	44	3	0,3	0	0
	100	55	2	0,2	1	0,1
	120	66	3	0,3	0	0
<i>P</i> 250-Q(t)	90	49,5	3	0,25	0	0
	95	52,25	3	0,25	0	0
	100	55	3	0,25	0	0
	130	71,5	2	0,167	1	0,083
<i>P</i> 75-Q(t)	100	55	2	0,167	0	0
	120	66	2	0,167	0	0
	130	71,5	2	0,167	0	0
	140	77	2	0,167	0	0

Tabela 8.3: Lugar de falha na zona de contato para os ensaios de fadiga por *fretting* para cada uma das tensões remotas de fadiga aplicadas

Força normal [N]	Tensão remota de Fadiga				Lugar de inicio da trinca Entre adesão e escorregamento
	Smax [MPa]	Smed [MPa]	Borda da marca	%*100	
P 1000	100	55	1	0,5	1
	110	60,5	0	0	1
	120	66	0	0	0
	130	71,5	0	0	0
P 750	80	44	1	0,5	1
	100	55	0	0	2
	120	66	0	0	1
P 500	70	38,5	1	1	0
	75	41,25	2	0,667	1
	80	44	0	0	3
	100	55	0	0	3
	120	66	1	0,5	0
P 250	95	52,25	1	1	0
	100	55	0	0	4
	110	60,5	1	0,5	1
	120	66	0	0	2
	130	71,5	0	0	0
P 75	100	55	0	0	1
	110	60,5	2	1	0
	120	66	0	0	1
P 500-Q(t)	75	41,25	1	1	0
	80	44	0	0	3
	100	55	1	0,333	2
	120	66	0	0	3
P 250-Q(t)	90	49,5	0	0	3
	95	52,25	1	0,333	2
	100	55	3	1	0
	130	71,5	2	0,667	1
P 75-Q(t)	100	55	2	1	0
	120	66	1	0,5	1
	130	71,5	1	0,5	1
	140	77	2	1	0

Tabela 8.4: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 1000[N]

Tensão Alt. (MPa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
58.5	CP-43	164351	213143	497,-117
	CP-60	228820		328,-263
	CP-65	246257		355,-310
54	CP-61	779278	992158	330,-18
	CP-40	1063421		385,-230
	CP-57	1133774		349,-177
49.5	CP-44	781211	1390022	380,-205
	CP-101	1459359		405,-170
	CP-64	1544941		329,-143
	CP-46	1774575		367,-207
45	CP-123	1731443	2344235	312,-172
	CP-98	2585296		415,-261
	CP-99	2715967		403,-157

Tabela 8.5: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 750[N]

Tensão Alt. (MPa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
54	CP-208	760686	761527	408,-216
	CP-209	762369		301,-364
45	CP-203	2974196	2147646	377,-206
	CP-204	1321097		406,-190
36	CP-205	3346117	4120941	316,-216
	CP-207	4895765		271,-159

Tabela 8.6: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 500[N]

Tensão Alt. (MPa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
54	CP-68	217865	385620	164,-186
	CP-67	348895		197,-219
	CP-30	590099		-
45	CP-31	592855	807452	-
	CP-107	848192		175,-229
	CP-113	859534		208,-230
	CP-33	929227		-
36	CP-70	1491856	2617889	165,-157
	CP-105	2275383		174,-180
	CP-69	3321990		157,-171
	CP-32	3382328		-
33,75	CP-122	2702898	4917511	149,-149
	CP-121	4815976		162,-176
	CP-118	7233660		184,-181
31,75	CP-117	3211605	-	160,-189
	CP-167	3482397		164,-177

Tabela 8.7: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 250[N]

Tensão Alt. (MPa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
58,5	CP-94	122717	181490	248,-260
	CP-92	166417		131,-228
	CP-93	255336		148,-209
54	CP-82	451267	486668	167,-197
	CP-84	491213		179,-262
	CP-83	517525		159,-225
49,5	CP-79	460457	717308	165,-220
	CP-80	974159		144,-193
45	CP-74	552076	1106322	98,-156
	CP-89	632997		504,-172
	CP-75	686207		187,-184
	CP-73	831909		175,-187
	CP-72	2828421		161,-187
42,75	CP-90	4661363	-	158,-206

Tabela 8.8: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 75[N]

Tensão Alt. (MPa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
54	CP-214	893008	700527	103,-80
	CP-216	508047		142,-109
49,5	CP-228	882900	11504293	139,-107
	CP-229	805663		95,-104
36	CP-217	3354359		131,-96

Tabela 8.9: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 1000[N] com carga tangencial controlada

Tensão Alt. (MPa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
54	CP_131	1535054*	1418357	194,-216
	CP_134	1301660*		192,-213
58,5	CP_132	676548*	9502453	-
	CP_133	837706*		213,-227
	CP_135	1158255*		233,-237
	CP_146	876105*		187,-183
	CP_154	1086089*		360,-359
	CP_155	1066769*		446,-436

* O corpo de prova quebrou, mas não quebrou na marca nem o mordente de sujeição

Tabela 8.10: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 750[N]

Tensão Alt. (MPa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
54	CP-180	1063020*	1504391	408,-216
	CP-182	1504391		301,-364
49,5	CP-199	1998821	2086705	377,-206
	CP-200	2174589		406,-190
54	CP-201	2978113*	-	316,-216
	CP-202	1398620*		271,-159

* O corpo de prova quebrou, mas não quebrou na marca nem o mordente de sujeição

Tabela 8.11: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 500[N] com carga tangencial controlada

Tensão Alt. (Mpa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
54	CP-129	570737	543040	184,-203
	CP-130	668850		184,-203
	CP-147	389533		228,-215
45	CP-127	1070258	1130018	137,-187
	CP-128	1193821		154,-175
	CP-148	1125976		185,-176
36	CP-156	3096831	2404458	157,-147
	CP-157	2128170		164,-138
	CP-158	1988375		137,-132
33,8	CP-174	8064653	-	160,-142

Tabela 8.12: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para Fn de 250[N] com carga tangencial controlada

Tensão Alt. (Mpa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
58,5	CP-136	347281	266126	168,-185
	CP-137	189293		172,-182
	CP-152	261805		207,-206
45	CP-138	991406	1143828	130,-142
	CP-140	1062072		146,-152
	CP-150	1378007		157,-159
42,75	CP-159	1542897	1247894	148,-148
	CP-160	1363140		149,-150
	CP-161	837646		147,-150

Tabela 8.13: Resultados de vida em fadiga do fio-cp de alumínio 1350-H19 para F_n de 75[N] com carga tangencial controlada

Tensão Alt. (Mpa)	Amostra Fio-CP	Vida em fadiga (Número de Ciclos)	Vida em fadiga média (Número de Ciclos)	Carga tangencial Max (N)
63	CP-183	467100	434717	77,-85
	CP-184	402334		74,-87
58,5	CP-186	811744	672986	86,-104
	CP-191	534229		68,-52
54	CP-187	1327863	946032	78,-85
	CP-224	564202		74,-77
45	CP-226	957804	1072601	96,-97
	CP-227	1187399		92,-95