



# **TESE DE DOUTORADO**

**CONFECÇÃO DE DISPOSITIVO DE ENSAIO E  
AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NA  
FADIGA SOB *FRETTING* DE FIOS DE ALUMÍNIO  
TERMORRESISTENTE E 6201-T81.**

**MIGUEL ANGEL GARCIA**

Brasília, novembro de 2024

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

FACULDADE DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

**FACULDADE DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓSGRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS**

**CONFECÇÃO DE DISPOSITIVO DE ENSAIO E AVALIAÇÃO  
DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NA FADIGA SOB  
*FRETTING* DE FIOS DE ALUMÍNIO TERMORRESISTENTE E  
6201-T81.**

**MIGUEL ANGEL GARCIA**

**ORIENTADOR: COSME ROBERTO MOREIRA DA SILVA  
COORIENTADOR: JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA**

**TESE DE DOUTORADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS**

**PUBLICAÇÃO: ENM. DT – XXX/24  
BRASÍLIA/DF: NOVEMBRO – 2024**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA  
FACULDADE DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓSGRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS**

**CONFECÇÃO DE DISPOSITIVO DE ENSAIO E AVALIAÇÃO  
DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NA FADIGA SOB  
*FRETTING* DE FIOS DE ALUMÍNIO TERMORRESISTENTE E  
6201-T81.**

**MIGUEL ANGEL GARCIA**

**SUBMETIDA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS  
MECÂNICAS DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE  
DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS  
PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS  
MECÂNICAS.**

**APROVADA POR:**

---

**Prof. Dr. Cosme Roberto Moreira da Silva, Ph.D. (ENM/UnB)  
(Orientador)**

---

**Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, D.Sc. (ENM/UnB)  
(Coorientador)**

---

**Prof. José Alexander Araújo, D.Phil. (ENM/UnB)  
(Examinador Interno)**

---

**Prof. Waldek Wladimir Bose Filho, Ph.D. (EESC/USP)  
(Examinador Externo)**

---

**Prof. Raimundo Carlos Silveiro Freire Júnior, Ph.D. (UFRN)  
(Examinador Externo)**

**BRASÍLIA/DF, 7 DE NOVEMBRO DE 2024**

## FICHA CATALOGRÁFICA

GARCIA, MIGUEL ANGEL

Confecção de dispositivo de ensaio e avaliação da influência da temperatura na fadiga sob fretting de fios de alumínio termorresistente e 6201-T81 - [Distrito Federal] 2024.

xxvi, 174 p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Doutor, Ciências Mecânicas, 2024).

Tese de Doutorado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Fadiga por *fretting*

2. Fios termorresistentes

3. Alumínio Liga

4. Altas temperaturas

I. ENM/FT/UnB

II. ENM.DT-XXX/24

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

GARCIA, M. A., (2024). Confecção de dispositivo de ensaio e avaliação da influência da temperatura na fadiga sob fretting de fios de alumínio termorresistente e 6201-T81. Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM.DT-XXX/24, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 174p.

## CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Miguel Angel Garcia.

TÍTULO: Confecção de dispositivo de ensaio e avaliação da influência da temperatura na fadiga sob fretting de fios de alumínio termorresistente e 6201-T81 - [Distrito Federal] 2024.

GRAU: Doutor

ANO: 2024

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

---

Miguel Angel Garcia

Estancia Quintas da Alvorada – QD 05 CJ 03 CS 11

71680-389 – Brasília - DF- Brasil

Correio Eletrônico: [miguelgarcia.unb@gmail.com](mailto:miguelgarcia.unb@gmail.com)

## **AGRADECIMENTOS**

Ao meu filho Caetano, meu orgulho e meu melhor amigo. *Merci pour tout.*

A minha companheira Leandra Alves Irmão, meu amor e minha amiga, obrigado pelo apoio para concluir mais uma etapa da minha vida.

A minha família, longe dos meus olhos, mas tão perto do meu coração. Agradeço a minha mãe, meu pai e meu irmão por todo o carinho e o suporte que me deram em todos os momentos da minha vida. A meus sogros, Cida e Zeca.

Ao meu orientador Prof. Dr. Cosme Roberto por todo apoio fornecido durante a realização desse trabalho, pela disponibilidade e a paciência.

Ao Prof. Jorge por sempre me atender e pelas ótimas dicas.

Aos Professores e amigos, Alex e Brasil, que foram de grande ajuda para minha integração profissional no Brasil.

Aos professores, colegas e amigos que gentilmente contribuíram para o aperfeiçoamento deste trabalho. Agradeço às benéficas energias dos parceiros e amigos do SG-09: Remy, Gustavo, Gabriel, Ian, Lucas, Ricardo, Rodrigo, Karoline, Giorgio e Danilo. Sem esquecer o inestimável apoio dos amigos e professores do bloco G.

Ao técnico Wesley pelo apoio e a dedicação exemplar. Aos técnicos Adriano e Rafael.

A Iggy, sempre ao meu lado.

A Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) e à Transmissora Brasileira de Energia (TBE) pelo apoio ao projeto. ALUBAR pelo fornecimento da amostra de cabo termorresistente. LYNX pela ajuda com o sistema de aquecimento.

## DEDICATÓRIA

*À minha família,  
meu filho Caetano  
e a minha esposa Leandra.*

*“I learned from him (Robert Mapplethorpe) that often contradiction is the clearest way to  
truth.”*

*“Aprendi com ele (Robert Mapplethorpe) que muitas vezes a contradição é o caminho mais  
claro para a verdade.”*

*Patti Smith (Just Kids, 2010)*

*“Il y a tant à gagner parfois parfois quand le temps vous oublie.”  
“Às vezes, há muito a ganhar quando o tempo se esquece de você.”*

*Dominique A (Le temps qui passe sans moi, La Fragilité, 2018)*

## RESUMO

### CONFEÇÃO DE DISPOSITIVO DE ENSAIO E AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NA FADIGA SOB *FRETTING* DE FIOS DE ALUMÍNIO TERMORRESISTENTE E 6201-T81.

**Autor:** Miguel Angel Garcia

**Orientador:** Cosme Roberto Moreira da Silva

**Coorientador:** Jorge Luiz de Almeida Ferreira

**Departamento de Engenharia Mecânica**

**Brasília, novembro de 2024.**

O objetivo deste trabalho foi projetar um sistema de aquecimento com uma precisão de  $\pm 2^\circ\text{C}$  para atualizar um equipamento existente de fadiga por *fretting* em fios (GARCIA, 2019). Com este novo dispositivo, uma campanha de testes foi conduzida para investigar o efeito da temperatura na vida em fadiga por *fretting* em fios de condutores. Uma metodologia para facilitar o controle da temperatura dentro da região de contato foi proposta e os detalhes do teste de fadiga por *fretting* fio contra fio foram descritos. Neste estudo, foi possível realizar testes de fadiga por *fretting* em fios de cabos condutores convencionais na temperatura de operação e de emergência experimentada pelo condutor real. Os ensaios de fadiga por *fretting* foram conduzidos com uma carga cisalhante controlada por deslocamento e independente da carga de fadiga. O dispositivo provou ser capaz de reproduzir um ensaio de fadiga por *fretting* entre fios de alumínio de condutores aéreos, induzindo marcas de *fretting* elípticas nas superfícies dos fios e respeitando a condição de regime de escorregamento parcial, ou seja, o princípio de Amontons, mostrando zonas de aderência e escorregamento claramente definidas.

Os ensaios de fadiga sob condições de *fretting* foram realizados em fios de alumínio 6201-T81 retirados de um Condutor de Alumínio Liga (CAL) 900 MCM e em fios de liga de alumínio termorresistente TAL (*Thermal Resistant Aluminum Alloy*) retirados de um condutor T-CAA Ibis. As temperaturas dos ensaios foram de 25, 75 e 100°C com uma carga normal de 250 N para os fios TAL e 500 N para os fios 6201. As curvas *S-N* foram obtidas para cada temperatura. Os resultados mostraram uma redução na vida em fadiga dos fios 6201 de 34,8% na temperatura de 75°C e até 43,1% a 100°C. As diferenças das curvas *S-N* apontaram para uma mudança nas características mecânicas claramente influenciada pelos fatores de temperatura e tempo. Os fios 6201 submetidos ao teste de fadiga por *fretting* foram examinados com o microscópio eletrônico de varredura (MEV). As avaliações da superfície de falha mostraram características de ruptura devido à fadiga por *fretting*. As marcas de contato fio-fio geradas pelo dispositivo apresentam, na região de fratura, todas as características encontradas

nas camadas internas dos cabos condutores das linhas de transmissão fraturadas em uso por fadiga em condições de *fretting*, como zona de adesão claramente definida, zonas de escorregamento e presença de óxido de alumínio, onde prevaleceu o regime de escorregamento parcial. Notou-se que as zonas de adesão ficaram maiores nas temperaturas mais altas devido ao amolecimento da liga com a temperatura. As fortes reduções de vida observadas foram associadas ao processo de recuperação no caso da temperatura de 75°C devido às alterações na resistência e ao aumento da ductilidade. Já na temperatura de 100°C, a redução em vida foi relacionada ao processo de recristalização que ocorre com esta liga acima de 90°C.

Uma redução da vida em fadiga de 18% foi observada na temperatura de 75°C para os fios termorresistentes. A curva *S-N* não mostrou influência do tempo, apenas da temperatura, o que pode indicar um melhor comportamento em termos de fadiga por *fretting* nessa temperatura. Já a 100°C, a curva quase não apresentou alteração na vida em fadiga (um leve aumento de 1,5%) em relação à temperatura ambiente, porém os ensaios nessa temperatura se comportaram de maneira diferente. As análises das marcas de *fretting* mostraram que a 25 e a 75°C os testes ocorreram todos sob um regime de escorregamento parcial apresentando zonas de adesão bem definidas, embora menores a 75°C. Na temperatura de 100°C, não foram encontradas zonas de adesão, o que evidenciou um regime de escorregamento total. A fadiga por desgaste experimentada pelos fios TAL a 100°C explica o fato que a vida em fadiga não foi alterada. As avaliações da superfície de falha apontaram características similares de ruptura devido à fadiga em todos os níveis de temperatura. Os fios termorresistentes mostraram um comportamento melhor na temperatura de 75°C que os fios convencionais 6201, ou seja, a liga TAL não sofreu processo de recuperação ou de recristalização nessa temperatura. A mudança de regime de fadiga na temperatura de 100°C influenciou a vida em fadiga de forma positiva, porém levantou questionamentos a serem investigados em trabalhos futuros.

**Palavras chave:** Fadiga por *fretting*, Cabos Condutores, Fios, Alumínio Liga, Liga Termorresistente, altas temperaturas.

## **ABSTRACT**

### **MANUFACTURING OF A TEST DEVICE AND EVALUATION OF THE INFLUENCE OF TEMPERATURE ON FATIGUE UNDER FRETTING OF THERMORESISTANT ALUMINUM WIRE AND 6201-T81.**

**Author: Miguel Angel Garcia**  
**Supervisor: Cosme Roberto Moreira da Silva**  
**Co-supervisor: Jorge Luiz de Almeida Ferreira**  
**Mechanical Engineering Department**  
**Brasília, november of 2024.**

The objective of this work was to design a heating system with an accuracy of  $\pm 2^{\circ}\text{C}$  to upgrade existing wire fretting fatigue equipment (GARCIA, 2019). With this new device, a test campaign was conducted to investigate the effect of temperature on the fretting fatigue life of conductor wires. A methodology to facilitate temperature control within the contact region was proposed and details of the wire-to-wire fretting fatigue test were described. In this study, it was possible to perform fretting fatigue tests on conventional conductor wires at the operating and emergency temperatures experienced by the actual conductor. The fretting fatigue tests were carried out with a shear load controlled by displacement and independent of the fatigue load. The device proved to be capable of reproducing a fretting fatigue test between aluminum wires of overhead conductors, inducing elliptical fretting marks on the wire surfaces and respecting the condition of partial slip regime, that is, the Amontons principle, showing zones clearly defined stick and slip.

Fatigue tests under fretting conditions were carried out on aluminum alloy 6201-T81 wires taken from All Aluminum Alloy Conductors (AAAC) 900 MCM and on Thermal Resistant Aluminum Alloy (TAL) wires taken from a Thermal Resistant Aluminum Conductors Steel Reinforced Ibis (T-ACSR). The test temperatures were 25, 75, and  $100^{\circ}\text{C}$  with a normal load of 250 N for the TAL wires and 500 N for the 6201 wires. S-N curves were obtained for each temperature. The results showed a reduction in the fatigue life of 6201 wires of 34.8% at a temperature of  $75^{\circ}\text{C}$  and up to 43.1% at  $100^{\circ}\text{C}$ . The differences in the S-N curves indicated a change in the mechanical characteristics influenced by temperature and time factors. The 6201 wires subjected to the fretting fatigue test were examined with the scanning electron microscope (SEM). Failure surface evaluations showed rupture characteristics due to fretting fatigue. The wire-wire contact marks generated by the device present, in the fracture region, all the characteristics found in the internal layers of the conductors of fractured transmission lines in use due to fatigue in fretting conditions, such as a clearly defined stick and slip zones, and

presence of aluminum oxide, where the partial slip regime prevailed. It was noted that the stick zones became larger at higher temperatures due to the softening of the alloy with temperature. The strong reductions in life observed were associated with the recovery process at a temperature of 75°C due to changes in strength and increased ductility. At a temperature of 100°C, the reduction in life was related to the recrystallization process that occurs with this alloy above 90°C.

A reduction in fatigue life of 18% was observed at a temperature of 75°C for thermoresistant wires. The S-N curve showed no influence of time, only of temperature, which may indicate better behavior in terms of fretting fatigue at this temperature. At 100°C, the curve showed almost no change in fatigue life (a slight increase of 1.5%) about room temperature, but the tests at this temperature behaved differently. Analysis of the fretting marks showed that at 25 and 75°C the tests all occurred under a partial slip regime presenting well-defined stick zones, although smaller at 75°C. At a temperature of 100°C, no stick zones were found, which demonstrated a total slip regime. The wear fatigue experienced by TAL wires at 100°C explains the fact that the fatigue life was not changed. Failure surface evaluations showed similar fatigue rupture characteristics at all temperature levels. The thermoresistant wires showed better behavior at a temperature of 75°C than the conventional 6201 wires, that is, the TAL alloy did not undergo a recovery or recrystallization process at that temperature. The change in fatigue regime at a temperature of 100°C influenced fatigue life positively, but raised questions to be investigated in future work.

**Key words:** Fretting-Fatigue, Conductors, Wires, Aluminum Alloy, Thermal Resistant Aluminum Alloy, high temperature.

# SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1. CONTEXTO DO DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO .....	1
1.2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA .....	2
1.3. JUSTIFICATIVA .....	2
1.4. OBJETIVO DO TRABALHO .....	3
1.5. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	3
1.5.1. Cabos condutores .....	3
1.5.2. Fadiga e Fadiga por <i>fretting</i> em cabos condutores .....	5
1.5.3. Fadiga por <i>fretting</i> em fios .....	15
1.5.4. Temperatura de operação e de emergência .....	19
1.5.5. Recapitação ( <i>uprating</i> ) .....	23
1.5.6. Condutores para altas temperaturas .....	26
1.5.7. Fadiga em condutores em alta temperatura .....	33
1.5.8. Fadiga por <i>fretting</i> em condutores em alta temperatura .....	35
1.5.9. Considerações finais .....	37
1.6. DESCRIÇÃO DA ESTRUTURA DO TRABALHO .....	38
<b>2. FADIGA - REVISÃO TEÓRICA .....</b>	<b>39</b>
2.1. CONCEITO DE FADIGA .....	39
2.2. CARACTERIZAÇÃO DO PROCESSO DE FADIGA .....	40
2.3. ANÁLISE DE SUPERFÍCIE DE FRATURA .....	44
2.4. DEFINIÇÕES FUNDAMENTAIS E CLASSIFICAÇÃO .....	46
2.5. MÉTODOS DE PREVISÃO DA VIDA EM FADIGA .....	48
2.5.1. Método da Tensão - Vida ( <i>S-N</i> ) .....	48
2.5.2. Método da Deformação - Vida ( $\epsilon$ - <i>N</i> ) .....	49
2.5.3. Método da Mecânica de Fratura Elástica Linear (LEFM) .....	49
2.6. FADIGA POR <i>FRETTING</i> .....	49
2.7. FADIGA EM CABOS CONDUTORES .....	60
2.8. EFEITO DA TEMPERATURA EM CABOS CONDUTORES .....	64
2.9. FADIGA E TEMPERATURA .....	66
2.9.1. Fadiga Térmica, Isotérmica e Termomecânica .....	66
2.9.2. Fluência .....	67

<b>3. APRESENTAÇÃO DO DISPOSITIVO .....</b>	<b>69</b>
3.1. DESCRIÇÃO DO DISPOSITIVO.....	69
3.2. DESENVOLVIMENTO DO SISTEMA DE AQUECIMENTO .....	74
3.2. CALIBRAÇÃO .....	78
<b>4. MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>84</b>
4.1. FIOS DA LIGA DE ALUMÍNIO 6201-T81 .....	84
4.2. FIOS TERMORRESISTENTES DA LIGA TAL .....	87
4.3. CORPOS DE PROVA E SAPATAS .....	94
4.4. PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	96
4.5. METODOLOGIA .....	97
4.5.1. Testes de fadiga por <i>fretting</i> com carga tangencial controlada independentemente da carga de fadiga.....	97
4.5.2. Testes de fadiga por <i>fretting</i> em fios 6201-T81 de cabo CAL 900.....	102
4.5.3. Testes de fadiga por <i>fretting</i> em fios de cabo termorresistente T-CAA Ibis.....	103
<b>5. RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>104</b>
5.1. CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DO FIO DE LIGA 6201-T81.....	104
5.1.1. Características mecânicas .....	104
5.1.2. Determinação do ângulo de cruzamento .....	106
5.1.3. Determinação do Coeficiente de atrito.....	109
5.1.4. Coeficiente de atrito do fio de liga 6201-T81 em relação à temperatura.....	113
5.2. CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DO FIO DE LIGA TAL .....	114
5.2.1. Características mecânicas .....	114
5.2.2. Determinação do ângulo de cruzamento .....	116
5.2.3. Determinação do Coeficiente de atrito.....	116
5.2.4. Coeficiente de atrito do fio de liga TAL em relação à temperatura .....	117
5.3. FIOS DE LIGA DE ALUMÍNIO 6201-T81 .....	118
5.3.1. Curvas <i>S-N</i> com força normal <i>P</i> 500 N a 25, 75 e 100°C.....	118
5.3.2. Marcas de <i>fretting</i> .....	126
5.3.3. Avaliação das superfícies de falha.....	137
5.4. FIOS DE LIGA DE ALUMÍNIO TERMORRESISTENTE TAL .....	142
5.4.1. Curvas <i>S-N</i> com força normal <i>P</i> 250 N a 25, 75 e 100°C.....	142
5.4.2. Marcas de <i>fretting</i> .....	149

5.4.3. Avaliação das superfícies de falha.....	153
<b>5. CONCLUSÕES .....</b>	<b>157</b>
5.1. PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS.....	159
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>160</b>

## ANEXOS

A. AJUSTES DE GANHO ADOTADOS PARA O ATUADOR SUPERIOR MTS.....	173
B. CONTROLE DA CARGA TANGENCIAL $Q(t)$ POR DESLOCAMENTO DE $10\ \mu\text{m}$ NOS FIOS DE LIGA TAL .....	174

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Estimativa da demanda de energia no setor industrial (MEKHILEF et al., 2011). ...	1
Figura 1.2 – Principais elementos das linhas de transmissão (FUCHS et al., 1992). .....	4
Figura 1.3 – Exemplo de um cabo de alumínio utilizado em linhas de transmissão. ....	5
Figura 1.4 – Detalhe do grampo de suspensão que fixa o cabo à torre (EPRI, 2006). .....	6
Figura 1.5 – Geometria e detalhes de um grampo de suspensão. ....	7
Figura 1.6 – Pontos onde ocorre os contatos e onde prevalece a fadiga por <i>fretting</i> . .....	8
Figura 1.7 – Tipos de contato entre os fios (RAOOF, 1990). .....	8
Figura 1.8 – Esquema da montagem cabo/grampo mostrando a posição padrão de medida pico a pico do deslocamento $Y_b$ . ....	10
Figura 1.9 – Desenho esquemático da montagem da bancada de ensaios de fadiga em cabos condutores (FADEL, 2010). .....	11
Figura 1.10 – Região da conexão do cabo condutor com o grampo de suspensão, composto de flange/base do grampo (ZHOU et al., 1994). .....	12
Figura 1.11 – Análise de fios após testes de fadiga por <i>fretting</i> (ZHOU et al., 1994). .....	13
Figura 1.12 – (a) Detalhes dos danos na camada externa do cabo. (b) Danos na camada interna. Notam-se marcas elípticas de <i>fretting</i> e um fio rompido (AZEVEDO et al., 2009). .....	13
Figura 1.13 – Imagem do MEV de superfície de fratura fio de alumínio após ensaio de cabo condutor (a) Início da trinca na marca de <i>fretting</i> e propagação da fratura representada nas marcas de praias. (b) Zoom na região do início da trinca (KALOMBO et al., 2016). .....	14
Figura 1.14 – Imagem do MEV de superfície de fratura de outro fio de alumínio após ensaio de cabo condutor. (KALOMBO et al., 2016). .....	14
Figura 1.15 – Posicionamento de extensômetros, acelerômetros e laser em relação à boca do grampo (FADEL, 2010). .....	15
Figura 1.16 – Bancada de testes de fadiga por <i>fretting</i> desenvolvida por Zhou e al. (ZHOU et al., 1995) – modificado. ....	16

Figura 1.17 – Fio retirado de um cabo condutor sendo ensaiado individualmente em uma máquina de ensaios universal (GOMES et al., 2023).....	17
Figura 1.18 – Dispositivo montado em uma máquina MTS 370.10 para ensaios de fadiga em fios: (a) Cabo ACSR 630/45; (b) Esquema do dispositivo; (c, d) fotos do dispositivo (MA et al., 2017).....	17
Figura 1.19 – Configuração de bancada de teste de fadiga por <i>fretting</i> biaxial (OMRANI et al., 2021).....	18
Figura 1.20 – Dispositivo de fadiga por <i>fretting</i> em fios (GARCIA, 2019).....	19
Figura 1.21 – Dia típico de monitoramento em uma linha de 138 kV (NASCIMENTO et al., 2008). ....	20
Figura 1.22 – Evolução térmica dinâmica de uma linha de transmissão de 400 kV um dia de verão (SOTO et al., 1998).....	20
Figura 1.23 – Corrente <i>versus</i> temperatura para condutores de 200, 400 e 800 mm <sup>2</sup> (CIGRE, 2003).....	21
Figura 1.24 – Esquema para definição de flecha ( <i>sag</i> ).....	25
Figura 1.25 – Seção transversal do condutor T-CAA.....	27
Figura 1.26 – Seção transversal do condutor GTACSR (CIGRE, 2003) - modificado.....	28
Figura 1.27 – Representação esquemática da relação temperatura <i>versus</i> flecha em cabos de altas temperaturas (BRAGA et al., 2007).....	29
Figura 1.28 – Seção transversal do condutor (Z)TACIR.....	30
Figura 1.29 – Seção transversal do condutor ACSS/TW (CIGRE, 2003) - modificado. ....	31
Figura 1.30 – Conductor ACCC (ELSEWEDY CABLES, 2019).....	32
Figura 1.31 – Temperatura máxima de operação de condutores.....	32
Figura 1.32 – Árvore de decisão para atender ao aumento da demanda em energia. ....	33
Figura 1.33 – Comparação de curvas <i>S-N</i> - primeira ruptura de fio (a), 4 fios rompidos (b) (COSTA et al., 2020).....	34
Figura 1.34 – Curvas <i>S-N</i> do cabo CAL 900 MCM em temperaturas de 20°C, 75°C e 150°C (RODRIGUES, 2021).....	35
Figura 1.35 – Pó de Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> no grampo de suspensão durante e após retirada da amostra (COSTA, 2024).....	37
Figura 2.1 – Nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos (Garcia et al., 2000).....	41
Figura 2.2 – Mecanismo de crescimento de trinca (FADEL, 2010). ....	41
Figura 2.3 – Processo de avanço de trinca por fadiga (GARCIA, 2000 - modificado). ....	42
Figura 2.4 – <i>Dimples</i> observados em fios de liga 6201-T81 de cabo condutor. ....	43
Figura 2.5 – Imagem (MEV) de fio após falha por ruptura (KALOMBO et al., 2016). ....	43
Figura 2.6 – Marcas de catracas (SACHS., 2019). ....	45
Figura 2.7 – Fotomicrografia de estrias com ampliação de 17000x (DINIZ, 2018). ....	46
Figura 2.8 – Ciclo de tensões alternadas (CALLISTER, 2015). ....	46

Figura 2.9 – Ciclo de tensões repetidas (CALLISTER, 2015).	47
Figura 2.10 – Ciclo de tensões aleatórias (CALLISTER, 2015).	47
Figura 2.11 – Exemplo de curvas <i>S-N</i> (DOWLING, 2013).	48
Figura 2.12 – Esquema de contato entre dois fios.	50
Figura 2.13 – Zonas de adesão e escorregamento para contato entre cilindros em regime de escorregamento parcial (HILLS e NOWELL, 1994).	51
Figura 2.14 – Regimes de <i>fretting</i> e trincas associadas (ZHOU et al., 1995).	52
Figura 2.15 – Contato entre dois corpos elasticamente deformáveis submetidos à força normal, <i>P</i> , e tangencial, <i>Q</i> (MARTINS, 2008).	53
Figura 2.16 – Regiões de escorregamento e de adesão para o contato entre cilindros em regime de escorregamento parcial (MENDES, 2006).	54
Figura 2.17 – Perfil da distribuição de pressão e tensão cisalhante para três configurações de carregamento.	55
Figura 2.18 – Distribuição de carga tangencial <i>Q</i> ao longo do tempo (HILLS e NOWELL, 1994).	57
Figura 2.19 – Distribuição de tensão cisalhante durante um ciclo completo.	58
Figura 2.20 – Efeito da carga remota de fadiga no ciclo de carregamento.	59
Figura 2.21 – Curva <i>S-N</i> e curva <i>Safe Border Line</i> para um cabo 838 MCM.	62
Figura 2.22 – Variação típica da tensão-flecha com o tempo, carga mecânica e temperatura (CIGRE, 2003).	68
Figura 3.1 – (a) Diagrama esquemático da configuração de fadiga por <i>fretting</i> , (b) Diagrama de Corpo Livre mostrando as forças aplicadas na direção axial da amostra de fio que gera o equilíbrio.	70
Figura 3.2 – Esquema dos diferentes ângulos de contato entre o fio de contato (sapata) e o CP.	71
Figura 3.3 – Diagrama da máquina MTS adaptada para montagem do dispositivo de <i>fretting</i> .	71
Figura 3.4 – Seção longitudinal do dispositivo de fadiga por <i>fretting</i> de fio.	72
Figura 3.5 – Esquema do suporte para fixação dos fios de contato (sapatas), possibilitando o uso de sapatas de diferentes diâmetros.	73
Figura 3.6 – Dispositivo instalado na máquina de teste universal MTS (a). Detalhe do posicionamento do dispositivo (b).	73
Figura 3.7 – Diversos tipos de <i>igniters</i> (COORSTEK, 2016).	74
Figura 3.8 – Sistema de aquecimento: (a) e (b) controlador PID, (c) termopar tipo K Ø1,5x60 mm inox 316, (d) <i>igniter</i> e (e) interface RS-485.	75
Figura 3.9 – Esquema do sistema de aquecimento (LYNX, 2020).	76
Figura 3.10 – Termopar de contato tipo J.	76
Figura 3.11 – (a) Vista isométrica do dispositivo, (b) detalhe com <i>igniters</i> e Termopar J montados.	77

Figura 3.12 – (a) Placas de SILPLATE 1108 (THERMOFRAX, 2012), (b) teste exploratório do sistema de aquecimento com enclausuramento realizado a partir de placas SILPLATE 1108, (c e d) enclausuramento usado em dispositivo de fadiga por <i>fretting</i> a 700°C.....	78
Figura 3.13 – (a) Esquema da calibração com um <i>igniter</i> , (b) foto do controlador e (c) detalhe do furo no CP para alojamento do termopar K.....	79
Figura 3.14 – (a) Esquema da calibração com dois <i>igniters</i> , (b) foto do controlador e (c) detalhe da montagem.....	80
Figura 3.15 – Curva de calibração para um <i>igniter</i> .....	80
Figura 3.16 – Curva de calibração para dois <i>igniters</i> .....	81
Figura 3.17 – Posição do termopar J a 50 mm do mordente superior.....	81
Figura 3.18 – Teste de estabilidade da temperatura para fio 6201-T81, (a) configuração do teste, (b) curvas de estabilidade para 75 e 100°C. ....	82
Figura 4.1 – Ilustração esquemática da seção transversal do cabo CAL 900.....	85
Figura 4.2 – Resistência do alumínio e da liga TAL a 200°C (KIESSLING et al., 2014). ....	88
Figura 4.3 – Micrografias ópticas de estrutura fundida de liga Alumínio-Magnésio-Silício, (a) liga sem adição de Zr, (b) liga com 0,145% de Zr (YUAN e LIANG, 2011). ....	89
Figura 4.4 – Diagrama de fases Al-Zr (BELOV et al., 2009).....	90
Figura 4.5 – Comparação da concentração de cristais primários de Al <sub>3</sub> Zr, (a) liga com 0,48% de Zr, (b) liga com 0,6% de Zr (BELOV et al., 2009).....	91
Figura 4.6 – Ilustração esquemática da seção transversal do cabo T-CAA Ibis. ....	93
Figura 4.7 – Espectrograma e quantidade em massa dos elementos presentes (EDS) em fio de liga TAL de cabo T-CAA Ibis. ....	94
Figura 4.8 – (a) Peça do cabo retirado da bobina; (b) Fio retirado do conjunto antes do esticamento; (c) Fio colocado na máquina; (d) Fio já esticado (UnB, 2018). ....	95
Figura 4.9 – Identificação dos CPs.....	96
Figura 4.10 – Fluxograma dos testes de fadiga por <i>fretting</i> em fios.....	96
Figura 4.11 – Resultados dos ensaios (Freq.= 5 Hz e P = 250 N), (a) sem compensador PVP no deslocamento do atuador superior, (b) com compensador PVP. ....	99
Figura 4.12 – Resultados dos ensaios (Freq.= 20 Hz e P = 250 N), (a) sem compensador PVP no deslocamento do atuador superior, (b) com compensador PVP. ....	99
Figura 4.13 – Tela de controle da máquina MTS para o teste com amplitude de deslocamento de 25 µm, ciclo de <i>fretting</i> indicado pela seta vermelha e resposta do atuador sinalizada pelos círculos vermelhos. ....	100
Figura 4.14 – Teste com amplitude de deslocamento de 75 µm gerando uma carga Q de aproximadamente 200 N de amplitude. ....	100
Figura 4.15 – <i>Loops</i> de <i>fretting</i> , (a) deslizamento de 100 µm observado com uma frequência de 10 Hz (seta azul indicando o sentido de deslizamento, (b) deslizamento atingindo mais de 1 mm. ....	102
Figura 5.1 – Curva de tensão-deformação do fio da liga de alumínio 6201-T81 (MATOS et al., 2020).....	105

Figura 5.2 – Empescoçamento observado após ensaios de tração a 25, 75 e 100°C.....	106
Figura 5.3 – Ângulo de cruzamento $\beta$ entre a camada externa 3 (azul) e a primeira camada interna 2 (verde) para o cabo CAL 900. ....	107
Figura 5.4 – (a) Ângulos de cruzamento $\beta$ , $\alpha_2$ e $\alpha_3$ para o cabo CAL 900; (b) geometria do ângulo de cruzamento $\beta$ (RAWLINS, 2005).....	107
Figura 5.5 – Configuração de montagem para um ângulo de cruzamento de 20° entre a sapata e o CP. ....	109
Figura 5.6 – (a) Configuração de ensaios; (b) histórico de carregamentos dos testes de coeficiente de atrito. ....	110
Figura 5.7 – Zona de contato em regime de escorregamento parcial.....	111
Figura 5.8 – Procedimento para medição do coeficiente de atrito médio $f_m$ (passo 1). ....	112
Figura 5.9 – Ensaio de tração em fio de liga TAL, (a) foto do CP no momento da formação do pescoço, (b) curva tensão-deformação obtida. ....	114
Figura 5.10 – Curvas tensão-deformação obtidas com os fios de liga TAL às temperaturas de 25, 75, 100 e 130°C com os diâmetros de pescoço respectivos.....	115
Figura 5.11 – Deslocamento do CP11, $\sigma_a = 45 \text{ MPa}$ , $N_f = 2\,259\,516$ ciclos, (a) deslocamento durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) deslocamento durante 50 ciclos no final do teste a partir de 2 000 000 ciclos. ....	119
Figura 5.12 – Carga tangencial $Q(t)$ do CP11, $\sigma_a = 45 \text{ MPa}$ , $N_f = 2\,259\,516$ ciclos, (a) carga tangencial $Q(t)$ durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) carga tangencial $Q(t)$ durante 50 ciclos no final do teste a partir de 2 000 000 ciclos.....	119
Figura 5.13 – <i>Loops de fretting</i> do CP11, $\sigma_a = 45 \text{ MPa}$ , $N_f = 2\,259\,516$ ciclos.....	120
Figura 5.14 – Curvas <i>S-N</i> dos fios 6201-T81 para força normal de 500 N a temperatura ambiente (25°C), 75°C e 100°C, $R = 0,5$ .....	124
Figura 5.15 – Foto da marca de <i>fretting</i> logo após a ruptura (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos, $\sigma_a = 55 \text{ MPa}$ ). ....	127
Figura 5.16 – Medição do ângulo da marca de <i>fretting</i> (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos, $\sigma_a = 55 \text{ MPa}$ ). ....	127
Figura 5.17 – Espectrograma e quantidade em massa dos elementos presentes (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos, $\sigma_a = 55 \text{ MPa}$ ).....	129
Figura 5.18 – Mapeamento EDS do fio 6201-T81, (a) imagem do fio analisado, (b) repartição do alumínio (cor verde) e do oxigênio (cor azul) (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos, $\sigma_a = 55 \text{ MPa}$ ). ....	129
Figura 5.19 – Comparação das marcas de <i>fretting</i> , (a) (CP1-500-240-T0-02: 522.456 ciclos, $\sigma_a = 60 \text{ MPa}$ ), (b) (CP1-500-160-T0-23: 5.121.473 ciclos, $\sigma_a = 40 \text{ MPa}$ ), (c) (CP1-500-240-T1-02: 368.503 ciclos, $\sigma_a = 60 \text{ MPa}$ ), (d) (CP1-500-160-T1-15: 1.998.078 ciclos, $\sigma_a = 40 \text{ MPa}$ ), (e) (CP1-500-240-T2-07: 357.258 ciclos, $\sigma_a = 60 \text{ MPa}$ ) e (f) (CP1-500-160-T2-13: 1.047.483 ciclos, $\sigma_a = 40 \text{ MPa}$ ). ....	131
Figura 5.20 – Comparação da amplitude média da carga $Q$ em temperatura e para cada amplitude de tensão $\sigma_a$ , fios 6201-T81.....	132

Figura 5.21 – Comparação das superfícies de marcas de contato em temperatura e para cada amplitude de tensão $\sigma_a$ , fios 6201-T81 .....	132
Figura 5.22 – Comparação do teor em oxigênio (fios 6201-T81).....	133
Figura 5.23 – Imagem da marca de <i>fretting</i> (fio 6201-T81), espectrograma e quantidade em massa dos elementos presentes no ponto 001 em azul (CP1-500-240-T0-02: 522 456 ciclos, $\sigma_a = 60$ MPa). .....	134
Figura 5.24 – Concentração em oxigênio em 3 locais da marca de <i>fretting</i> , (a) a temperatura ambiente T0 = 25°C (CP1-500-240-T0-02: 522 456 ciclos, $\sigma_a = 60$ MPa), (b) a temperatura T1 = 75°C (CP1-500-240-T1-04: 369 778 ciclos, $\sigma_a = 60$ MPa) e (c) a temperatura T2 = 100°C (CP1-180-T2-10: 826 699 ciclos, $\sigma_a = 45$ MPa) .....	135
Figura 5.25 – Mapeamento EDS do fio 6201-T81, (a) na parte superior, (b) na parte inferior. Concentração de alumínio destacado em verde e oxigênio em vermelho (CP1-500-240-T0-07: 393 483 ciclos, $\sigma_a = 60$ MPa).....	136
Figura 5.26 – Imagem de marca de <i>fretting</i> , (a) duas partes do fio rompido, (b) ampliação na zona de escorregamento perto da falha mostrando trincas (CP1-500-240-T0-07: 393 483 ciclos, $\sigma_a = 60$ MPa).. .....	136
Figura 5.27– Superfície de falha por fadiga por <i>fretting</i> , (a) destaque da zona de propagação da trinca (B) partindo da marca de contato (ponto A) e da zona de fratura (C) a 25°C (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos, $\sigma_a = 55$ MPa), (b) a 75°C (CP1-500-180-T1-09: 957 634 ciclos, $\sigma_a = 45$ MPa), (c) a 100°C (CP1-500-220-T2-02: 427 198 ciclos, $\sigma_a = 55$ MPa), (d, e e f) presença de <i>dimples</i> . .....	138
Figura 5.28 – Superfície de falha por fadiga por <i>fretting</i> com ampliação na zona de contato fio/fio mostrando indícios de marcas de praia (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos, $\sigma_a = 55$ MPa).....	139
Figura 5.29 – Marca de praia observada em fio 6201-T81 ensaiado a 100°C (CP1-500-220-T2-09: 549 262 ciclos, $\sigma_a = 55$ MPa).....	140
Figura 5.30 – Superfície de falha por fadiga por <i>fretting</i> , (a) zona de propagação, (b) ampliação mostrando marcas de estrias (CP1-500-200-T1-06: 709 131 ciclos, $\sigma_a = 50$ MPa).140	
Figura 5.31 – Superfície de falha por fadiga por <i>fretting</i> com marcas de estrias entre a zona de propagação e a de fratura, (a) a 25°C (CP1-500-180-T0-14: 4 905 475 ciclos, $\sigma_a = 45$ MPa), (b) a 75°C (CP1-500-160-T1-15: 1 362 996 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa), (c) a 100°C (CP1-500-220-T2-02: 427 198 ciclos, $\sigma_a = 55$ MPa).....	141
Figura 5.32 – Superfície de falha por fadiga por <i>fretting</i> , (a) a 25°C (CP1-500-180-T0-14: 4 905 475 ciclos, $\sigma_a = 45$ MPa), (b) a 75°C com seta vermelha indicando empescoçamento (CP1-500-200-T1-04: 709 131 ciclos, $\sigma_a = 50$ MPa), (c) a 100°C com seta vermelha indicando empescoçamento (CP1-500-240-T2-07: 357 258 ciclos, $\sigma_a = 60$ MPa). .....	142
Figura 5.33 – Evolução do <i>Loop</i> de <i>fretting</i> ao longo dos testes de fadiga por <i>fretting</i> a 100°C em fio de liga TAL.....	145
Figura 5.34 – Teste de fadiga por <i>fretting</i> em fios de liga TAL a 100°C, (a) <i>loop</i> de <i>fretting</i> no início do teste, (b) <i>loop</i> de <i>fretting</i> após 100.000 ciclos e (c) <i>loop</i> de <i>fretting</i> após desligamento do sistema de aquecimento. ....	146
Figura 5.35 – Curvas <i>S-N</i> dos fios de liga TAL para força normal de 250 N a temperatura ambiente (25°C), 75°C e 100°C, $R = 0,5$ . .....	147

Figura 5.36 – Comparação das marcas de <i>fretting</i> dos fios de liga TAL, (a), (b) e (c) na temperatura $T_0 = 25^\circ\text{C}$ , (d), (e) e (f) na temperatura $T_1 = 75^\circ\text{C}$ , (g), (h) e (i) na temperatura $T_2 = 100^\circ\text{C}$ .	150
Figura 5.37 – Marca de <i>fretting</i> de fio de liga TAL, (a) parte superior do fio, (b) mesma imagem com mapeamento do alumínio em verde e do oxigênio em azul, (c) parte inferior do fio, (d) mesma imagem com mapeamento (temperatura $T_2 = 100^\circ\text{C}$ ).	151
Figura 5.38 – Comparação do teor em oxigênio (fios liga TAL).	152
Figura 5.39 – Comparação das superfícies de marcas de contato em temperatura e para cada amplitude de tensão $\sigma_a$ , fios liga TAL.	152
Figura 5.40 – Detritos de oxido de alumínio caídos no mordente inferior, (a) fio 6201-T81 ensaiado a $100^\circ\text{C}$ em regime de escorregamento parcial, (b) fio de liga TAL ensaiado a $100^\circ\text{C}$ em regime de escorregamento total.	153
Figura 5.41 – Superfície de falha por fadiga por <i>fretting</i> , (a) destaque da zona de propagação da trinca (B) partindo da marca de contato (ponto A) e da zona de fratura (C) a $25^\circ\text{C}$ (CP2-250-160-T0-02: 1 513 039 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa), (b) a $75^\circ\text{C}$ (CP2-250-160-T1-11: 839 400 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa), (c) a $100^\circ\text{C}$ (CP2-250-160-T2-09: 1 917 749 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa), (d, e e f) presença de <i>dimples</i> .	154
Figura 5.42 – Estrias observadas em fio liga TAL ensaiado a $75^\circ\text{C}$ (CP2-250-160-T1-11: 839 400 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa).	155
Figura 5.43 – Marca de catraca (setas amarelas) observada em fio de liga TAL ensaiado a $100^\circ\text{C}$ (CP2-250-160-T2-09: 1 917 749 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa).	155
Figura 5.44 – Superfície de falha por fadiga por <i>fretting</i> com setas vermelhas indicando empescoçamento, (a) a $25^\circ\text{C}$ (CP2-250-170-T0-07: 635 287 ciclos, $\sigma_a = 42,5$ MPa), (b) a $75^\circ\text{C}$ (CP2-250-160-T1-11: 839 400 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa), (c) a $100^\circ\text{C}$ (CP2-250-160-T2-09: 1 917 749 ciclos, $\sigma_a = 40$ MPa).	156
Figura A.1: Configuração de ajustes de ganho adotada para o atuador superior ( <i>fretting</i> ) da máquina MTS.	173
Figura B.1: Deslocamento do CP02, $\sigma_a = 40$ MPa, $Nf = 1\,513\,039$ ciclos, (a) deslocamento durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) deslocamento durante 50 ciclos no final do teste a partir de 1 500 000 ciclos.	174
Figura B.2: Carga tangencial $Q(t)$ do CP02, $\sigma_a = 40$ MPa, $Nf = 1\,513\,039$ ciclos, (a) carga $Q(t)$ durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) carga $Q(t)$ durante 50 ciclos no final do teste a partir de 1 500 000 ciclos.	174

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Principais tipos de cabo.....	5
Tabela 1.2 – Características técnicas de um cabo CA e T-CA (ALUBAR, 2015). .....	27
Tabela 2.1 – Distribuição de tensão cisalhante no descarregamento.....	58
Tabela 2.2 – Constantes da Curva Limite de Segurança (CIGRE, 1988). .....	62
Tabela 3.1 – Temperaturas de controle obtidas após calibração.....	82
Tabela 4.1 – Características do condutor MCM 900 formado por fios da liga 6201-T81.....	85
Tabela 4.2 – Composição química em % da liga de alumínio 6201-T81. ....	86
Tabela 4.3 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio 6201-T81.....	87
Tabela 4.4 – Propriedades liga TAL comparadas com o alumínio 1350-H19 e a liga 6201-T81 (CHEN et al., 2002; CIGRE, 2003; FRAGA et al., 2010; NEXANS, 2015; PEREIRA et al., 2020; RIBA et al., 2020). .....	91
Tabela 4.5 – Características do condutor T-Ibis formado por fios da liga TAL e fios de aço. ....	92
Tabela 4.6 – Composição química em % do alumínio 1350-H19. ....	94
Tabela 5.1 – Propriedades mecânicas dos fios liga de alumínio 6201-T81 (MATOS et al., 2020).....	105
Tabela 5.2 – Limites de resistência à tração dos fios liga de alumínio 6201-T81 a 25, 75 e 100°C. ....	106
Tabela 5.3 – Ângulo de cruzamento entre as camadas 3 e 2 calculado a partir da amostra de cabo CAL 900. ....	108
Tabela 5.4 – Ângulo de cruzamento entre as camadas 3 e 2 calculado a partir da bitola do cabo CAL 900. ....	108
Tabela 5.5 – Parâmetros experimentais utilizados para determinação do coeficiente de atrito $f_{al}$ . ....	110
Tabela 5.6 – Coeficientes de atrito $f_0$ obtidos experimentalmente. ....	112
Tabela 5.7 – Coeficientes de atrito $f_m$ obtidos experimentalmente. ....	113
Tabela 5.8 – Coeficientes de atrito $f_m$ e $f_0$ obtidos em condição de temperatura. ....	113
Tabela 5.9 – Propriedades mecânicas dos fios de liga TAL. ....	114
Tabela 5.10 – Ângulo de cruzamento entre as camadas 3 e 2 calculado a partir da amostra de cabo T-CAA Ibis.....	116
Tabela 5.11 – Parâmetros experimentais utilizados para determinação do coeficiente de atrito $f_{TAL}$ . ....	117
Tabela 5.12 – Coeficientes de atrito $f_0$ obtidos experimentalmente. ....	117
Tabela 5.13 – Coeficientes de atrito $f_m$ obtidos experimentalmente. ....	117
Tabela 5.14 – Coeficientes de atrito $f_m$ e $f_0$ obtidos em condição de temperatura.....	118
Tabela 5.15 – Resultados de vida em fadiga do fio 6201-T81 para $P = 500$ N a temperatura ambiente $T_0$ (25°C).....	121

Tabela 5.16– Resultados de vida em fadiga do fio 6201-T81 para $P = 500$ N a temperatura $T1$ de $75^{\circ}\text{C}$ .....	122
Tabela 5.17– Resultados de vida em fadiga do fio 6201-T81 para $P = 500$ N a temperatura $T2$ de $100^{\circ}\text{C}$ .....	123
Tabela 5.18– Redução da vida em fadiga a $75^{\circ}\text{C}$ e $100^{\circ}\text{C}$ em comparação com a temperatura ambiente.....	126
Tabela 5.19– Resultados de vida em fadiga do fio TAL para $P = 250$ N a temperatura ambiente $T0$ ( $25^{\circ}\text{C}$ ).....	143
Tabela 5.20– Resultados de vida em fadiga do fio TAL para $P = 250$ N a temperatura ambiente $T1$ ( $75^{\circ}\text{C}$ ).....	144
Tabela 5.21– Resultados de vida em fadiga do fio TAL para $P = 250$ N a temperatura ambiente $T2$ ( $100^{\circ}\text{C}$ ).....	144
Tabela 5.22– Alteração da vida em fadiga a $75^{\circ}\text{C}$ e $100^{\circ}\text{C}$ em comparação com a temperatura ambiente.....	148

## LISTA DE ABREVIACÕES

ACAR	Condutor de Alumínio reforçado com Liga de Alumínio ( <i>Aluminum Conductor Alloy Reinforced</i> ).
ACCC	<i>Aluminum Conductor Composite Core.</i>
ACCR	<i>Aluminum Conductor Composite Reinforced.</i>
ACSS	<i>Aluminum Conductor Steel Supported.</i>
ACSS/TW	<i>Aluminum Conductor Steel Supported with Trapezoidal Wire.</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials.</i>
CA (AAC)	Cabos de Alumínio ( <i>All Aluminum Conductor</i> ).
CAA (ACSR)	Cabos de Alumínio com Alma de Aço ( <i>Aluminum Conductor Steel Reinforced</i> ).
CAL (AAAC)	..... Cabos de Alumínio Liga ( <i>All Aluminum Alloy Conductor</i> ).
CIGRE	<i>Conseil International des Grands Réseaux Electriques (International Council on Large Electric Systems).</i>
COPEL	Companhia Paranaense de Energia Elétrica.
CP	Corpo de Prova.
EDF	<i>Electricité De France.</i>
EDS	<i>Every Day Stress</i> ou Carga diária média de tracionamento à qual o cabo é submetido ao longo da vida em serviço. É um percentual da Tensão limite de ruptura à tração do condutor.
EDS	<i>Energy Dispersive Spectroscopy</i> , Espectroscopia de Energia Dispersiva.
GFFM	Grupo de Fadiga e Fratura dos Materiais.
GTACSR	<i>Gap- type TAL aluminum alloy Conductor, Steel Reinforced.</i>
GZTACSR	<i>Gap- type Ultra TAL aluminum alloy Conductor, Steel Reinforced.</i>
HTLS	<i>High Temperature Low Sag.</i>
HV	<i>Vickers Hardness</i> , Escala de dureza Vickers.
IACS	<i>International Annealed Copper Standard.</i>
IEC	<i>International Electrotechnical Commission.</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers.</i>
LT	Linha de Transmissão.
MEF	Método dos Elementos Finitos.
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura.
MTS	<i>Material Test System</i> , máquina de ensaio universal.
P-S	Poffenberger-Swart (expressão que correlaciona severidade de vibração e tensão).
RMC	Resistência Mecânica do Cabo.
SEM	<i>Scanning Electron Microscope.</i>

TACIR	<i>TAL Aluminum Alloy Conductor reinforced with an Invar steel core.</i>
TAL	<i>Thermal Resistant Aluminum Alloy.</i>
T-CA (TAAC)	<i>Condutores de Alumínio Termorresistente (Thermal Resistant Aluminum Conductors).</i>
T-CAA (TACSR)	<i>Condutores de Alumínio Termorresistente com Alma de Aço (Thermal Resistant Aluminum Conductors Steel Reinforced).</i>
UnB	Universidade de Brasília.
UPC	Último Ponto de Contato.
XTACIR	<i>Extra Thermal Resistant Aluminum Alloy Conductor, Invar Reinforced.</i>
XTAL	<i>Extra Thermal Resistant Aluminum Alloy.</i>
ZTACIR	<i>ZTAL aluminum alloy conductor reinforced by an Invar steel core.</i>
ZTAL	<i>Super Thermal Resistant Aluminum Alloy.</i>

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Latinos

$a$	metade do tamanho da zona de contato, [mm].
$B$	carga remota de fadiga, [N].
$c$	tamanho da zona de adesão, [mm].
$c'$	tamanho de escorregamento reverso, [mm].
$d$	diâmetro do fio, [mm]
$D$	diâmetro nominal do cabo condutor, [mm].
$d_a$	diâmetro do fio de aço, [mm].
$d_{al}$	diâmetro do fio de alumínio, [mm].
$e$	tamanho do deslocamento da zona de adesão devido ao efeito da tensão remota, [mm].
$e'$	tamanho do deslocamento da zona de adesão devido ao efeito da variação cíclica da tensão remota, [mm].
$E$	módulo de elasticidade, [GPa].
$E_1, E_2$	módulo de elasticidade dos corpos 1 e 2, [GPa].
$E_{al}$	módulo de elasticidade do alumínio, [GPa].
$E^*$	módulo de elasticidade equivalente, [GPa].
EDS	<i>every day stress</i> , [%].
$f$	frequência de aplicação da carga em ciclos por segundo, [Hz].
$f$	coeficiente de atrito nas superfícies em contato.
$f_0$	coeficiente de atrito dentro da zona de adesão.
$f_{al}$	coeficiente de atrito do alumínio.
$f_m$	coeficiente de atrito médio dentro da zona de contato.
$f_s$	coeficiente de atrito dentro da zona de escorregamento.
$I$	corrente, [A].
$I$	momento de inércia, [kg·m <sup>2</sup> ].
$I_{mín}$	momento de inércia mínimo, [kg·m <sup>2</sup> ].
$K$	constante da fórmula de Poffenberger-Swart.
$n_a$	número de fio de aço.
$n_{al}$	número de fio de alumínio.
$N$	número de ciclos, [ciclos].
$N_f$	número de ciclos de vida, [ciclos].

$P$	carga normal no contato em <i>fretting</i> , [N].
$P_w$	potência, [W].
$p$	tensão normal ou pressão de contato, [MPa].
$p_{PS}$	parâmetro de rigidez para a fórmula de Poffenberger-Swart ( <i>stiffness parameter</i> ), [1/mm].
$p_0$	pressão máxima ou de pico, [MPa].
$Q$	carga tangencial ou cisalhante, [N].
$q(x)$	distribuição da tensão cisalhante na superfície.
$q'(x)$	perturbação na distribuição da tensão cisalhante na superfície.
$q''(x)$	termo de correção para a distribuição de pressão cisalhante na superfície.
$Q_{máx}$	carga cisalhante máxima, [N].
$R$	razão de tensão.
$R_1, R_2$	raios dos corpos, [mm].
$R_{eq}$	raio equivalente, [mm].
$s$	Coefficiente de segurança.
$S$	potência, [W].
$S_a$	tensão dinâmica da fórmula de Poffenberger-Swart, [Mpa].
$t$	tempo.
$T$	tração no cabo condutor, [N].
$X_b$	distancia padrão entre o último ponto de contato cabo/grampo e o ponto de medição, [mm].
$U$	tensão, [V].
$Y_b$	amplitude de deslocamento por flexão do cabo, [mm].

### **Gregos**

$\alpha$	ângulo de cruzamento entre uma camada e o eixo do cabo.
$\beta$	ângulo de cruzamento entre duas camadas.
$\lambda$	passo da hélice formada por um fio em uma camada.
$\sigma_a$	tensão alternada ou amplitude de tensão, [MPa].
$\sigma_{adm}$	tensão admissível, [MPa].
$\sigma_{ar}$	tensão normal média, [MPa].
$\sigma_B$	tensão remota de fadiga, [MPa].
$\sigma_{Bmáx}$	tensão máxima remota de fadiga, [MPa].

- $\sigma_i$  intervalo de tensões, [MPa].
- $\sigma_m$  tensão média, [MPa].
- $\sigma_{m\acute{a}x}$  tensão máxima, [MPa].
- $\sigma_{m\acute{i}n}$  tensão mínima, [MPa].
- $\sigma_u$  limite de resistência a tração, [MPa].
- $\sigma_y$  limite de escoamento, [MPa].
- $\beta$  ângulo de cruzamento entre duas camadas.
- $\nu$  coeficiente de Poisson.
- $\nu_1, \nu_2$  coeficiente de Poisson dos corpos 1 e 2.

# CAPÍTULO 1

## 1. INTRODUÇÃO

### 1.1. CONTEXTO DE DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO

O crescimento da população mundial é diretamente linear à demanda geral de energia, ambos aumentando significativamente desde 1940 (MOHD ZAINUDDIN et al., 2020), sendo que a demanda de energia está prevista para aumentar exponencialmente no futuro. Em 2018, o relatório da *International Energy Agency* revelou um aumento de cerca de 4%, subindo quase o dobro em relação à demanda global de energia. Enquanto isso, o consumo de energia do setor industrial global também aumentou significativamente desde 2006, conforme mostrado na Figura 1.1. Essa situação produzirá um forte impacto na demanda de energia, que poderá chegar a 71961 ZW em 2030. Este crescente aumento da demanda de energia elétrica tem direcionado muitas concessionárias de energia a estudar novas técnicas para aumentar a capacidade de transporte de Linhas de Transmissão (LTs). Frente às dificuldades para se conseguirem novas faixas para as LTs, optou-se pela recapacitação de LTs existentes.

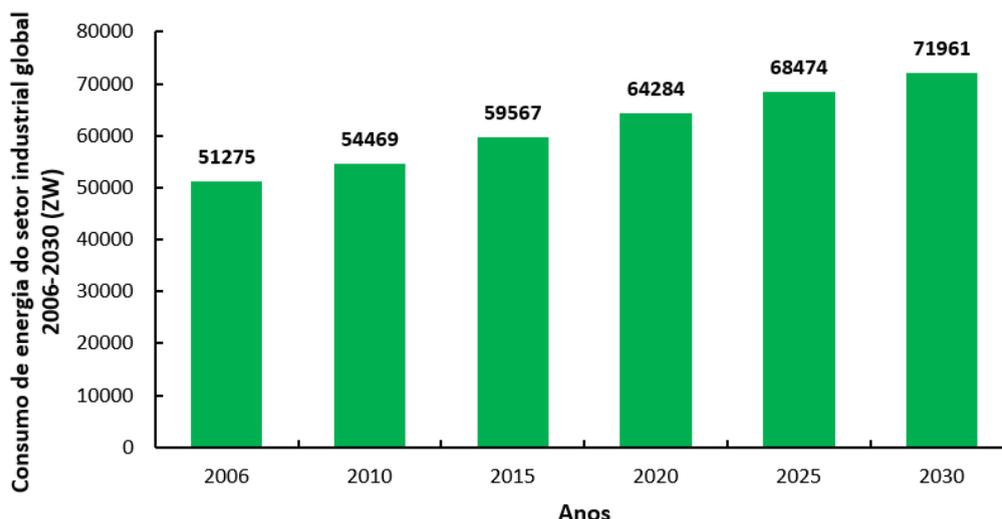


Figura 1.1: Estimativa da demanda de energia no setor industrial (MEKHILEF et al., 2011).

Nesse contexto, surgiram novos condutores no mercado com temperaturas de operação mais elevadas que os convencionais (150°C e 210°C) e com capacidade de transmissão de energia 50% e 100% maiores, respectivamente (ABREU et al., 2010). Outros podem atingir temperaturas de até 230°C (OOGI et al., 1997).

O processo de fadiga por *fretting* é a principal causa da ruptura de cabos de transmissão de energia devido ao vento (AZEVEDO et al., 2009; ABREU et al., 2010; FADEL, 2010), e este processo ocorre sob condições de temperatura de operação da LT.

Com a recapitação, surge um novo fator possivelmente agravante ao fenômeno de fadiga por *fretting*, a temperatura. Desta forma, realizar ensaios em altas temperaturas terá um forte impacto para a área de pesquisa e para o mercado de energia. Nas bases de dados recentes, foram encontradas poucas publicações referentes a esse tipo de pesquisa, o que confirma seu caráter inovador.

## **1.2. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA**

É consenso na literatura que a fadiga por *fretting* é uma das principais causas de falha em cabos condutores. O fenômeno de fadiga por *fretting* acontece entre os fios de alumínio que compõem as diferentes camadas do cabo condutor, principalmente na região do grampo de suspensão. Outro fator limitante para os cabos condutores é a temperatura. A fadiga por *fretting* associada às temperaturas altas pode ter consequências (negativas ou positivas) na vida útil do condutor.

## **1.3. JUSTIFICATIVA**

Existem diversos fatores que podem influenciar a vida em fadiga do cabo condutor como a carga de esticamento, a velocidade do vento e a temperatura do próprio condutor. Os primeiros fatores foram investigados em diversas pesquisas enquanto poucos estudos avaliaram a influência da temperatura do condutor em relação à vida em fadiga. Sabe-se que grandes variações de temperatura podem afetar os mecanismos de fadiga e desgaste (SACHS, 2019). Existem poucas investigações em fadiga que consideram altas temperaturas (PYTTEL et al., 2010) e ainda menos em fadiga por *fretting* em cabos condutores.

Estudos que envolvem o efeito da temperatura no comportamento dos cabos condutores tratam principalmente da determinação da ampacidade (CHEN et al., 2002), da avaliação do envelhecimento térmico (ARMSTRONG et al., 2018), da queda de tensão ou do aumento da flecha (MORGAN, 1996; HEREK, 1997; ABBASI et al., 2018). Mas há poucos trabalhos que procuram quantificar o efeito da temperatura sobre a resistência à fadiga de cabos condutores (COSTA et al., 2020). Não foram encontrados estudos orientados no comportamento dos fios que compõem o cabo em altas temperaturas.

Neste sentido, seria relevante entender como a temperatura e suas consequências (alteração das características mecânicas, aumento da corrosão) influenciam as condições de *fretting* entre os fios.

#### **1.4. OBJETIVO DO TRABALHO**

Desenvolver um dispositivo de *fretting* em fios para testes em altas temperaturas com a finalidade de apresentar uma contribuição sobre o efeito da temperatura na resistência à fadiga de fios de cabos condutores. Para isso será acrescentado um sistema de aquecimento ao dispositivo já existente do laboratório do Grupo de Fadiga, Fratura e Materiais (GFFM) da Universidade de Brasília (UnB). O dispositivo incluirá também um sistema de controle da temperatura.

Realizar testes de fadiga por *fretting* com dois tipos de fios: Fios de liga 6201-T81 e fios termorresistentes de liga TAL

Obter as curvas *S-N* e analisar as marcas de *fretting* e as superfícies de falha (MEV).

Identificar o efeito da temperatura nos micromecanismos influenciadores da resistência à fadiga por *fretting*.

#### **1.5. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

##### **1.5.1. Cabos condutores.**

As primeiras usinas termo elétricas e hidroelétricas para geração de energia apareceram no final do século XIX. Nas primeiras linhas de transmissão (LT) desenvolvidas, os condutores eram projetados com fios de cobre. Ao longo dos anos, os materiais utilizados na fabricação dos fios do condutor foram substituídos gradativamente por alumínio e ligas de alumínio, amplamente utilizadas atualmente. No Brasil, os condutores aéreos têm sido tradicionalmente projetados usando fios de alumínio 1350 e liga de alumínio 6201.

No Brasil, a expansão do sistema de transmissão alcançou, em 2018, 141.388 km de linhas de alta tensão variando de 230 kV a 800 kV (ONS, 2018). Tal expansão poderia alcançar 185.484 km em 2023. Devido ao aumento de demanda pelo consumo de energia elétrica, setor de geração e transmissão de energia tem sido objeto de grandes investimentos.

Em um projeto de rede de linha de transmissão o componente mais importante é o cabo condutor, cujo custo pode atingir até 40% do custo total (ABREU et al., 2010). Sua

condição é importante na decisão de substituir a linha ou prolongar sua vida útil após avaliar se está degradado.

Na Figura 1.2 a seguir são apresentadas as principais partes que compõem uma linha de transmissão de alta tensão. Destacam-se os cabos condutores de energia, as torres de suporte e suas fundações, os cabos de guarda (para-raios), os isoladores e acessórios diversos.

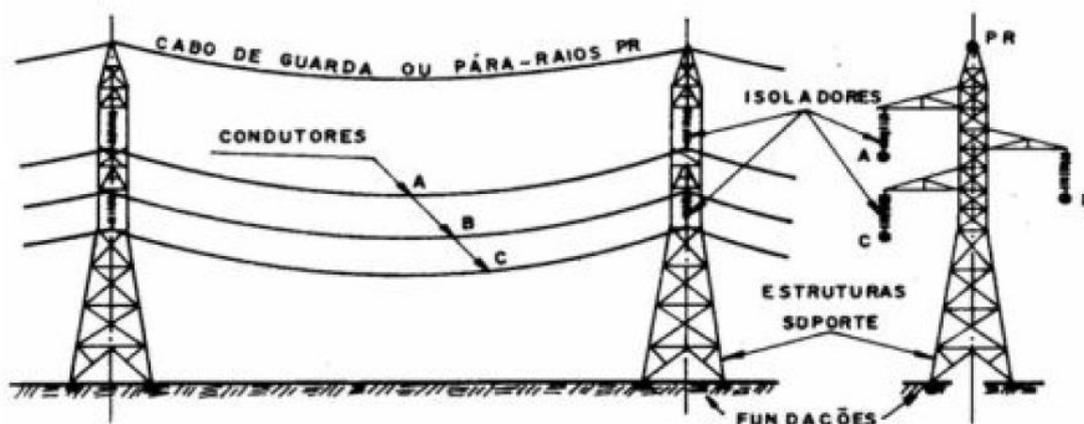


Figura 1.2: Principais elementos das linhas de transmissão (FUCHS et al., 1992).

Os cabos condutores são constituídos de vários fios encordoados concêntricamente em diferentes camadas cruzadas (Figura 1.3).

Na Tabela 1.1 encontram-se os principais tipos de condutores e seus materiais. Um dos cabos de estudo pertence ao tipo CAL (Condutor de Alumínio Liga). Os diâmetros dos fios e dos cabos variam segundo os modelos e os fabricantes. Os processos de fabricação dos fios são os seguintes: Logo após a solidificação, o alumínio é laminado a quente sendo dessa maneira deformado a uma temperatura que provoca a recristalização quase imediatamente. Os grãos deformados são substituídos por novos grãos sem orientação. O segundo processo é a trefilação onde os fios do condutor são severamente trabalhados a frio. O que destrói a organização dos cristais, reduz o tamanho dos subgrãos e aumenta a energia armazenada. O processo final é o encordoamento para formar o cabo, garantir uma melhor compactação e um menor desgaste no contato fio/fio.

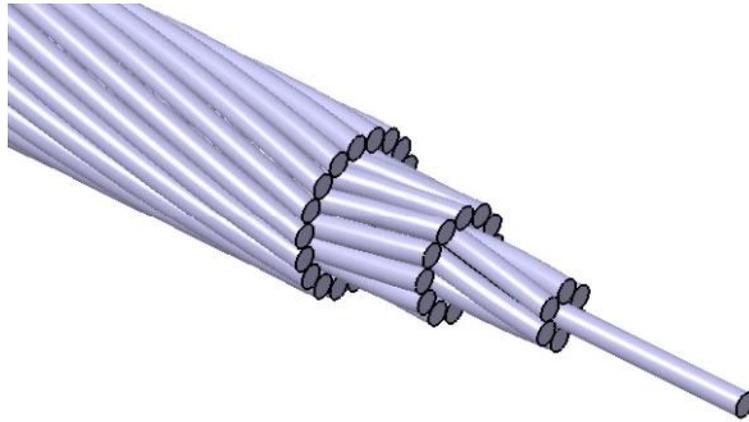


Figura 1.3: Exemplo de um cabo de alumínio utilizado em linhas de transmissão.

Tabela 1.1: Principais tipos de cabo.

<b>Tipo de condutor</b>	<b>Descrição</b>
CA (AAC)	Condutor de Alumínio Puro (99,5%) <i>(All Aluminum Conductor)</i>
CAA (ACSR)	Condutor de Alumínio Com Alma de Aço <i>(Aluminum Conductor Steel Reinforced)</i>
CAL (AAAC)	Condutor de Alumínio Liga <i>(All Aluminum Alloy Conductor)</i>
ACAR	Condutor de Alumínio reforçado com Liga de Alumínio <i>(Aluminum Conductor Alloy Reinforced)</i>
TW	Fios Trapezoidais <i>(Trapezoidal Wires)</i>

O transporte de energia elétrica deve ser confiável, eficiente, seguro e econômico (FUCHS et al., 1992). Por isso, estimar a resistência à fadiga eólica em condições de temperatura reais e consequentemente a vida útil dos cabos condutores tornou-se uma meta essencial para o setor elétrico.

### 1.5.2. Fadiga e Fadiga por *fretting* em cabos condutores.

É consenso na literatura revisada que o processo de fadiga por *fretting* é a principal causa da ruptura de cabos de transmissão de energia devido ao vento (AZEVEDO et al., 2009; ABREU et al., 2010; FADEL, 2010). A origem primária desse processo de falha estrutural se deve a ação dos ventos que induzem vibrações que impõem ao cabo uma flexão cíclica (fadiga). A frequência dessas vibrações pode variar entre 10 e 40 Hz (AZEVEDO et al., 2009). Deste modo as forças de fricção aliadas a essa flexão causam o *fretting* entre os fios do cabo.

Hills e Nowell (1994) definem o *fretting* como o desgaste superficial devido ao pequeno

movimento oscilatório (da ordem de microns) entre superfícies em contato ocorrido em montagens mecânicas sujeitas a vibrações. Se, além desse fenômeno de *fretting*, uma das peças em contato for submetida a uma tensão cíclica têm-se as condições do processo chamado de fadiga por *fretting* (*fretting fatigue*). Estas condições podem gerar trincas prematuras na região do contato que podem ocasionar a ruptura catastrófica das peças envolvidas. A fadiga por *fretting* pode causar uma redução no limite de fadiga de 50 até 90%.

Além da fadiga por *fretting*, o *fretting* pode dar origem a outro problema mecânico: o desgaste por *fretting* (*fretting wear*). Este fenômeno provoca uma folga entre as partes da montagem.

A ruptura de cabos condutores pode gerar consequências muito graves, tais como o conhecido “*apagão*” ocorrido em 2001, que afetou aproximadamente 67 milhões de habitantes das regiões Sul, Sudeste e Centro-Oeste do Brasil, as quais ficaram sem energia elétrica por várias horas. A origem desse *apagão* foi a ruptura por fadiga de uma linha de transmissão de 460 kV que atravessava o Rio Paraná, no estado de São Paulo (ABREU et al., 2010).

Pesquisas na área de condutores aéreos (CIGRE, 1985) revelam que as falhas e rupturas surgem onde o cabo está em contato com ferragens de fixação tais como grampos de suspensão, espaçadores, sinalizadores e amortecedores. Nestas ferragens e particularmente no grampo de suspensão, há uma restrição ao movimento causado pelas vibrações eólicas. Sendo as condições para fadiga por *fretting* atingidas, esses pontos de contato se tornariam mais sujeitos à falha.

O referido grampo de suspensão é a ferragem que fixa o cabo às torres de transmissão (Figura 1.4). As características e as falhas desse elemento serão descritas conforme a seguir.



Figura 1.4: Detalhe do grampo de suspensão que fixa o cabo à torre (EPRI, 2006).

As falhas nos cabos condutores costumam ocorrer na parte interna do grampo devido à dificuldade da execução de inspeção visual ou o uso de sensores para medição das tensões (FADEL, 2010). Conforme detalhado na Figura 1.5, a geometria da base do grampo e o *design* da tampa superior não permitem tais controles.

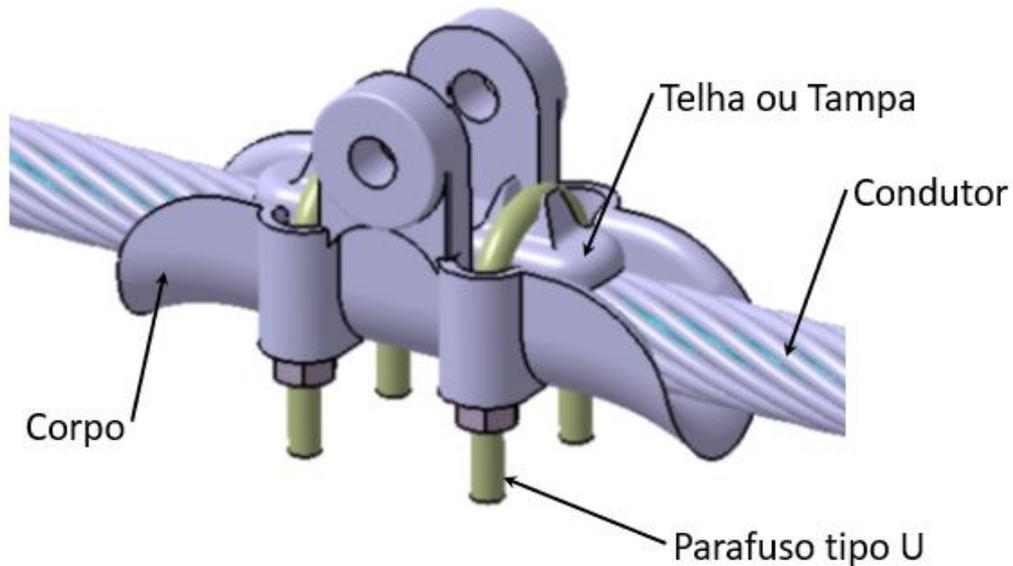


Figura 1.5: Geometria e detalhes de um grampo de suspensão.

O grampo de suspensão é composto por um corpo, uma tampa e dois parafusos em formato de “U”. O corpo abriga o cabo condutor, com extremidades (bocas) que permitem a flexão do cabo. O torque de aperto dos parafusos varia entre 50 e 60 N.m. Tal torque deve ser o suficiente para evitar o deslizamento entre o cabo e o grampo, porém, não deve gerar deformação plástica excessiva nos fios do cabo.

Conforme exposto, a fadiga por *fretting* acontece entre os fios de alumínio que formam as diferentes camadas do cabo condutor, principalmente na região do grampo de suspensão. O ponto B da Figura 1.6 indica o contato entre fios de camadas diferentes. Fios da mesma camada têm contato no ponto C. Também se observa a fadiga por *fretting* entre os fios da camada externa e o próprio grampo (ponto A na Figura 1.6). Outro local de contato é entre a camada interna de alumínio e as camadas de aço do núcleo (ponto D).

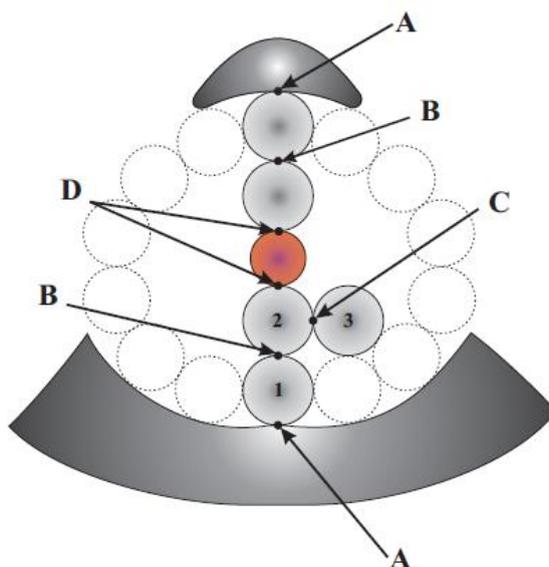


Figura 1.6: Pontos onde ocorre os contatos e onde prevalece a fadiga por *fretting*.

Contatos entre fios podem se resumir em dois tipos segundo mostrado na Figura 1.7:

- O contato B ocorre entre fios de diferentes camadas. Neste ponto os fios se cruzam e o contato é elíptico (RAOOF, 1990).
- Os pontos A mostram o contato entre fios da mesma camada. Neste caso, o contato é linear. Por apresentar menos riscos de falha, contatos lineares são poucos investigados (WATERHOUSE, 2003).

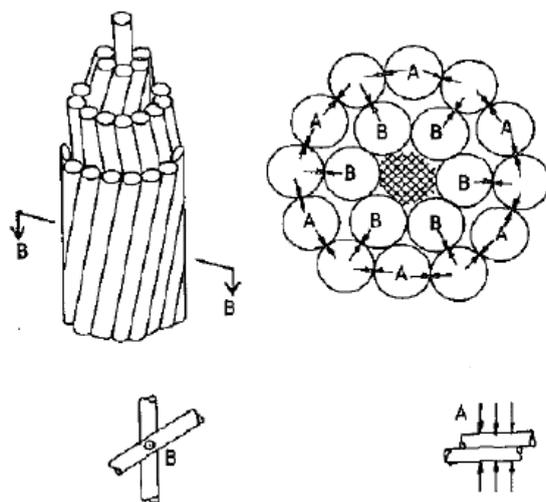


Figura 1.7: Tipos de contato entre os fios (RAOOF, 1990).

Existem diversos fatores que influenciam a fadiga por *fretting* em cabos condutores dentro do grampo de suspensão: Carga de contato, amplitude do escorregamento entre os fios, coeficiente de fricção, tipo de material em contato, estado da superfície do material, além das condições do ambiente externo.

Os fios escorregam entre si em pequenos movimentos devido ao aperto do grampo (restrição ao movimento), e isto gera o *fretting*. Se uma trinca for induzida por *fretting*, ela irá se propagar por fadiga causando a fratura do fio.

### Ensaio em escala real em laboratórios:

Em 1965, Poffenberger e Swart desenvolveram uma fórmula (1.1) que relaciona a flexão máxima do condutor com o nível de deslocamento a uma distância longitudinal do conjunto grampo/condutor (POFFENBERGER e SWART, 1965). A amplitude máxima de tensão dinâmica pico a pico,  $S_a$ , é calculada no ponto do material diametralmente oposto ao último ponto de contato entre o condutor e o grampo de suspensão (Figura 1.8). Tal fórmula pode ser escrita como:

$$S_a = K \cdot Y_b, \quad (1.1)$$

onde  $Y_b$  é a amplitude de deslocamento de flexão definida pelo IEEE (1966) como o deslocamento de pico a vale do condutor. Tal amplitude é medida por vibrógrafos em um ponto do fio da camada externa a 89 mm de distância do Último Ponto de Contato (UPC) entre o condutor e o grampo de suspensão (Figura 1.8). Esses medidores de vibração geralmente são instalados em um ou dois vãos críticos da linha. Trata-se dos vãos mais longos, com os apoios mais altos, que se instalam em áreas abertas e planas (com vegetação baixa e esparsa) ou sobre travessias de rios. Nestas regiões, são frequentemente observados ventos laminares em diferentes velocidades e perpendiculares ao condutor.  $K$  é um fator relacionado à rigidez geométrica e à flexão do material do condutor dado por:

$$K = \frac{E_{al} d_{al} p_{PS}^2}{4(e^{-pX_b} - 1 + pX_b)}, \quad (1.2)$$

onde  $E_{al}$  é o módulo de elasticidade de um fio da camada mais externa,  $d_{al}$  é o diâmetro do fio da camada mais externa,  $X_b$  é a distância de 89 mm indicada na Figura 1.8 e o parâmetro de rigidez  $p_{PS}$  (*stiffness parameter*) é determinado por:

$$p_{PS} = \sqrt{\frac{T}{EI_{min}}} \quad (1.3)$$

onde  $EI_{min}$  é a rigidez à flexão do cabo condutor e  $T$  a força de tração do cabo (ou carga de esticamento). Considera-se um nível mínimo de rigidez,  $EI_{min}$ , pelo fato que vibração eólica

geram pequenos níveis de amplitude de deslocamento. Portanto, os fios condutores envolvidos previamente esticados pela carga de tração, tendem a não sofrer grandes deslizamentos entre eles e a rigidez do condutor pode ser aproximadamente calculada assim:

$$EI_{min} = \frac{\pi(E_a n_a d_a^4 + E_s n_s d_s^4)}{64} \quad (1.4)$$

onde  $n_a$ ,  $d_a$ ,  $E_a$  e  $n_s$ ,  $d_s$ ,  $E_s$  são o número, o diâmetro e o módulo de elasticidade dos fios de alumínio e aço (no caso de condutor com alma de aço CAA), respectivamente.

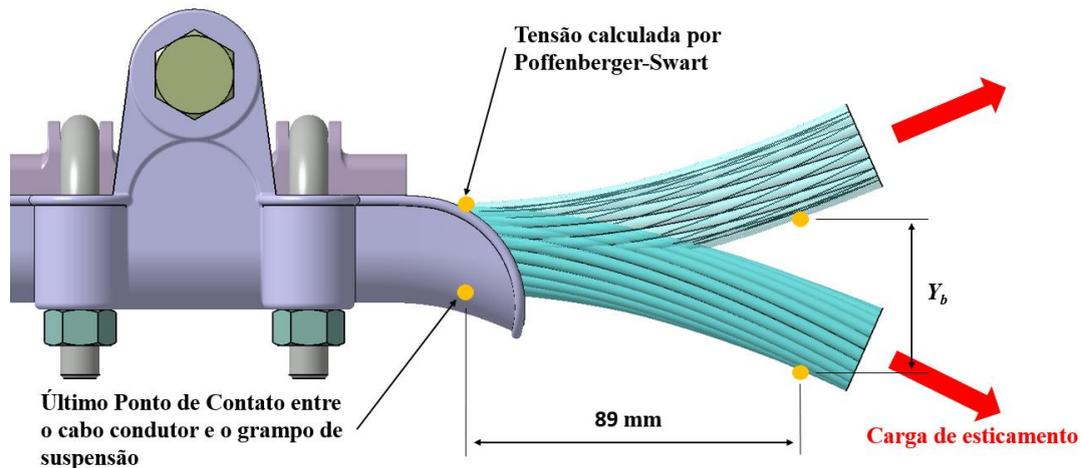


Figura 1.8: Esquema da montagem cabo/grampo mostrando a posição padrão de medida pico a pico do deslocamento  $Y_b$ .

A fórmula de Poffenberger-Swart (1.1) assume que o condutor poderia ser considerado como uma viga engastada em uma extremidade e simplesmente apoiada na outra, submetida a uma carga longitudinal de tração e a uma carga transversal sinusoidal distribuída. Apesar dessa simplificação para analisar o comportamento complexo de um condutor perto do grampo de suspensão, foi observada uma boa correlação entre as amplitudes de deformação calculadas e medidas experimentalmente para conjuntos de grampo/condutor convencionais sob pequenas amplitudes de deslocamento (KALOMBO, 2017; COSTA et al., 2020).

Porém, a fórmula de Poffenberger-Swart (1.1) tem suas limitações. A variação da rigidez à flexão do cabo em função do comportamento dinâmico não é levada em conta. Ela é apenas válida para as camadas mais externas do cabo. Outra limitação segundo Cardou et al. (1994) e Zhou et al. (1996), é que a fratura do fio não é induzida apenas pela flexão alternada do cabo, mas também por um estado de tensão local complexo que tem origem no contato mecânico sob regime de escorregamento parcial, ou seja, a

fórmula de Poffenberger-Swart desconsidera o *fretting*. Mesmo assim, a equação de Poffenberger-Swart (1.1) tem sido usada por décadas devido a sua aplicação simples e direta. Ela é a melhor aproximação para estimar os níveis de tensão na camada mais externa do cabo.

Em 1981, no laboratório de Ramey e Silva foi desenvolvido um aparato experimental para simular o carregamento cíclico devido a forças eólicas sofridas pelo cabo em campo (RAMEY e SILVA, 1981). Tratava-se de um cabo CAA (Cabo de Alumínio com alma de Aço). Em conclusão desse trabalho, os autores recomendaram o uso de amortecedores para reduzir as vibrações eólicas e conseqüentemente aumentar a vida em fadiga do cabo condutor.

Em 1986, o mesmo Ramey junto com outros colaboradores elaborou uma bancada experimental composta de uma montagem cabo/grampo de suspensão conectada a um excitador de vibrações eletromagnético. Esta pesquisa permitiu estabelecer o limite de fadiga (21,31 MPa) do cabo testado considerando a ruptura do primeiro fio.

A pesquisa sobre fadiga em cabo condutor começou a concentrar sua atenção no grampo de suspensão. McGill e Ramey (1986) estudaram o *design* do grampo de suspensão, pois sua geometria tinha um papel importante no processo de fadiga do cabo. Testaram três tipos de grampo com raios longitudinais diferentes. Foi observado que a resistência à fadiga era maior aumentado o raio de curvatura do grampo. Essa mesma pesquisa revelou que os fios quebravam na zona dos últimos pontos de contato (UPC) entre o cabo e as partes superiores e inferiores do grampo. Também, foi notado que 75% dos fios rompidos pertenciam às camadas intermediárias do cabo (desgaste por *fretting* mais intenso).

Um desenho esquemático das bancadas desenvolvidas para os estudos de fadiga em cabos condutores na UnB está apresentado na Figura 1.9 (AZEVEDO et al., 2009 e FADEL, 2010).

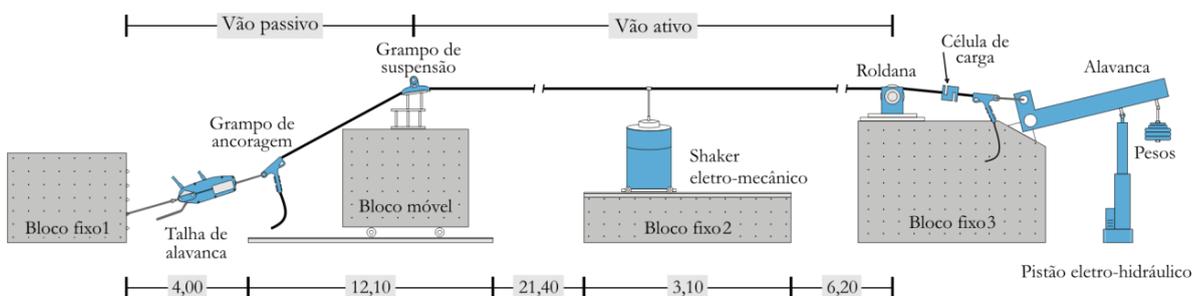


Figura 1.9: Desenho esquemático da montagem da bancada de ensaios de fadiga em cabos condutores (FADEL, 2010).

Conforme descrito anteriormente, o objetivo desse tipo de ensaio é prever a vida útil de um cabo condutor. Para isso são correlacionados os dados de tensão *versus* o número de ciclos até a falha, organizando estes dados em forma de gráficos amplitude de tensão x número de ciclos, denominadas curvas S-N (*S-stress* e *N-number of cycles*). Atualmente, este procedimento é amplamente utilizado para determinação dos limites de fadiga de materiais metálicos.

Alguns testes de fadiga em cabos condutores foram realizados por Fadel (FADEL, 2010) visando verificar a influência da carga de esticamento (EDS) na vida em fadiga destes cabos. Esses ensaios apresentavam uma limitação na avaliação e interpretação dos fenômenos que ocorrem na parte interna dos grampos de suspensão e nas camadas internas dos condutores.

Em 1994, Zhou e colaboradores (ZHOU et al, 1994) efetuaram um mapeamento dos danos superficiais nos fios do cabo condutor, que ocorrem na região da conexão cabo/grampo, apresentada de forma detalhada na figura 1.10. UPC corresponde ao Último Ponto de Contato entre o cabo e o grampo.

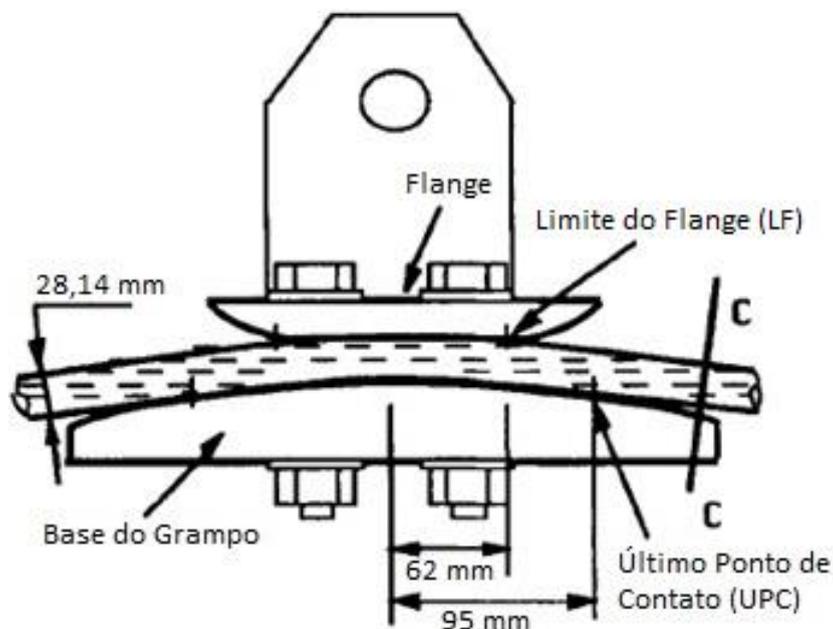


Figura 1.10: Região da conexão do cabo condutor com o grampo de suspensão, composto de flange/base do grampo (ZHOU et al., 1994).

Na Figura 1.11 (a) observam-se grandes zonas de desgaste geradas nos contatos entre a camada externa e o grampo. Os desgastes causados pelos contatos da camada externa com

a camada interna estão apresentados na Figura 1.11 b. A Figura 1.11 (c) mostra os contatos da camada interna com a segunda camada interna. Já na Figura 1.11 (d), aparecem os contatos entre fios da mesma camada (externa). É interessante notar que as zonas em preto indicam onde o autor identificou a presença do pó de alumina ( $Al_2O_3$ ). Zhou concluiu ser necessário simular contatos de *fretting* em fios isolados para saber quais são os tipos de contato em jogo.

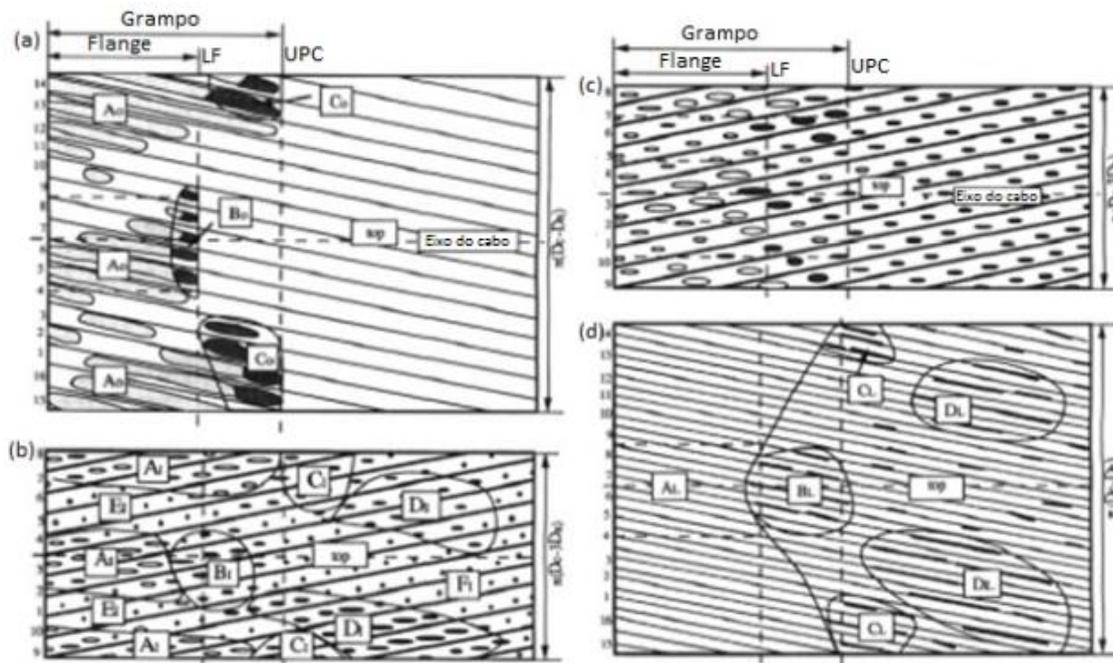


Figura 1.11: Análise de fios após testes de fadiga por *fretting* (ZHOU et al., 1994).

Em 2009, Azevedo e colaboradores (AZEVEDO et al., 2009) também efetuaram análises em fios de alumínio de um cabo de alumínio com alma de aço (CAA) testados em fadiga sob flexão até  $1.1 \times 10^6$  ciclos com amplitude de deslocamento de 3 mm e usando uma carga de esticamento de 18% (Figura 1.12).

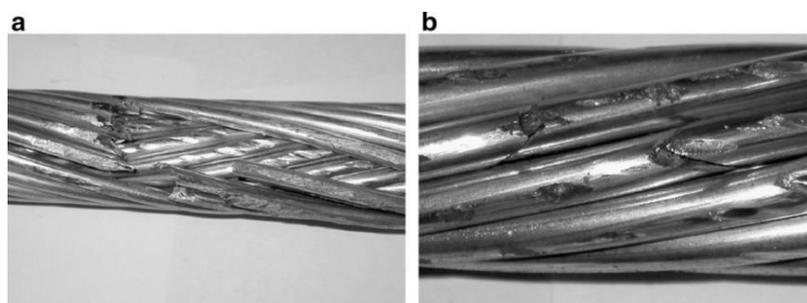


Figura 1.12: (a) Detalhes dos danos na camada externa do cabo. (b) Danos na camada interna. Notam-se marcas elípticas de *fretting* e um fio rompido (AZEVEDO et al., 2009).

Uma análise por EDS por microscopia eletrônica de varredura demonstrou que os resíduos oriundos do desgaste por *fretting* eram formados basicamente por óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ) e de silício ( $SiO_2$ ), extremamente abrasivos e com um papel importante na aceleração do desgaste dos fios. Pós com características semelhantes já foram relatados pela CIGRE em 1988 para condutores que falharam sob fadiga.

No trabalho de Kalombo em 2016, o uso do microscópio eletrônico de varredura (MEV) revelou-se uma excelente ferramenta para analisar os fios rompidos após ensaios de fadiga em cabos condutores. As imagens obtidas neste estudo (Figuras 1.13 e 1.14) permitiu identificar de forma clara os mecanismos de iniciação e propagação de trincas.

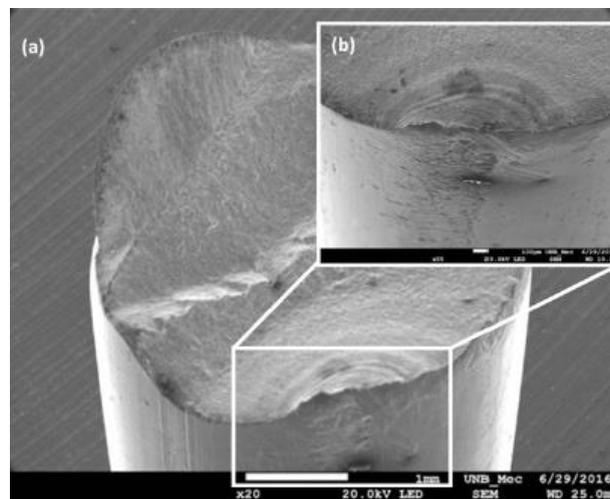


Figura 1.13: Imagem do MEV de superfície de fratura fio de alumínio após ensaio de cabo condutor (a) Início da trinca na marca de *fretting* e propagação da fratura representada nas marcas de praias. (b) Zoom na região do início da trinca (KALOMBO et al., 2016).

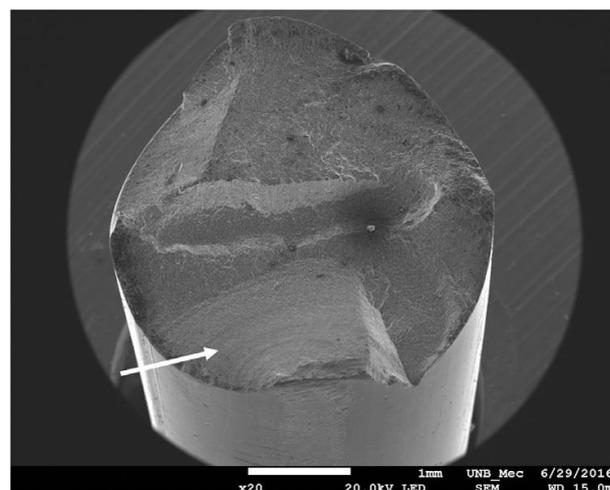


Figura 1.14: Imagem do MEV de superfície de fratura de outro fio de alumínio após ensaio de cabo condutor. (KALOMBO et al., 2016).

É extremamente complexo o monitoramento do comportamento dos fios dentro do grampo durante o ensaio. Porém é possível monitorar os fios da camada externa na saída do grampo com extensômetros conforme observado no trabalho realizado por Fadel em 2010 (UnB). Isso permite medir os dados de entrada para a equação de Poffenberger-Swart (1.1). Um dispositivo a laser identifica o momento da falha determinado pela ruptura de um dado número de fios do cabo (Figura 1.15). O critério de falha é a quebra de três fios ou 10% do número de fios considerando o que for menor. O posicionamento de extensômetros, acelerômetros e do laser durante o ensaio está apresentado na Figura 1.15.

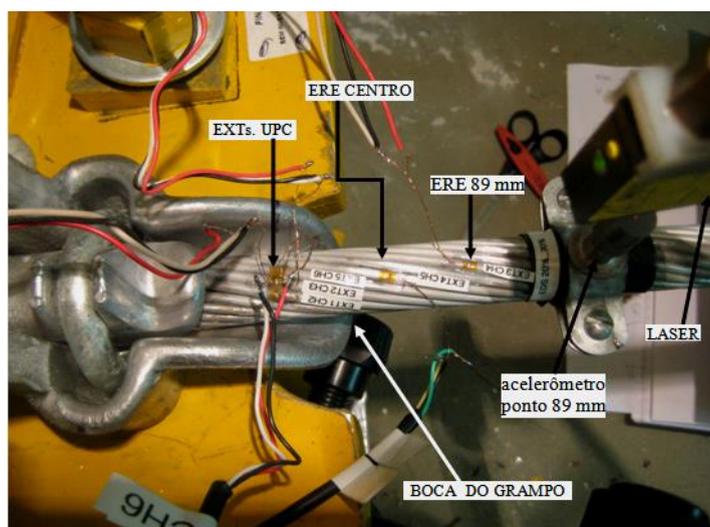


Figura 1.15: Posicionamento de extensômetros, acelerômetros e laser em relação à boca do grampo (FADEL, 2010).

Ensaio em escala real mostraram-se eficientes para avaliação da vida útil de cabos condutores. No entanto, esses testes são muito caros e requerem infraestruturas complexas (KALOMBO et al., 2016; SAID et al., 2020; OMRANI et al., 2021).

### 1.5.3. Fadiga por *fretting* em fios.

Nos itens anteriores, foram apresentadas pesquisas com aparatos em escala real para avaliação da vida em fadiga do cabo/grampo de suspensão. Apresenta-se no próximo item o estado da arte sobre trabalhos científicos que tinham como objetivo avaliar a vida em fadiga dos fios do cabo condutor.

Com base no trabalho de 1994, Zhou e colaboradores desenvolveram o dispositivo de ensaios de fios apresentado na Figura 1.16. Consideraram ser o ponto A de contato fio/grampo da Figura 1.6 o mais crítico nos ensaios de fadiga. O dispositivo permite simular o contato entre um fio de alumínio e o grampo de suspensão. A tensão de fadiga, o deslocamento e a amplitude de oscilação no fio de alumínio são aplicados através de um

motor-excêntrico. A carga normal do grampo de suspensão é gerada por um parafuso e uma mola. Ambas as cargas são medidas por extensômetros e célula de carga respectivamente.

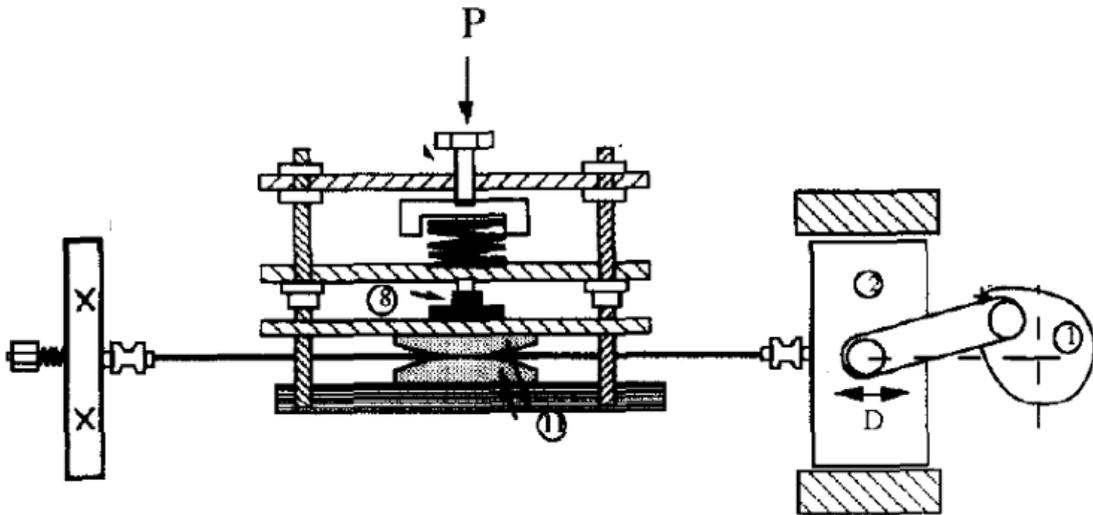


Figura 1.16: Bancada de testes de fadiga por *fretting* desenvolvida por Zhou e al. (ZHOU et al., 1995) - modificado.

Os resultados, em termos de amplitude de tensão de fadiga, de início de trincas e de número de ciclos, são equivalentes aos ensaios anteriores em escala real. Com base de um dispositivo simples que simula o que acontece dentro do grampo de suspensão, os pesquisadores supracitados conseguiram reproduzir algumas condições reais (cargas, tensões remotas e ciclos). Uma série de análises mostrou que as características das zonas em contato, assim como os modos de nucleação e propagação das trincas eram similares ao comportamento à fadiga do conjunto cabo/grampo. Isso mostra que é possível reduzir os custos em ensaios de cabos condutores com dispositivos simplificados e de menor escala que uma bancada convencional.

O trabalho de Zhou abriu o caminho para estudos de fadiga na escala dos fios que compõem os cabos condutores. No Laboratório de Fadiga e Integridade Estrutural de Cabos Condutores de Energia da Universidade de Brasília (UnB), avalia-se a resistência à fadiga uniaxial dos fios de forma individual. Os fios são retirados dos condutores e são ensaiados em máquinas de ensaios universais como mostrado na Figura 1.17. Tal metodologia permite avaliar as propriedades do fio com defeitos superficiais e correlacioná-las com a resistência à fadiga do cabo (ADRIANO, 2017; ROCHA et al., 2019; GOMES et al., 2023).

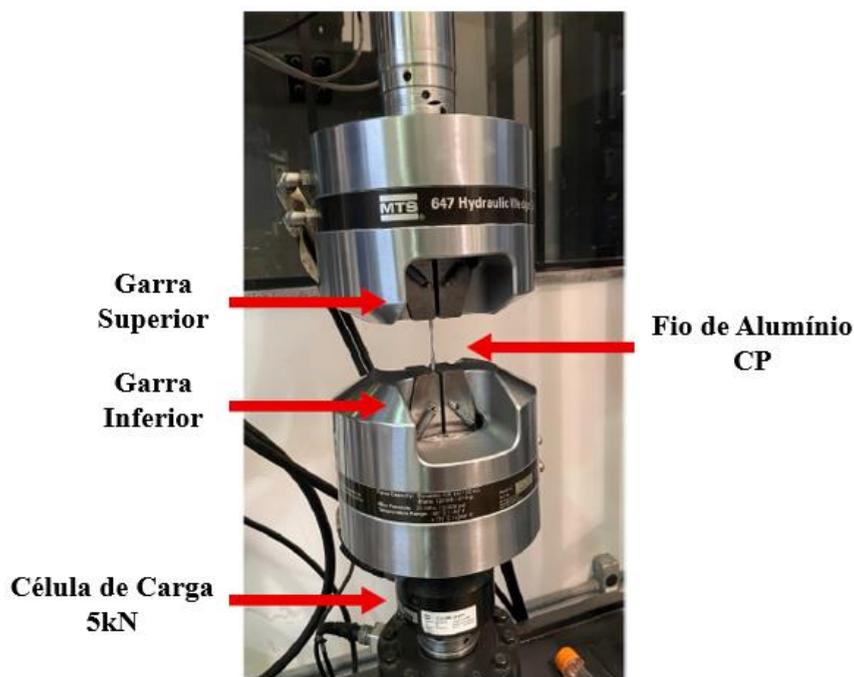


Figura 1.17: Fio retirado de um cabo condutor sendo ensaiado individualmente em uma máquina de ensaios universal (GOMES et al., 2023).

Em 2017, Ma e colaboradores (MA et al., 2017) desenvolveram um dispositivo montado em uma máquina servo hidráulica de ensaios com o objetivo de estudar o comportamento de desgaste por *fretting* em fios de alumínio de cabos CAA (ACSR). É interessante notar que nesse projeto os fios são montados mantendo o perfil de encordoamento da camada estudada (Figura 1.18). O dispositivo possui também um sistema de pulverização de uma solução de NaCl a fim de estudar o desgaste por *fretting* em ambiente corrosivo, pois os cabos estudados são instalados em ambiente marinho.

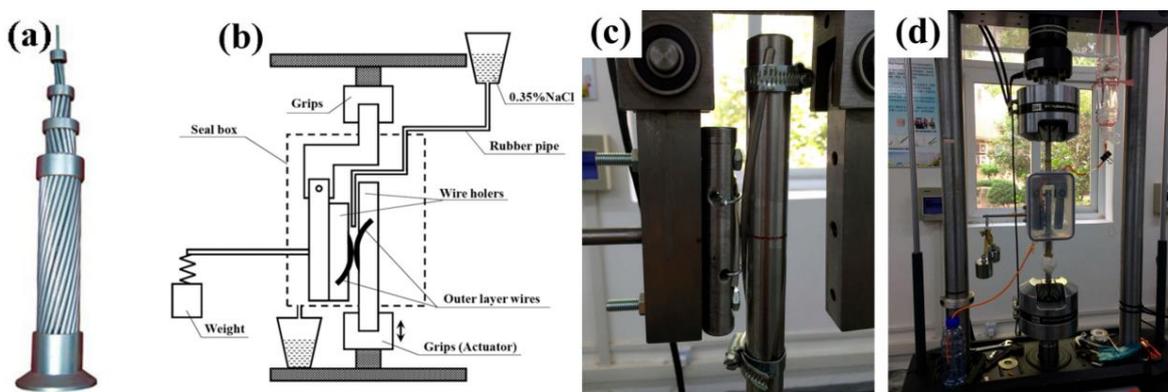


Figura 1.18: Dispositivo montado em uma máquina MTS 370.10 para ensaios de fadiga em fios: (a) Cabo ACSR 630/45; (b) Esquema do dispositivo; (c, d) fotos do dispositivo (MA et al., 2017).

Mais recentemente, foi projetado um dispositivo de fadiga por *fretting* biaxial, ou seja, que permite combinar a flexão e a tração sofridas pelos fios do cabo condutor (OMRANI et

al., 2021). Como mostrado na Figura 1.19 o atuador transversal (A3) é mantido fixo e é utilizado para manter constante a força normal de contato durante a fase uniaxial do ensaio. Seu papel evolui ao mudar para os testes de carregamento biaxial para permitir a aplicação do deslocamento de flexão ao fio testado (Figura 1.19c).

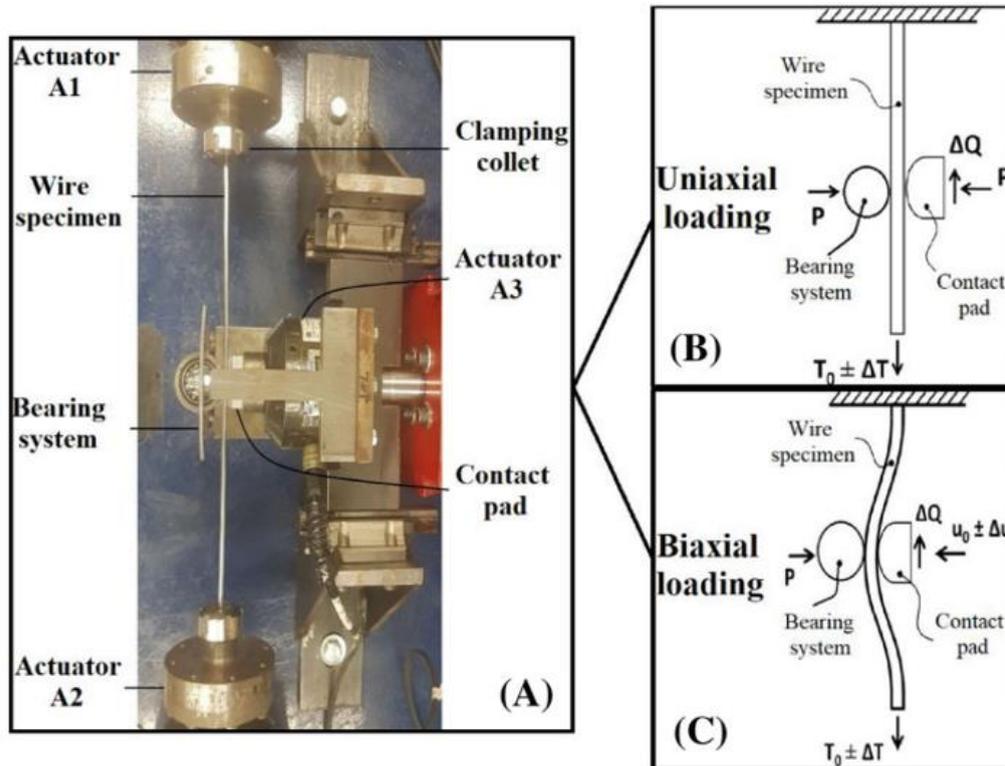


Figura 1.19: Configuração de bancada de teste de fadiga por *fretting* biaxial (OMRANI et al., 2021).

Em 2019, para a avaliação simplificada da vida em fadiga de cabos condutores foi proposto estudar as condições de fadiga por *fretting* dos fios de alumínio que compõem os condutores supracitados. Para este fim, foi projetado um dispositivo de fadiga por *fretting* em fios (Figura 1.20). O referido dispositivo foi testado com sucesso em ensaios de fadiga por *fretting* em fio de liga de alumínio 6201 (CAL). Este trabalho permitiu, de forma inovadora e simplificada, avaliar a resistência à fadiga de fios isolados sob condições de *fretting* (GARCIA, 2019; GARCIA et al., 2020). O presente trabalho foi a continuação desse último estudo com o novo objetivo de estudar a influência da temperatura na resistência à fadiga por *fretting* em fios de condutores.

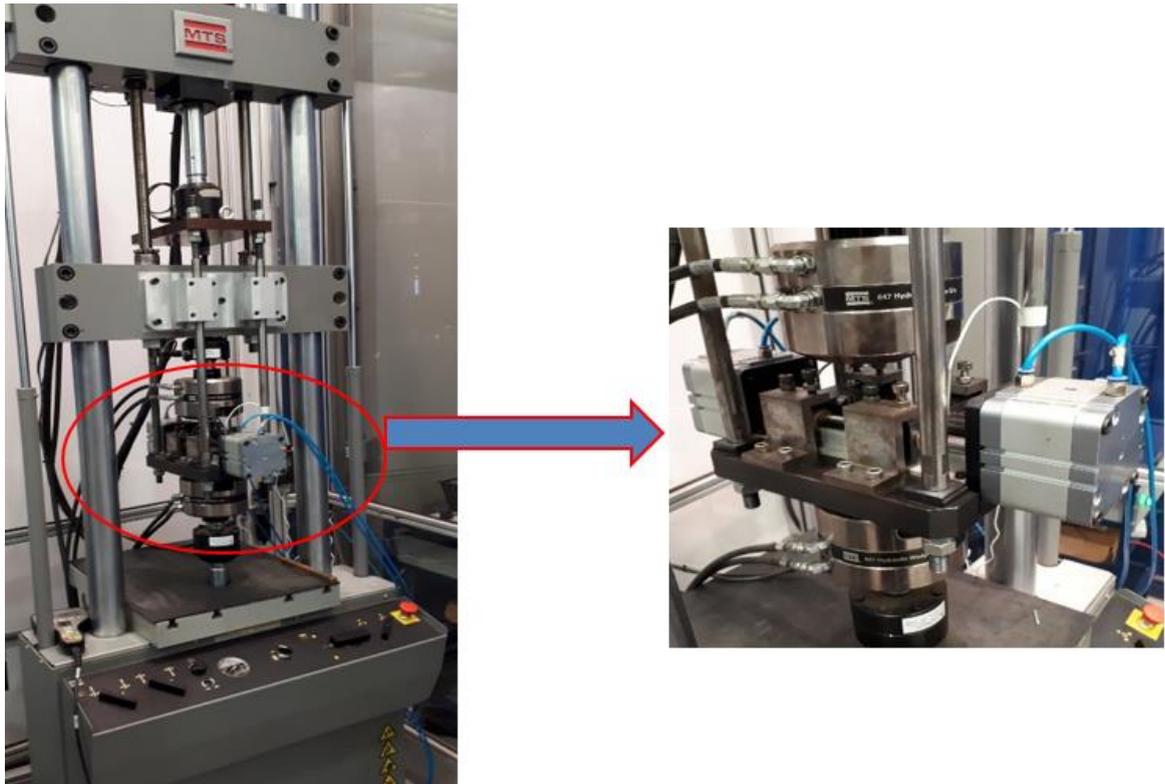


Figura 1.20: Dispositivo de fadiga por *fretting* em fios (GARCIA, 2019).

#### 1.5.4. Temperatura de operação e de emergência.

Sabe-se que cabos condutores sofrem aquecimento devido à transmissão de energia (ABREU et al., 2010). Essa reação térmica é o efeito de Joule devido à resistência elétrica que ocorre quando uma corrente elétrica passa por qualquer material condutor. Por exemplo, em 2019 Kanalik e colaboradores mediram a temperatura de um condutor CAA usado em uma linha de transmissão de 400 kV na Eslováquia durante um período de três dias e observaram que a temperatura do condutor foi até 30% maior do que a temperatura ambiente. Na Figura 1.21, observa-se a temperatura durante um dia típico de monitoramento em uma linha de 138 kV com pico acima de 60°C no período do final da tarde (NASCIMENTO et al., 2008), durante o qual o consumo de energia elétrica tende a ser maior.



Figura 1.21: Dia típico de monitoramento em uma linha de 138 kV (NASCIMENTO et al., 2008).

Já em 1998, foram observados picos de temperatura em relação ao consumo de energia durante um dia de verão na Espanha (SOTO et al., 1998). A Figura 1.22 mostra dois picos, o primeiro de manhã (entre 7 h e 10 h) e o segundo a noite (entre 20 h e 24 h). Os autores revelam como a linha monitorada estava operando acima de sua capacidade.

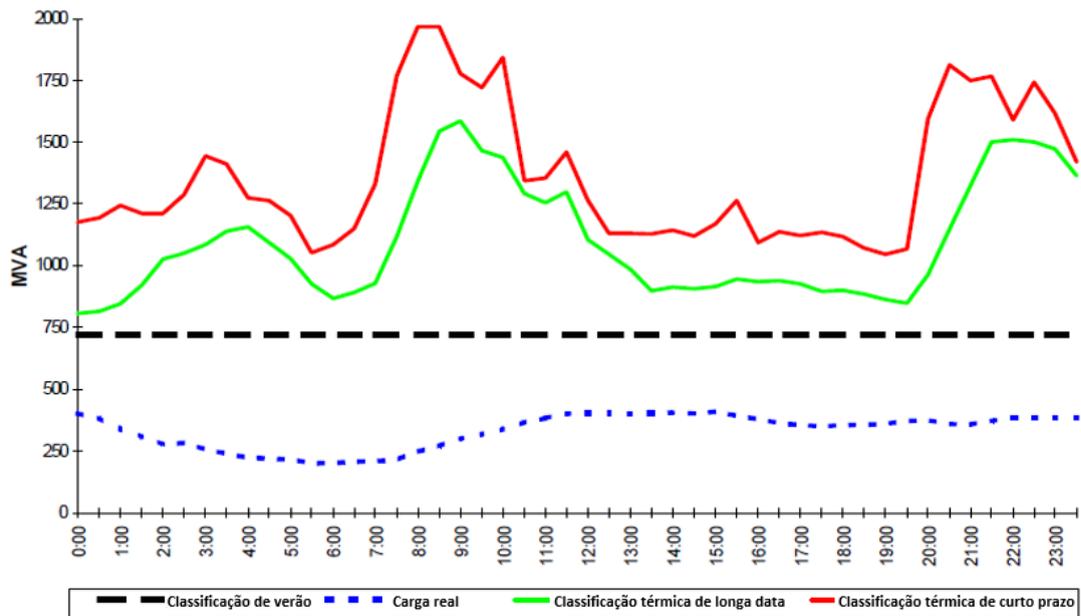


Figura 1.22: Evolução térmica dinâmica de uma linha de transmissão de 400 kV um dia de verão (SOTO et al., 1998).

As Figuras 1.20 e 1.21 mostram que existe uma relação entre a corrente e a temperatura do cabo condutor. A CIGRE publicou um trabalho que identifica essa relação e propõe um método matemático para prever a temperatura de aquecimento assim como a velocidade de aquecimento em função do aumento da corrente (CIGRE, 2002). Esse modelo matemático foi de grande utilidade em outros trabalhos para prever as temperaturas atingidas em

função da corrente do condutor. Em 2003, a CIGRE comparou as temperaturas atingidas de três condutores para uma corrente de 1000 A. A Figura 1.23 mostra que um cabo com seção transversal de 800 mm<sup>2</sup> atinge 70°C de temperatura, um cabo de 400 mm<sup>2</sup> aquece até 100°C e até 200°C para um cabo de 200 mm<sup>2</sup>. Tais dados permitem definir a temperatura máxima que um cabo condutor poderá suportar durante sua vida útil, fala-se de temperatura de operação.

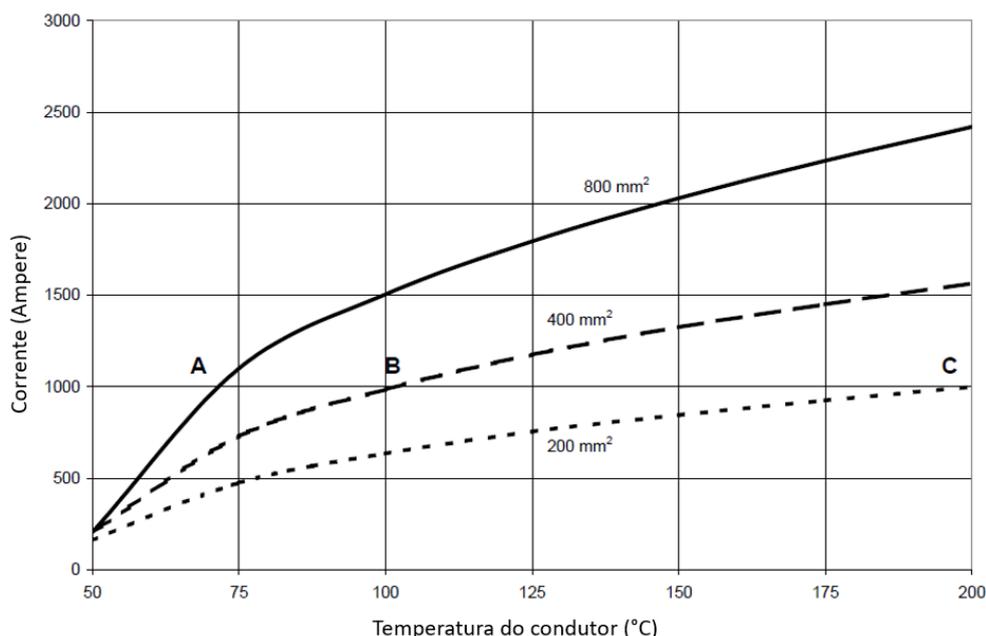


Figura 1.23: Corrente *versus* temperatura para condutores de 200, 400 e 800 mm<sup>2</sup> (CIGRE, 2003).

Os fabricantes de cabos condutores de alumínio e liga de alumínio (CA e CAL) recomendam não ultrapassar a temperatura de operação máxima de 90°C para que o cabo não sofra alteração de suas características mecânicas, pois acima desta temperatura, inicia-se o processo de recozimento (ALUBAR, 2015; NEXANS, 2017) e ele pode sofrer uma flecha significativa e pode até ficar permanentemente deformado. A mesma recomendação é feita para cabos CAA mesmo se neste caso os fios de aço da alma não perdem resistência por recozimento em temperaturas de até 250°C (MORGAN, 1996; IEEE, 2013). O recozimento do alumínio é um processo metalúrgico de recristalização onde uma temperatura aplicada amolece o alumínio endurecido, resultando em uma perda de resistência. Por exemplo, para o alumínio 1350-H19, onde cerca de 70% da resistência é resultado do endurecimento a frio, o recozimento é insignificante, assim como a perda de resistência em temperaturas abaixo de 95°C. Pelo contrário, a temperaturas mais elevadas os efeitos tornam-se significativos e podem ocorrer rapidamente. A resistência à tração do fio é reduzida em 10% após 5000 horas a 100°C e a redução atinge 10% após 250 horas a

125°C (ALUMINIUM ELECTRICAL CONDUCTOR HANDBOOK, 1989). O condutor convencional tende a dar perdas permanentes devido ao recozimento dos fios de alumínio em temperaturas acima de 94°C a 100°C (MOHD ZAINUDDIN et al., 2020), sendo essa redução cumulativa com o tempo. Segundo a norma regulamentadora 5422/1985, para linhas de transmissão de energia dentre 38kV e 800kV, a temperatura máxima do condutor deve variar entre 60°C e 90°C para manter um nível adequado de segurança e proporcionar o melhor fluxo de corrente. A temperatura de operação padrão de condutores convencionais varia entre 50°C e 75°C dependendo do tamanho do condutor. No entanto, a temperatura operacional máxima normal dos condutores convencionais não deve exceder 75°C para evitar o recozimento (MOHD ZAINUDDIN et al., 2020 e RIBA et al., 2020). Portanto, existe uma temperatura chamada de temperatura de emergência na qual a linha de transmissão pode operar em caso de picos de demanda em energia (CHEN et al., 2002), os autores destacam que o condutor não pode operar nesta temperatura (100°C) de maneira contínua, apenas para emergências ou imprevistos. Fala-se de regime contínuo e de regime de emergência. Por exemplo, um cabo CA com fios de alumínio 1350-H19 admite uma temperatura de emergência de 120°C (RIBA et al., 2020). A temperatura de emergência depende de vários fatores, como a liga específica utilizada, o diâmetro do condutor e as condições ambientais em que está instalado. O tempo operacional do regime de emergência não está claramente definido, mas é geralmente aceito que a temperatura de emergência não deve ser aplicada por mais de 10 horas por ano durante um período de vida de 40 anos (CIGRE, 2003; MATEESCU et al., 2011). No entanto, se um condutor é superaquecido por dez horas a cada ano, por um período de dez anos, o efeito total é quase o mesmo que aquecer o condutor continuamente nesta temperatura por 100 horas (CIGRE, 2023).

Para operar em condições de emergência com segurança, uma linha de transmissão depende dos três fatores seguintes. O primeiro é a distância ao solo da linha na temperatura de emergência. O segundo fator é a quantidade de resistência perdida pelo condutor como resultado da operação nesta temperatura, e o terceiro é a capacidade dos acessórios de operar satisfatoriamente durante e após estas condições de emergência (HARVEY, 1972).

Quando os fios são aquecidos, ocorrem dois processos: recuperação e recristalização. Se a temperatura de operação for acima de 90°C e abaixo da temperatura de recristalização da liga de alumínio a resistência do cabo reduzirá devido ao processo chamado recuperação. O efeito da recuperação depende da temperatura e do tempo. Durante a recuperação, a dureza

e a resistência à tração diminuem levemente, enquanto que, durante a recristalização, ambas as propriedades diminuem significativamente com o aumento da temperatura e o tempo exposto a tal temperatura. Quando totalmente recristalizado, o alumínio está no estado amolecido que tinha antes do trabalho a frio (MORGAN, 1996).

Além da corrente elétrica, existem outros fatores que influenciam a temperatura de um cabo como a radiação solar, a perda por convecção e por radiação (CIGRE, 2002), o material do condutor, o diâmetro, as condições na superfície e as condições climáticas. Sabe-se que o vento pode resfriar o cabo dependendo da temperatura do ar, por outro lado, o sol pode aumentar a temperatura de um cabo de até 15°C o que pode se tornar problemático para uma LT operando no limite da sua temperatura máxima de operação. Em dias em que a velocidade do vento era baixa, um condutor Linnet (CAA) foi aquecido a temperaturas superiores a 200°C (CHEN et al., 2002). O tipo de condutor também tem sua importância, pois a geração de calor por efeito de Joule no núcleo de aço de um cabo CAA é muito menor do que nas camadas de alumínio externas (DOUGLASS e REDING, 2007).

Muitas linhas construídas anteriormente para acomodar cargas relativamente leves estão obrigadas, agora, a carregar muito mais, fazendo com que se tornassem termicamente limitantes e precisassem de melhorias (HOFFMAN e CLARK, 2004). É preciso aumentar a capacidade das LTs sem que o aumento da temperatura de operação seja limitante.

#### **1.5.5. Recapacitação (*uprating*).**

Atualmente, sistemas de fornecimento de energia elétrica precisam atender uma demanda crescente e nesse cenário as LTs têm o papel mais importante. A primeira consequência foi o aumento da capacidade exigido das LTs (ABREU et al., 2010). A construção de novas linhas aéreas de transmissão não apresentava uma solução viável, devida, as dificuldades para obter licenças ambientais, a saturação do espaço aéreo e as limitações em recursos no setor elétrico (CIGRE, 1998). Frente as dificuldades para se conseguirem novas faixas para as LTs, surgiu a recapacitação.

A recapacitação ou *uprating* (expressão de uso generalizado mundialmente) consiste na utilização de eixos de transmissão já existentes em lugar de construir novas linhas (CIGRE, 2003; ABREU et al., 2010). Aproveitam-se as torres existentes, e faz-se a troca, substituindo os condutores existentes por outros de maior capacidade de transmissão, ou seja, aumentando a tensão  $U$ , a corrente  $I$  ou ambos parâmetros conforme a fórmula da

potência  $S$  (1.5). Recapacitações de corrente envolvem o aumento da temperatura dos condutores (OOGI et al., 1997 e CHEN et al., 2002).

$$S = UI, \quad (1.5)$$

A recapacitação tornou-se a principal alternativa, tecnicamente e economicamente viável, para expandir os sistemas de transmissão de energia aérea. De acordo com o conjunto de dados apresentado pelo *Northeast Group, LCC*, em 2016, na próxima década, as concessionárias de energia elétrica investirão aproximadamente \$3,2 trilhões em infraestrutura nova de substituição para a transmissão e distribuição de energia.

A recapacitação ou *uprating* é o processo pelo qual a capacidade térmica de uma linha de energia aérea é aumentada com o mínimo de impacto possível (CIGRE, 2003). No entanto, o aumento da capacidade de transmissão só é obtido à custa de um aumento significativo das perdas de Joule (GAUDRY et al., 1998). Com esse objetivo, destacam-se diversos métodos como indicado a seguir.

- Recapacitação de corrente que envolve aumento da temperatura. Por exemplo, no projeto de aumento da capacidade da linha de transmissão 230 kV Figueira – Apucarana, a temperatura de operação passou de 75°C para 90°C (NASCIMENTO et al., 2008). Outro trabalho que ilustra este método é o de Wiedmer et al. (2007). Neste caso, utilizou-se um cabo CAL (6201) para substituir um cabo CAA de uma LT de 138 kV. O objetivo era aumentar a temperatura de operação da linha de 55°C para 75°C. Os cabos precisavam ter o mesmo diâmetro para reduzir os custos da recapacitação. O cabo CAL mostrou-se uma boa opção por ter um peso menor e, portanto, uma flecha menor. Esses exemplos apresentam substituições de cabos que operam a temperaturas moderadas, ou seja, abaixo de 100°C. Neste mesmo capítulo serão também apresentados casos de recapacitação em altas temperaturas (>100°C).
- Recondutoramento que usa condutores compactos (com seção transversal maior para aumentar a condutividade) ou de alta temperatura. Em 1998, um estudo foi realizado pelas empresas EDF e Hydro-Quebec para comparar condutores compactos com os convencionais (com fios de formato circular) o que mostrou vantagens tanto técnicas como econômicas (GAUDRY et al., 1998). A troca por um condutor compacto GZTACSR 620 mm<sup>2</sup> no Reino Unido resultou em um

aumento na capacidade da LT de aproximadamente 130% em relação ao condutor ACSR de 400 mm<sup>2</sup> substituído (TUNSTALL et al., 2000). O recondutoramento de linhas por condutor de maior seção eleva automaticamente a capacidade de transmissão de corrente. Contudo, isso aumenta a carga mecânica nas estruturas da LT o que pode se tornar um risco em linha operando por muito tempo.

- Recapacitação de tensão que envolve reisolamento e aumento das distancias de segurança entre o cabo e a terra através do retensionamento do cabo (ABREU et al., 2010).
- Monitoramento em tempo real por meio de medição da flecha, tensão, condições térmicas e ambientais. Tal método permite otimizar a temperatura de operação da LT e aumentar a ampacidade com segurança. É interessante notar que os métodos de recapacitação do monitoramento e do retensionamento não envolvem troca do condutor.

O sucesso dessa abordagem, no entanto, dependerá das folgas disponíveis no solo e a capacidade do condutor e seus acessórios para operar em temperatura nominal mais alta sem qualquer efeito prejudicial sobre a confiabilidade (HOFFMAN e CLARK, 2004). A restrição mais provável ao aumentar a temperatura nominal será a flecha (*sag*) que é a distância vertical entre o ponto médio do vão e a linha reta que conecta as duas torres do condutor (Figura 1.24). Sabe-se que a operação em temperaturas elevadas tem duas consequências: o aumento das perdas por efeito Joule e o aumento das flechas (CIGRE, 1998; ABREU et al., 2010). O aumento da flecha com a temperatura reduz a tensão do cabo.

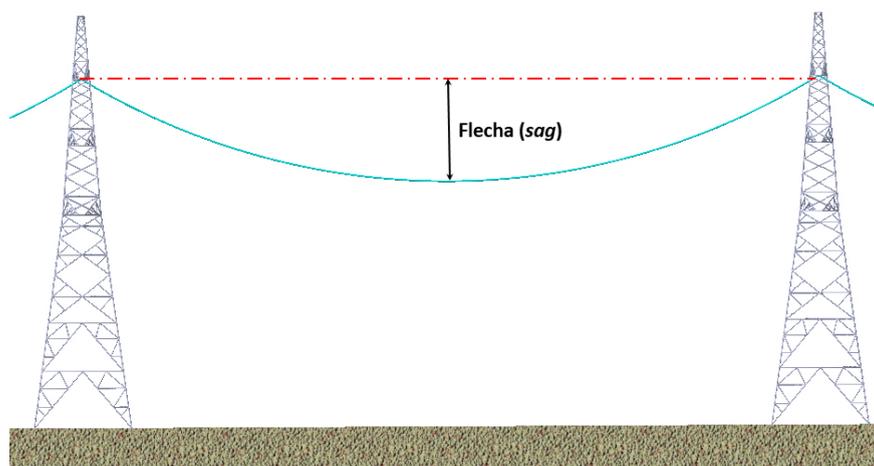


Figura 1.24: Esquema para definição de flecha (*sag*).

A solução mais usada para reduzir a flecha é o retensionamento do cabo. Mas tal técnica envolve o risco de danos à fadiga do condutor devido à vibração eólica, com redução na vida útil da linha (HOFFMAN e CLARK, 2004). Outra solução é elevar os pontos de suspensão do condutor alterando a configuração das cadeias de isoladores (RIBA et al., 2020), dessa forma o aumento da altura compensa o da flecha.

#### **1.5.6. Condutores para altas temperaturas**

Nesse contexto, surgiram novos condutores no mercado com temperaturas de operação mais elevadas que o convencional e com capacidade de transmissão maiores (ABREU et al., 2010). A utilização destes condutores para recapitação não necessita de licenças ambientais, uma vez que é considerada uma simples ação de manutenção de rede que não altera o impacto visual e ambiental da linha (VERDE, 2016). Além dessas vantagens, estes cabos apresentam outras características importantes, como redução das flechas, leveza, boa resposta em condições meteorológicas extremas e melhor comportamento em fadiga. Chamam-se de condutores HTLS (*High Temperature Low Sag*). Isso garante que nos vãos onde existia uma proximidade aos solos, haja uma maior margem de segurança. Os fabricantes investiram em novas tecnologias e novos materiais para aumentar a eficiência do transporte de energia. Diversos estudos permitiram estabelecer uma lista desses novos condutores (ZAMORA et al., 2001a, 2001b; CIGRE, 2003; SILVA, 2009; RIBA et al., 2020) que suportam maiores temperaturas com menor dilatação linear.

#### **Condutores de liga de Alumínio Termorresistente (T-CA ou T-AAC):**

O condutor T-CA tem as mesmas características de conformação dos cabos CA, com a vantagem de poder ser utilizado em regime contínuo de trabalho com temperaturas de até 150°C, sem alteração de suas características mecânicas tais como tração, alongamento e dureza por mais de 20 anos (FRAGA et al., 2010). Em comparação um condutor CA pode ser utilizado apenas até 90°C. Essa característica deve-se à liga de alumínio utilizada neste tipo de cabo que possui maior teor de zircônio. A adição desse elemento na liga impossibilita o recozimento do material podendo dessa forma aumentar a temperatura de operação do cabo.

Também conhecido na literatura como a liga TAL (*Thermal Resistant Aluminum Alloys*), esse material permite um aumento na capacidade de transmissão de energia elétrica (ou ampacidade) de até 50 % em relação ao cabo CA convencional (RÉGIS Jr et al., 1999; ALUBAR, 2015; NEXANS, 2017). Ao considerar a mesma ampacidade, a seção

de um cabo condutor termorresistente pode ser reduzida em até 30% reduzindo o peso do próprio cabo, mas também o peso e o custo dos acessórios e suportes (FRAGA et al., 2010). Seu custo é apenas 10% maior que um condutor convencional, o que o torna viável economicamente (SILVA, 2020). Condutores T-CA apareceram no mercado na década dos 60 e foram principalmente utilizados pelas empresas de distribuição e transmissão do Japão (CIGRE, 2005; ALBIZU et al., 2010), onde este tipo de condutor é empregado em quase todas as subestações de 275 kV ou acima (RÉGIS Jr et al., 1999). Por ser um dos materiais a ser estudado nesse trabalho, uma descrição mais detalhada da liga TAL encontra-se no capítulo 3.

Trata-se de uma boa alternativa para recapacitação, pois o diâmetro do cabo T-CA não aumenta comparado a sua versão convencional CA conforme mostrado na Tabela 1.2 a seguir.

Tabela 1.2: Características técnicas de um cabo CA e T-CA (ALUBAR, 2015).

Cabo	AWG/MCM	Área	Formação, Número e Diâmetros dos Fios	Diâmetro Nominal do Cabo	Massa Linear	RMC	Resistência Elétrica $\Omega/\text{km}$					Capacidade de Corrente A			
		$\text{mm}^2$					$\text{N}^\circ \times \text{mm}$	mm	Kg/Km	kN	CC 20°C	75°C	100°C	125°C	150°C
Orchid	636,0	322,24	37 x 3,33	23,31	888,44	50,44	0,0892	/	/	/	/	859	/	/	/
T-Orchid	636,0	322,24	37 x 3,33	23,31	887,45	53,37	0,0910	0,1120	0,1209	0,1299	0,1389	852	1019	1147	1252

### Condutores de liga de Alumínio Termorresistente com Alma de Aço (T-CAA ou T-ACSR):

Trata-se da mesma liga de alumínio utilizada no cabo T-CA que possui as mesmas propriedades mecânicas e elétricas que o alumínio 1350. O cabo T-CAA (Figura 1.25) opera em regime contínuo até 150°C e em regime de emergência até 180°C sem alteração de suas características mecânicas (SILVA, 2009). Como no condutor T-CA, esse material tem uma capacidade de transmissão de energia de até 50% superior à de um cabo CAA convencional (ALUBAR, 2015). O cabo T-CAA Ibis foi o segundo material de estudo dessa pesquisa, por isso mais detalhes sobre este cabo encontram-se no capítulo 3.

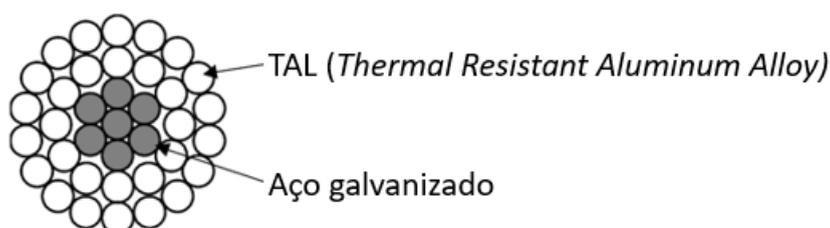


Figura 1.25: Seção transversal do condutor T-CAA.

Os condutores T-CA e T-CAA são utilizados para elevar o limite térmico de uma LT, ou seja, para recapacitação. A principal vantagem é que os cabos termorresistentes T-CA et T-CAA mantem as características dos cabos convencionais correspondentes (CA e CAA) permitindo evitar o reforço nas estruturas da LT. Obviamente, isso envolve um baixo custo de implantação e uma redução no impacto ambiental (CAVASSIN, 2011). Conclui-se que cabos termorresistentes são um avanço tecnológico de grande porte que permite aumentar a capacidade do sistema de transmissão atual com custos atraentes.

Vale a pena notar que alguns fornecedores propõem um núcleo de aço com tratamento por cladeamento de alumínio (TACSR/ACS – *Aluminium Clad Steel*) assim como cabos com fios de alumínio de geometria trapezoidal TACSR-TW (FILIPPO FILHO, 2005).

#### **Condutores de Liga Alumínio Ultra e Extra Termorresistente (ZTACSR e XTACSR):**

Os condutores ZTACSR e XTACSR utilizam também a liga alumínio-zircônio e podem operar em regime contínuo a 210°C e 230°C, respectivamente. O teor de zircônio é a única diferença entre essas ligas.

#### **Condutores tipo Gap de Liga de Alumínio Termorresistente com Alma de Aço (GTACSR):**

Condutores GTACSR usam os mesmos materiais que nos cabos ZTACSR, a diferença consiste na primeira camada de liga de alumínio TAL que apresenta um formato compacto. A camada externa tem fios de formato circular. Outro detalhe notável é o *gap* entre esta camada e a alma de aço (ZAMORA et al., 2001b; CIGRE, 2003). Este *gap* é preenchido com graxa resistente a altas temperaturas (Figura 1.26), oferecendo ao cabo uma forte capacidade de absorção de vibração. Essa graxa apresenta característica estável mesmo após mais de 30 anos de uso. A temperatura de operação em regime contínuo é de 150°C.

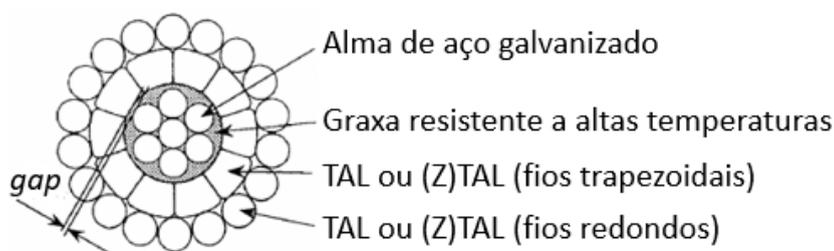


Figura 1.26: Seção transversal do condutor GTACSR (CIGRE, 2003) - modificado.

É apenas a alma de aço que suporta a tração do cabo durante o tensionamento. Tal fato faz que o coeficiente de dilatação linear e o alongamento dependem apenas das

características do aço do núcleo (ZAMORA et al., 2001b), lembrando que o coeficiente de dilatação térmica linear do aço é a metade do alumínio. Sendo assim, esse tipo de condutor oferece menores variações de flecha em relação ao CAA/ACSR (CIGRE, 2003; BRAGA et al., 2007) segundo mostrado na Figura 1.27. Esse comportamento é válido acima da temperatura de transição do ponto do joelho da curva (KPT *Knee-point temperature*). A partir dessa temperatura o esforço será suportado unicamente pelo aço e a expansão térmica será governada por ele.

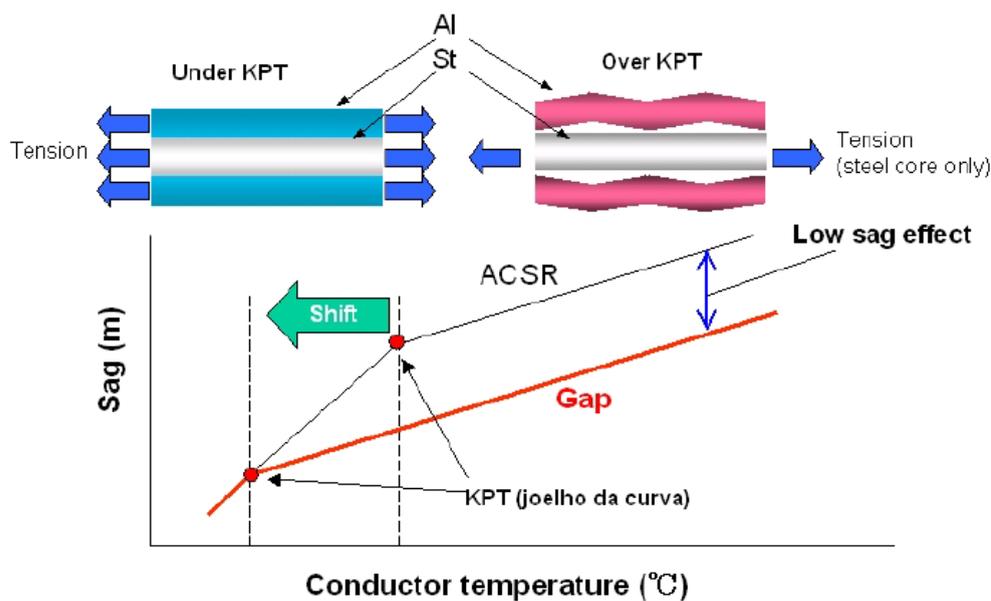


Figura 1.27: Representação esquemática da relação temperatura *versus* flecha em cabos de altas temperaturas (BRAGA et al., 2007).

A instalação dos condutores tipo *Gap* requer procedimento especial de tensionamento e ferragens específicas (BRAGA et al., 2007) mas possui um custo menor comparado com cabos com alma de Invar.

Existe também uma versão Extra Termorresistente (GZTACSR) que opera em regime contínuo até 210°C. Encontra-se também um modelo no qual as duas camadas que envolvem o núcleo de aço têm um formato compacto.

### **Condutores de Liga de Alumínio (Ultra) Termorresistente com Alma de Invar ((Z)TACIR):**

O que diferencia esse condutor de um cabo TACSR é sua alma de Invar no lugar de aço (Figura 1.28). Invar é uma liga de ferro e níquel (36-38%), cuja propriedade mais importante reside no fato de que possui um coeficiente de dilatação térmica praticamente invariável com o calor. Por exemplo, a liga Invar-36 (36%Ni e 64%Fe) possui um

coeficiente de dilatação inferior a  $1,5 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  entre  $0^{\circ}\text{C}$  e  $100^{\circ}\text{C}$ . Os fios de liga Invar podem ser galvanizados ou revestidos de alumínio, pois não são tão resistentes quanto os fios de aço (NISHIKAWA et al., 2010). Os fios das camadas externas desse cabo são de liga de alta condutividade TAL ou (Z)TAL que permite operar a  $150^{\circ}\text{C}$  e  $210^{\circ}\text{C}$ , respectivamente, em regime contínuo (ZAMORA et al., 2001a).

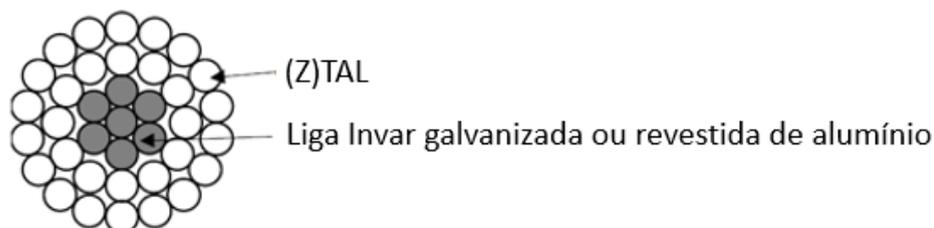


Figura 1.28: Seção transversal do condutor (Z)TACIR.

A combinação do Invar e da liga TAL proporciona um aumento da ampacidade do cabo e limita a flecha a altas temperaturas (ZAMORA et al., 2001a). Foi justamente para contornar esse problema de flecha a temperaturas operacionais elevadas que esse tipo de cabo foi desenvolvido. Isso porque acima de  $100^{\circ}\text{C}$  é a alma de Invar que suporta os esforços mecânicos. Porém, abaixo de  $85^{\circ}\text{C}$  o cabo se comporta como um cabo CAA convencional. Essa característica faz desse tipo de cabo uma boa opção para recapacitação de uma linha que opera entre  $85^{\circ}\text{C}$  e  $100^{\circ}\text{C}$  (ZAMORA et al., 2001a). Conforme mostrado por Zamora et al. (2001a), as desvantagens desse cabo são uma baixa resistência à ruptura e um custo elevado (o dobro do valor do ACSR).

Vale a pena ressaltar que existe também uma versão Extra-Termorresistente chamada XTACIR que pode operar a  $230^{\circ}\text{C}$  em regime contínuo e até  $310^{\circ}\text{C}$  em regime de emergência (SILVA, 2009).

### **Condutores de Alumínio Suportado pelo Aço (ACSS):**

O ACSS (*Aluminum Conductor Steel Supported*) consiste em fios de alumínio totalmente recozidos acima de  $400^{\circ}\text{C}$  (1350-O), concêntricos, dispostos em torno de um núcleo de aço. Foi desenvolvido na década dos 70 na América do Norte (ALBIZU et al., 2010). Pode operar a  $200^{\circ}\text{C}$  em regime contínuo e  $250^{\circ}\text{C}$  em regime de emergência. Possui um bom auto-amortecimento. Os condutores ACSS são essencialmente idênticos aos condutores ACSR padrão. Como a resistência à tração do alumínio recozido é menor que a do 1350-H19, a resistência nominal do cabo ACSS é menor em comparação com cabo ACSR, até 35% comparando cabos com 45 fios de alumínio e 7 fios de aço (CIGRE, 2003). Isso é

devido ao fato que materiais recozidos quando submetidos a carregamento cíclico em alta temperatura endurecem por deformação dinâmica e conseqüentemente perdem ductilidade. O ACSS pode ser trançado usando fios de alumínio redondos ou trapezoidais (ACSS/TW) como mostrado na Figura 1.29.

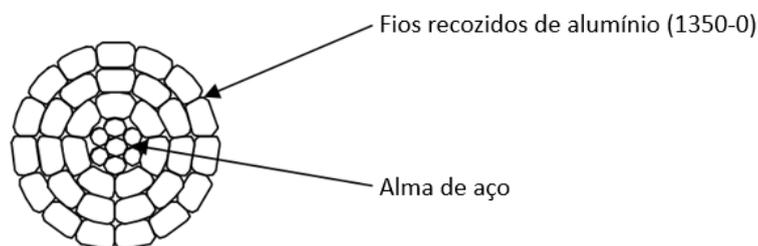


Figura 1.29: Seção transversal do condutor ACSS/TW (CIGRE, 2003) - modificado.

Alguns fabricantes propõem cabos ACSS podendo operar em regime contínuo até 250°C, trata-se do modelo ACSS/MA.

#### **Condutores de Alumínio Reforçado por Compósito (ACCR):**

O cabo ACCR (*Aluminum Conductor Composite Reinforced*) foi projetado para operar em altas temperaturas com flecha reduzida. O núcleo é formado por fibras de óxido de alumínio em matriz de alumínio puro (isto é, um compósito metálico) melhorando tanto a resistência como a condutividade. As camadas externas têm fios de liga de alumínio-zircônio (ZTAL) permitindo a operação desse condutor a 210°C em regime contínuo e 250°C em regime de emergência. As vantagens são baixo peso, baixo coeficiente de dilatação, alta resistência mecânica e condutividade. Outra vantagem é o fato de não ter uma barreira dielétrica entre a alma e a coroa do cabo, ou seja, o transporte da corrente ocorre também por parte do núcleo devido à sua composição em alumínio puro, embora a maioria do transporte seja realizado pela liga termorresistente ZTAL (VERDE, 2016). Porém, o custo atinge até cinco vezes o valor do condutor ACSR.

#### **Condutores de Alumínio Com Alma de Compósito (ACCC):**

O cabo ACCC (*Aluminum Conductor Composite Core*) possui uma alma formada por um compósito de fibras de vidro e carbono em matriz de resina termoendurecível. As camadas externas são de alumínio liga 1350-O com formato trapezoidal (Figura 1.30). Tal formato oferece uma seção transversal mais compacta e com mais alumínio se comparada com cabos convencionais com fios de formato circular. A alta condutividade da liga 1350-

O proporciona um aumento de ampacidade de 100%, comparado com um cabo CAA (SILVA, 2009).



Figura 1.30: Condutor ACCC (ELSEWEDY CABLES, 2019).

O condutor ACCC pode operar em regime contínuo a 180°C e em regime de emergência a 200°C. A alma de compósito tem baixo coeficiente de dilatação linear e uma boa resistência mecânica gerando flechas muito menores que um cabo CAA de mesmo diâmetro. Fluência apenas ocorre a partir de 235°C e se a tração do cabo for maior que 70% da tração de ruptura (SILVA, 2009). Muito semelhante com o cabo ACCR, o ACCC também tem um custo alto.

Finalmente, na Figura 1.31 comparam-se os diferentes cabos citados neste capítulo em termo de temperatura de operação. Os cabos convencionais aparecem em cor cinza e os HTLS em azul.

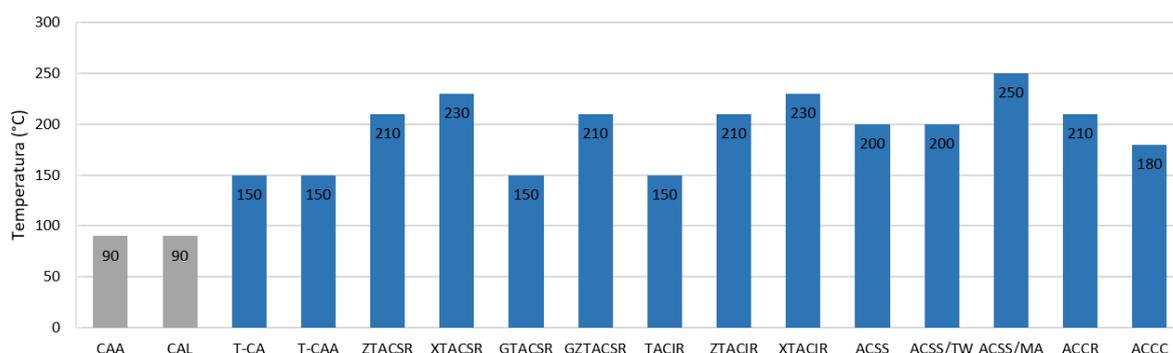


Figura 1.31: Temperatura máxima de operação de condutores.

A seguir, encontram-se exemplos de trabalhos sobre recapacitação com cabos de alta temperatura (>100°C).

Em 1997, uma LT japonesa com condutores convencionais foi trocada por condutores que permitiram atingir uma temperatura de operação de 230°C (OOGI et al., 1997).

Zamora et al. (2001a) estudaram a possibilidade de recapacitação de uma LT 132 kV (Alcira-Gandía, Espanha) com cabo CAA (ACSR) comparando três alternativas de substituição: condutor ACSS, ZTACIR ou GTACSR. O objetivo era aumentar a ampacidade de 70% com o menor aumento de flecha. Os autores concluíram que o condutor GTACSR atendia melhor as exigências do projeto apesar do custo elevado e da complexidade de instalação.

Mais recentemente, um estudo foi realizado para recapacitar a LT Barreiro-BH Bonsucesso, 138 kV. Para substituir o condutor CAA foram analisadas duas tecnologias de cabos de alta temperatura: ZTACIR e GZTACSR. Os autores optaram pelo GZTACSR tendo em conta os fatores técnicos (alta temperatura e baixa flecha) mas também o aspecto econômico (BRAGA et al., 2007).

Para concluir este capítulo sobre recapacitação e cabos HTLS, a Figura 1.32 apresenta por meio de uma árvore de decisão os diferentes métodos possíveis para atender ao aumento da demanda de energia mostrando os métodos de recapacitação mais usados.

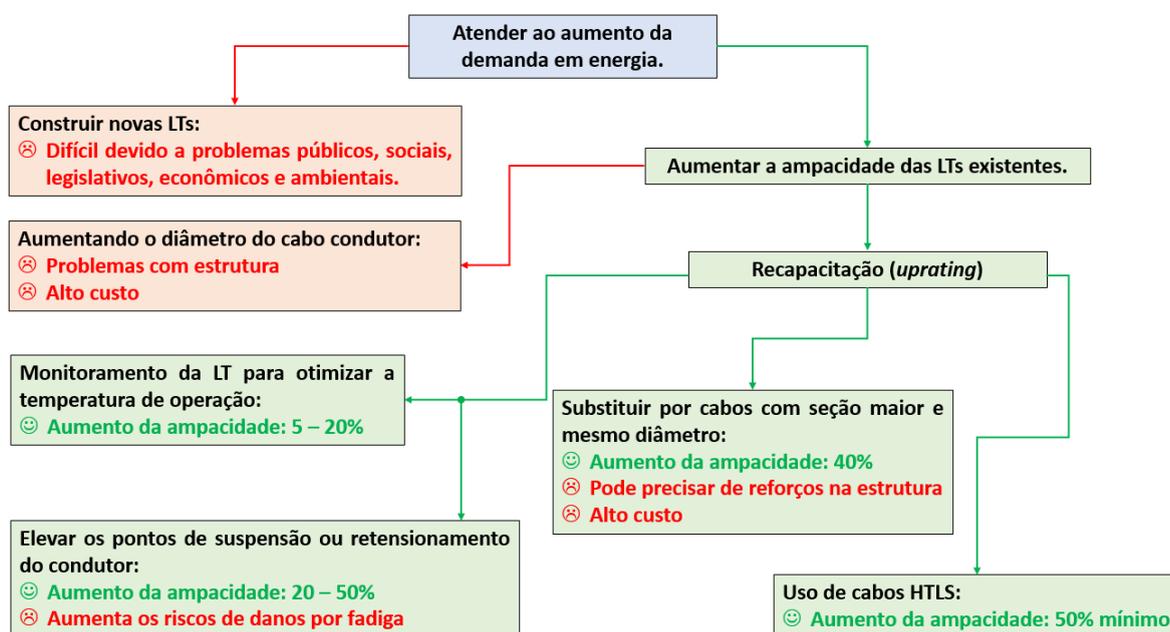


Figura 1.32: Árvore de decisão para atender ao aumento da demanda em energia.

### 1.5.7. Fadiga em condutores em alta temperatura.

Em 2020, ensaios de fadiga em um condutor CAA (Orquid) foram concluídos. Nesse trabalho o conjunto condutor/grampo de suspensão foi aquecido a 75°C (COSTA et al.,

2020). Dos testes realizados a temperatura ambiente e a 75 °C foram geradas as curvas  $S-N$  apresentadas na Figura 1.33. Na temperatura de 75°C os ensaios induziram a redução média de 30% na vida em fadiga do condutor Orquid considerando como critério de falha a ruptura de 10% do número total de fios de alumínio (Figura 1.33b). Assumindo a primeira ruptura do fio de alumínio como critério de falha, a redução na vida útil do condutor foi de apenas 10% (Figura 1.33a). Assim, parece que o dano gerado pela temperatura é influenciado pelo número de fios rompidos e (ou) pelo tempo de exposição do material à temperatura elevada.

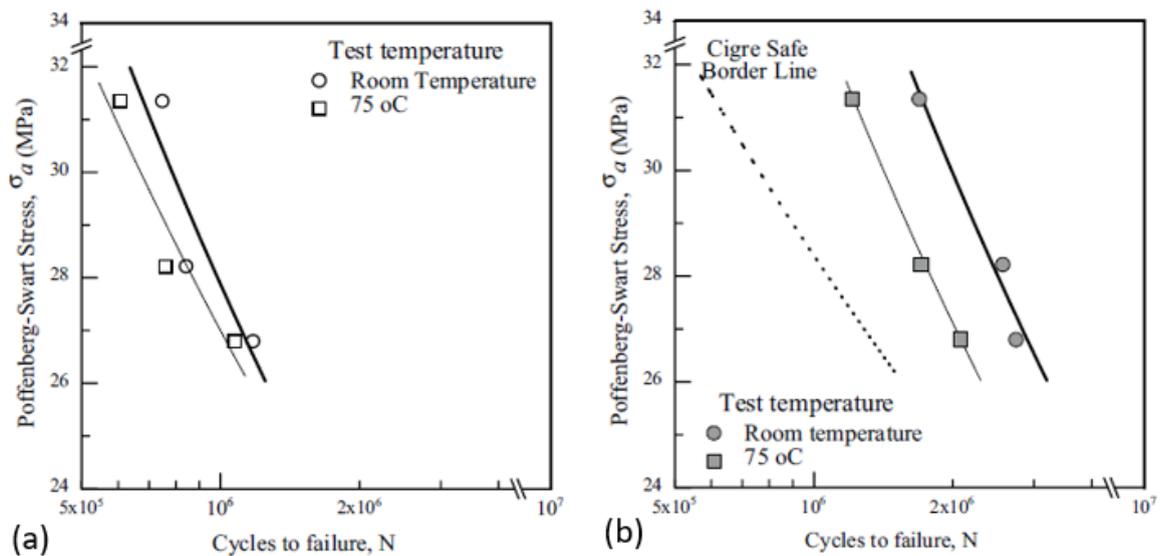


Figura 1.33: Comparação de curvas  $S-N$  - primeira ruptura de fio (a), 4 fios rompidos (b) (COSTA et al., 2020).

Em 2021, foi dirigido um estudo sobre a influência da temperatura na vida útil do cabo condutor de energia CAL 900 de liga de alumínio 6201-T81 (RODRIGUES, 2021; RODRIGUES et al., 2024). Foram realizados ensaios de fadiga em cabo condutor em temperaturas controladas de 75°C e 150°C, ou seja, nesse último caso, acima da temperatura de operação do cabo (90°C conforme fabricante). As curvas  $S-N$  resultantes foram comparadas com ensaios anteriores realizados em temperatura ambiente (20°C) como mostrado na Figura 1.34.

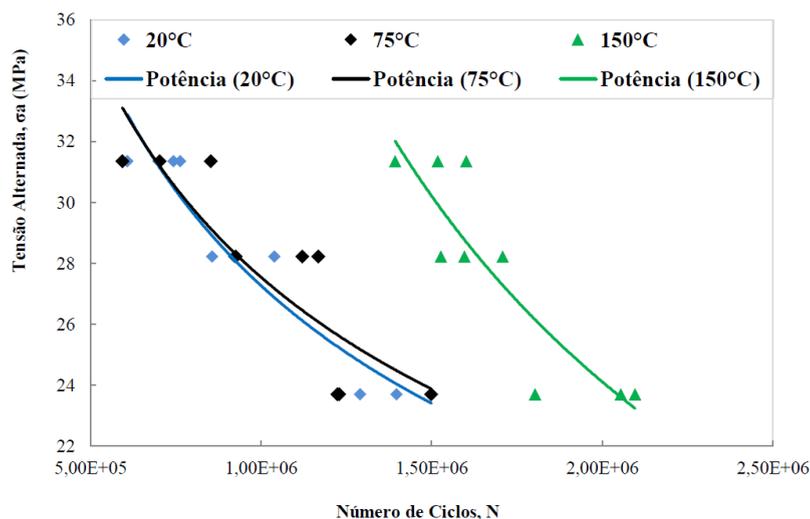


Figura 1.34: Curvas S-N do cabo CAL 900 em temperaturas de 20°C, 75°C e 150°C (RODRIGUES, 2021).

Observou-se que a temperatura de 75°C não influenciou de forma significativa a vida em fadiga do cabo condutor. Já a temperatura de 150°C melhorou o comportamento em fadiga do condutor apresentando uma vida maior em comparação ao ensaio realizado em temperatura ambiente. O envelhecimento artificial que o material sofreu com a temperatura alta o tornou mais duro e conseqüentemente mais resistente à fadiga (RODRIGUES et al., 2024).

### 1.5.8. Fadiga por *fretting* em condutores em alta temperatura.

Como já relatado anteriormente, a demanda crescente em energia elétrica levou os pesquisadores a estudar novas técnicas para aumentar a capacidade de transporte de LTs. Nesse contexto surgiu a recapacitação e o aumento da temperatura de operação dos condutores. A fadiga por *fretting* que já era a principal causa de falha em cabos condutores tem hoje um novo fator possivelmente agravante: a temperatura.

Primeiramente, é necessário acabar com uma ideia falsa. A fadiga por *fretting* não gera altas temperaturas (BERTHIER et al., 1989). Em condições normais de *fretting*, amplitude de deslocamento abaixo de 50  $\mu\text{m}$  e frequência inferior a 100 Hz, a temperatura gerada no contato é insignificante. As condições de temperatura abordada neste estudo foram apenas aquelas devida à transmissão de energia (efeito de Joule).

A presença do pó de alumina ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) em cabos condutores após ensaios de fadiga por *fretting* foi relatada em diversos trabalhos (ZHOU et al., 1994; AZEVEDO e CESCÓN, 2002; AZEVEDO et al., 2009). Durante a oxidação a altas temperaturas, a formação da

camada de óxido em um metal ou uma liga metálica é baseada na seguinte reação (KOFSTAD, 1988 apud GATEAU, 2010):



onde  $M$  é o átomo metálico e  $M_a O_b$  o óxido correspondente. No caso da alumina a reação é:



As moléculas de dioxigênio ( $O_2$ ) se separam e se ligam ao metal por adsorção. Os átomos de oxigênio reagem com o metal formando o óxido que cresce até formar uma camada compacta e aderente. O alumínio, por ser um metal quimicamente muito ativo, desenvolve rapidamente um filme natural isolante de alumina sobre a superfície quando exposto ao oxigênio (MORETO, 2012). As partículas de  $Al_2O_3$  atuam como materiais abrasivos (dureza de aproximadamente 2000 HV), favorecendo a iniciação e propagação de trincas devido ao carregamento cíclico em regime de escorregamento parcial. No regime de escorregamento total, as partículas de  $Al_2O_3$  também são formadas, mas as superfícies de contato são geralmente desgastadas antes que as trincas se propaguem (AZEVEDO et al, 2009).

Observou-se também a presença de óxido de silício  $SiO_2$  no caso de condutores de liga de Alumínio-Magnésio-Silício (AZEVEDO e CESCÓN, 2002). Por ter uma dureza que pode variar entre 6,5 e 7 Mohs (entre 800 e 1400 HV), as partículas de  $SiO_2$  possuem o mesmo papel abrasivo que o óxido de alumínio  $Al_2O_3$ . Elas formam lamínulas cortantes que aceleram o efeito de desgaste.

O efeito da temperatura pode aumentar a quantidade desses óxidos e conseqüentemente alterar as condições de *fretting* ou de escorregamento entre os fios. A redução de vida observada no trabalho de Costa em 2024 pode ser relacionada à forte quantidade de pó observada após os ensaios em temperatura como mostrado na Figura 1.35. Nesse caso é difícil determinar o papel do óxido de alumínio, mas duas hipóteses podem ser avançadas. A primeira é que o aumento de óxido de alumínio tornou as condições de regime de escorregamento parcial mais severas acelerando as propagações de trincas. A segunda

hipótese é que a alumina acelerou o desgaste até alterar a seção dos fios que romperam por falta de resistência.



Figura 1.35: Pó de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> no grampo de suspensão durante e após retirada da amostra (COSTA, 2024).

Sabe-se que a temperatura pode acelerar o processo de corrosão. A corrosão reduz continuamente a resistência à fadiga do material e, se uma carga cíclica está presente, uma trinca acabará por iniciar mesmo com cargas muito leves (SACHS, 2019).

Não foram identificadas nas bases de dados recentes publicações referentes a este tipo de pesquisa, revelando o seu caráter inovador. Existe uma demanda em estudo da fadiga por *fretting* em alta temperatura apenas no setor aeronáutico com foco nas montagens tipo “rabo de andorinha” na raiz de pá de turbinas (LEE e MALL, 2004; MALL et al., 2010 e ALMEIDA et al., 2023).

Com as palavras-chave a seguir: *Fretting-fatigue, wires, overhead conductors, temperature*, foram encontrados 128 artigos publicados nos últimos dez anos. A palavra “*temperature*” se refere apenas a trabalhos a temperatura ambiente. Trocando a palavra “*temperature*” por “*high temperature*” não aparecem mais trabalhos relacionados com cabos condutores.

### 1.5.9. Considerações finais.

Apesar da fadiga em cabos condutores ser um dos principais problemas no projeto de uma linha de transmissão, a pesquisa científica nessa área no Brasil ainda é insipiente.

## 1.6. DESCRIÇÃO DA ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta tese encontra-se estruturada em cinco capítulos, sendo descritos no primeiro capítulo o contexto que justifica o surgimento da proposta, os aspectos técnicos relacionados ao problema em estudo, os objetivos desse trabalho, a justificativa técnica, bem como uma revisão bibliográfica, apontando para as contribuições do trabalho proposto à pesquisa científica nessa área de conhecimento.

O segundo capítulo abrange uma revisão teórica sobre fadiga.

O terceiro capítulo trata das descrições da liga de alumínio 6201-T81 e da liga termorresistente TAL, incluindo um estudo das propriedades mecânicas. O mesmo capítulo apresenta o dispositivo de fadiga por *fretting* e o sistema de aquecimento usado para ensaios em altas temperaturas, assim como a calibração destas temperaturas. Também é descrito o procedimento experimental realizado, desde a transformação dos fios em corpos de prova e sapatas até o planejamento dos ensaios de fadiga por *fretting* em temperaturas altas.

Os testes assim como os resultados estão descritos no capítulo quatro.

No quinto capítulo, são apresentadas as conclusões e propostas para eventuais trabalhos futuros.

Os anexos apresentam informações adicionais sobre a preparação deste trabalho.

## CAPÍTULO 2

### 2. FADIGA - REVISÃO TEÓRICA

#### 2.1. CONCEITO DE FADIGA

Conforme a norma ASTM E1823 (2013), o fenômeno de fadiga pode ser definido como o “processo progressivo e localizado de modificações estruturais permanentes ocorridas em um material submetido a condições que produzam tensões e deformações cíclicas que pode culminar em trincas ou fratura após um certo número de ciclos”. Destacam-se três noções importantes nessa definição que são as palavras chaves “localizado”, “progressivo” e “culminar”:

- Localizado: A fadiga é um problema local, pois depende da geometria, do material e do carregamento no ponto mais solicitado, ou ponto crítico, do componente. Já Stephens e colaboradores (2000) começaram a definição do fenômeno de fadiga em metais com o fato que trincas de fadiga nascem por deformação plástica em regiões localizadas. Independentemente do tamanho da peça, a fadiga vai ocorrer em uma região da ordem do milímetro.
- Progressivo: À medida que a peça sofre esforços cíclicos, o defeito iniciado pelo processo de fadiga tende a crescer.
- Cumulativo: Dano em fadiga é acumulativo e irreversível. Portanto, pode chegar até a ruptura final do componente.

Materiais metálicos submetidos a cargas cíclicas rompem-se em níveis de tensão inferiores ao limite à tração e até mesmo em níveis inferiores ao limite de escoamento do material (DOWLING, 2013). Tais falhas ocorrem após longo período de tensões repetitivas pela iniciação e propagação de trincas, geralmente na direção perpendicular à tensão de tração. A fadiga gera mais análises de falha do que qualquer outro mecanismo como corrosão, desgaste e sobrecarga. Ela é responsável por pelo menos 80% de todas as falhas mecânicas (SACHS, 2019).

Na década de 1850, August Wöhler, motivado pelas falhas em eixos ferroviários, desenvolveu as primeiras metodologias de estudo do comportamento de materiais metálicos submetidos a cargas cíclicas. Wöhler realizou ensaios correlacionando tensões

*versus* número de ciclos até a falha de corpos de prova e apresentou os dados em forma de tabela. O trabalho de Wölher ajudou a melhorar os procedimentos de testes o que aumentou a vida útil dos eixos. Em 1910, O.H. Basquin organizou tais dados em gráficos denominados “Curvas de Wöhler” ou curvas *S-N* (*S-stress* e *N-number of cycles*) usando uma escala logarítmica. A contribuição de Wöhler é inestimável, pois até hoje a abordagem é a mesma e o uso foi até estendido ao campo da fadiga por *fretting*.

A pesquisa em resistência à fadiga permitiu a exploração de diversos materiais e processos, bem como o desenvolvimento de métodos de concepção e de cálculos de novos componentes e estruturas, tendo como objetivos prolongar a vida de componentes sujeitos à fadiga, diminuir custos em material e garantir segurança aos projetos. Apesar disso a fadiga é um fenômeno que precisa ser mais compreendido, pois ainda ocorrem acidentes devido à falha por fadiga.

## **2.2. CARACTERIZAÇÃO DO PROCESSO DE FADIGA**

O processo de trincamento por fadiga resultante da aplicação de cargas alternadas depende essencialmente da amplitude de tensão,  $\sigma_a$ . Ocorre em três etapas básicas: *i*) nucleação da trinca, *ii*) propagação da trinca, ou crescimento macroscópico, *iii*) fratura final.

- **Nucleação ou Iniciação da trinca**

Trincas não perceptível ao olho nu surgem no material. Iniciam-se em inclusões, fronteiras de grãos e defeitos internos (Figura 2.1a). A iniciação das trincas causada por  $\sigma_a$  gera a movimentação cíclica de discordâncias e esse fenômeno forma bandas de deslizamento. A carga cíclica faz com que as bandas de deslizamento se movam para dentro ou fora da superfície. Isso gera extrusões e intrusões na superfície da peça (Figura 2.1c) que atuam como concentradores de tensão (PYTTEL et al., 2011). Estes concentradores de tensão se convertem em iniciadores de trincas que se propagam devido as tensões cíclicas atuando no componente (DOWLING, 2013). A maioria das falhas por fadiga começa em discontinuidades locais onde existe plasticidade local. A nucleação e o crescimento da trinca são então governados pela plasticidade local na ponta da trinca (STEPHENS et al., 2000).

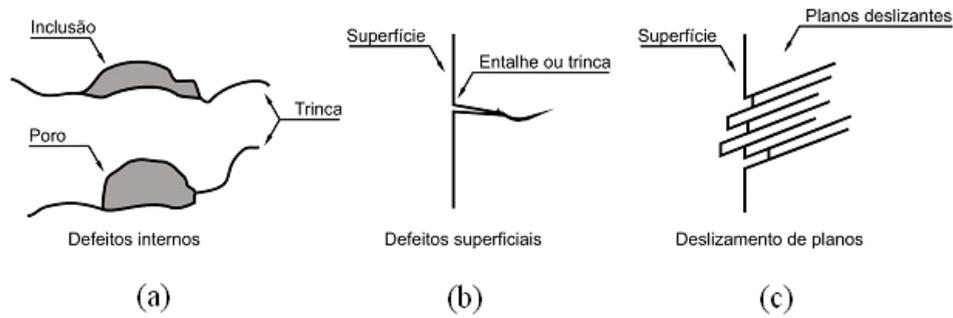


Figura 2.1: Nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos (GARCIA et al., 2000).

- **Propagação**

Depois da nucleação, vem o processo de propagação, no qual a trinca avança lentamente com o número de ciclos. Em materiais policristalinos, essa propagação ocorre ao longo dos planos cristalográficos onde a tensão de cisalhamento é máxima. Esse processo é denominado de estágio de Propagação I (Escorregamento cíclico). As trincas são curtas e se estendem a apenas alguns grãos, o que forma uma superfície de fadiga com aparência quase plana (Figura 2.2).

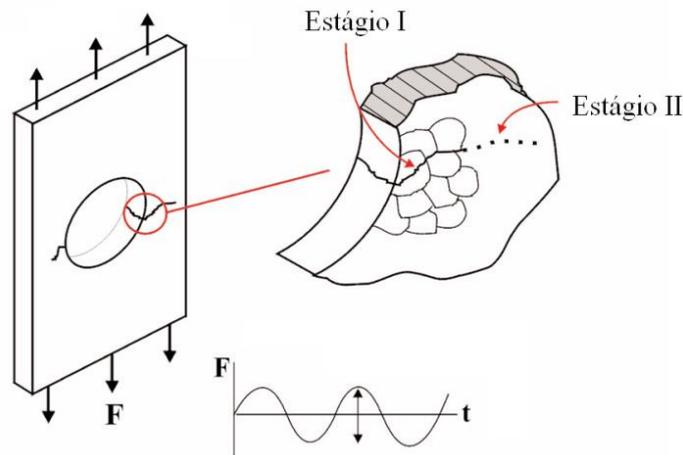


Figura 2.2: Mecanismo de crescimento de trinca (FADEL, 2010).

O estágio de Propagação II se inicia quando o fator de intensidade de tensão atinge um valor crítico. Há uma mudança na direção de propagação da trinca para uma direção perpendicular à carga aplicada (SACHS, 2019). A trinca cresce mais rapidamente e é considerada longa. A superfície de fratura formada pode ser caracterizada por dois tipos de imagens: marcas de praias e estrias. A Figura 2.3 ilustra o processo de propagação da trinca por fadiga de forma mais detalhada. Observa-se primeiro que a concentração de tensão (tração nesse exemplo) na ponta da trinca facilita o deslizamento de planos de 45° com a direção da trinca. Logo depois, a ponta da trinca se curva com a aplicação da tração para em

seguida ser comprimida na fase de compressão formando novamente uma ponta aguda. Com o processo se repetindo a cada ciclo a trinca avança do comprimento de  $\Delta a$ . Cada abertura e fechamento da ponta da trinca deixa as famosas marcas de praia citadas acima.

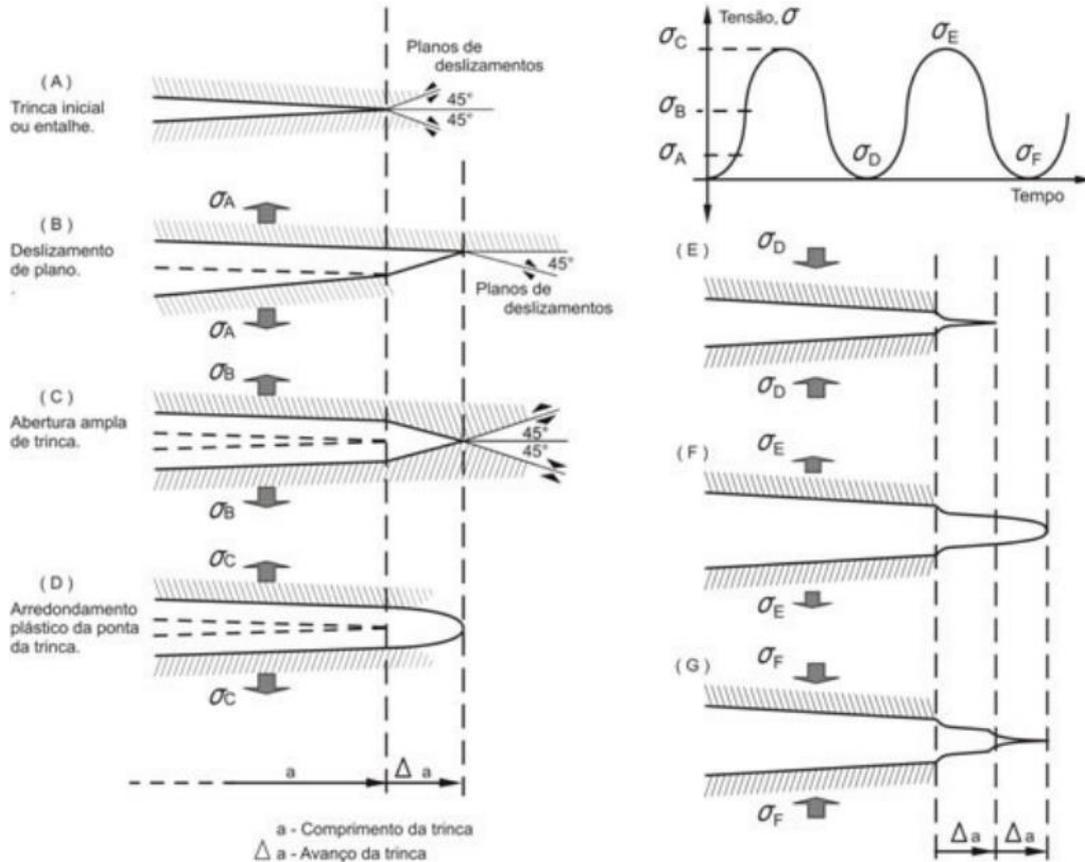


Figura 2.3: Processo de avanço de trinca por fadiga (GARCIA, 2000 - modificado).

- **Fratura final**

Quando a trinca atingir um tamanho crítico, ocorre uma falha final por fratura. Essa falha pode ocorrer de forma dúctil, quando envolve grandes deformações ou frágil (com deformações muito pequenas). Depende do tipo de material, dimensões e condições de carregamento. A fratura por clivagem ocorre em materiais frágeis por separação de planos cristalinos com pouca deformação enquanto materiais dúcteis apresentam *dimples* (coalescimento de microcavidades). *Dimples* são associados à deformação plástica. As tensões na frente da trinca geram microvazios que atuam como concentradores de tensões. Por fim, estes microvazios crescem com a deformação e coalescem, e isso forma alvéolos característicos (Figura 2.4). Existe outro tipo de fratura associada à materiais frágeis, trata-se da fratura intergranular. Nesse caso, a fratura ocorre ao longo dos contornos dos grãos

(grãos grosseiros ou fragilizados). A presença de fratura intergranular indica um problema de material.

A superfície de fratura final é normalmente rugosa e irregular (Figura 2.5).

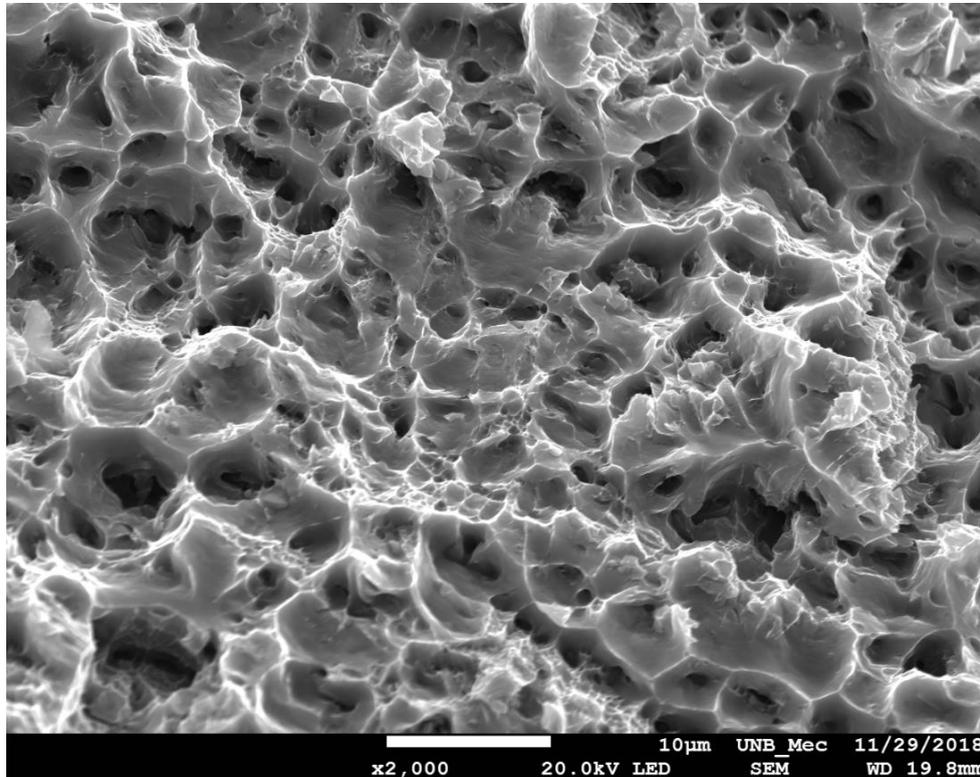


Figura 2.4: *Dimples* observados em fios de liga 6201-T81 de cabo condutor.

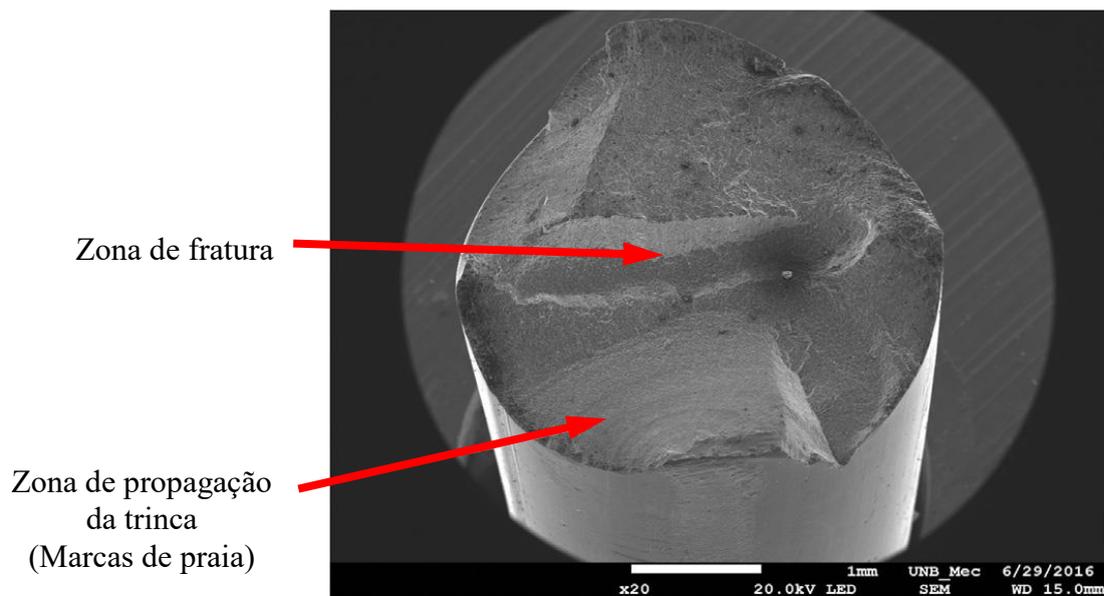


Figura 2.5: Imagem (MEV) de fio após falha por ruptura (KALOMBO et al., 2016).

### 2.3. ANÁLISE DE SUPERFÍCIE DE FRATURA

Como mostrado na Figura 2.5, o processo de falha resulta em uma superfície de fratura típica que sendo corretamente analisada permite provar que a falha foi gerada por fadiga. A primeira observação, em nível macrográfico, é que a superfície de fratura possui três zonas distintas: Iniciação da trinca, zona de propagação e zona de fratura final.

Na região de propagação da trinca e de fratura podem ser observados alguns padrões de imagens como as marcas de progressão descritas a seguir. Elas dizem como a trinca cresceu e são uma ferramenta muito valiosa para entender o que aconteceu durante a vida de fadiga:

- **Marcas de praia (*beach marks*)**

As marcas de praia são linhas curvas e aproximadamente concêntricas em relação à origem da trinca. Tais marcas permitem identificar o ponto de início do processo de fratura. Podem ser observadas a olho nu ou com microscópio óptico ou eletrônico com pequeno aumento, pois elas possuem dimensões macroscópicas. Uma marca de praia corresponde a um período de tempo durante o qual a trinca evoluiu devido a variação no estado de tensões. Na literatura, marcas de praia podem ser chamadas de marcas de concha, marcas de parada ou anéis de crescimento.

- **Marcas de rio**

As marcas de rio encontram-se na zona de fratura e se parecem com rios que correm do ponto de nucleação da trinca para o corpo do componente. Decorrem de trincas que crescem em planos cristalográficos paralelos. Os planos se juntam e formam degraus.

- **Marcas de sargento ou de divisas (*chevron marks*)**

As marcas de sargento apresentam-se em forma de “V” ou de “setas” na superfície da fratura. Tais setas apontam para o local de iniciação da trinca. Marcas de sargento são características de fratura frágil e são geradas pela diferença entre os estados de tensão ao longo do cominho da trinca. Perto da superfície, a trinca se propaga em um campo de tensão plano, contudo quando atinge o meio da espessura a frente da trinca encontra condições de deformação plana o que dificulta a indução de deformação plástica. O crescimento da trinca acelera.

- **Marcas de catraca (*ratchet marks*)**

Marcas de catraca são formadas por fraturas iniciadas na superfície da peça em dois planos paralelos espaçados. Ao longo do carregamento as trincas se unem formando um perfil em formato de degrau ou catraca (Figura 2.6).

A presença de muitas marcas de catraca é uma indicação de altas concentrações de tensão (SACHS, 2019). No caso mostrado na Figura 2.6, as marcas dos parafusos de fixação são os concentradores de tensão que causaram o início das fraturas. A direção do crescimento da marca da catraca é importante. Quando duas marcas de catraca adjacentes crescem em direções diferentes, a origem primária está entre elas.

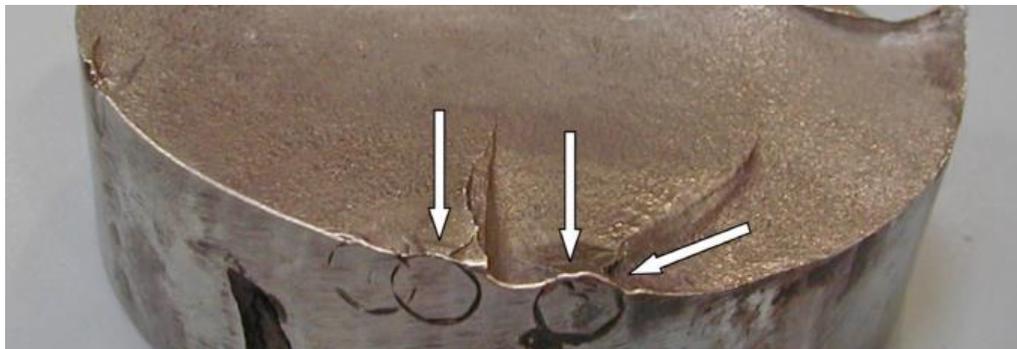


Figura 2.6: Marcas de catracas (SACHS, 2019).

- **Estrias**

A presença de estrias é a prova incontestável de que o processo de falha foi fadiga. Infelizmente, nem sempre são presentes ou preservadas na superfície da fratura, pois o processo de carregamento pode apagá-las por fricção ou batidas. As estrias apresentam uma aparência similar às marcas de praia. São observáveis com grandes aumentos, o que necessita uma ampliação microscópica entre 1000x e 50000x (Figura 2.7). Uma marca de praia pode conter milhares de estrias. Ocorrem durante o estágio II da propagação da trinca onde a evolução é controlada por  $\sigma_a$ . A ponta da trinca é extremamente aguda e a cada esforço de tração ela se deforma plasticamente e desponta levemente em uma escala microscópica. A fratura avança criando uma estria. É importante ressaltar que se a presença de marcas de praia e estrias confirma que a causa de falha foi por fadiga, a ausência dessas marcas não descarta a fadiga como responsável da falha.

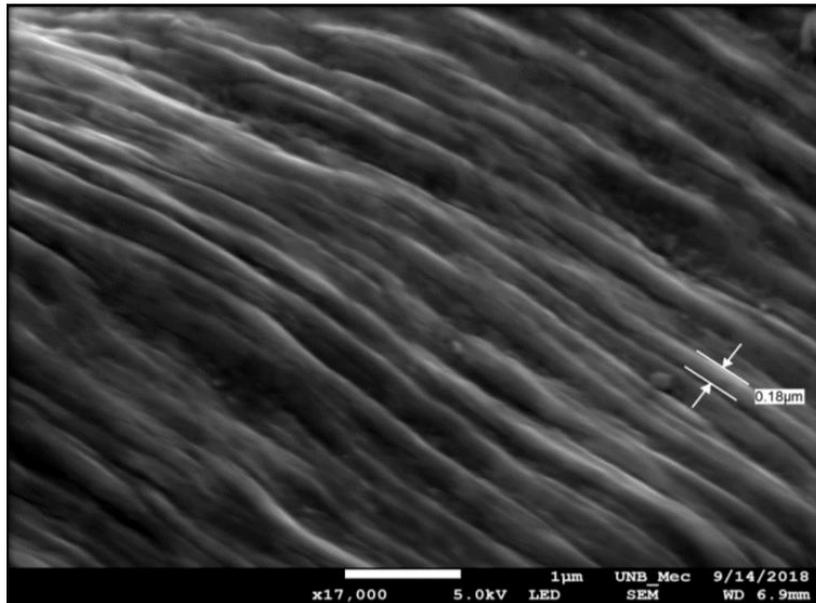


Figura 2.7: Fotomicrografia de estrias com ampliação de 17000x (DINIZ, 2018).

## 2.4. DEFINIÇÕES FUNDAMENTAIS E CLASSIFICAÇÃO

Como descrito acima, a fadiga é uma forma de falha que surge em estruturas ou montagens sujeitas a tensões dinâmicas e oscilantes. Tais tensões cíclicas podem ser de natureza axial (tração-compressão), de flexão (dobramento) ou de torção (carga rotativa).

Podem-se classificar os tipos de ciclos de tensão em duas categorias:

- Ciclos com amplitude de tensão constante: Há uma dependência regular e senoidal com o tempo. A amplitude é simétrica em torno de um nível médio de tensão, podendo ser zero como no exemplo da Figura 2.8. Os ciclos alternam entre tensão máxima de tração ( $\sigma_{m\acute{a}x}$ ) e tensão mínima de compressão ( $\sigma_{m\acute{i}n}$ ) de igual amplitude, respectivamente, picos e vales. São conhecidos como ciclo de tensões alternadas e repetidas (Figuras 2.8 e 2.9).

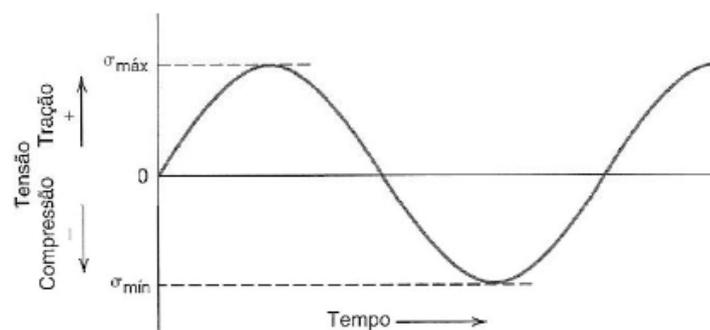
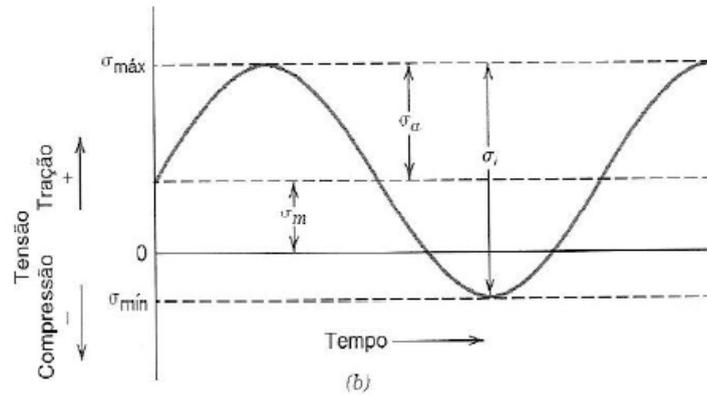


Figura 2.8: Ciclo de tensões alternadas (CALLISTER, 2015).



$\sigma_m$  – tensão média  
 $\sigma_i$  – intervalo de tensões  
 $\sigma_a$  – amplitude da tensão

Figura 2.9: Ciclo de tensões repetidas (CALLISTER, 2015).

- Ciclos de tensões aleatórias: O nível de tensão varia aleatoriamente em amplitude e frequência (Figura 2.10).

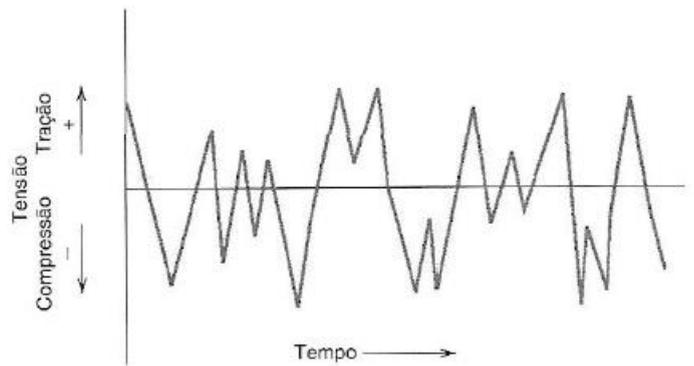


Figura 2.10: Ciclo de tensões aleatórias (CALLISTER, 2015).

Das figuras acima, notam-se parâmetros que precisam ser definidos. Entre eles,  $\sigma_{máx}$  e  $\sigma_{mín}$ , que determinam respectivamente qual é a tensão máxima e mínima que o material estará submetido durante o experimento. A partir destes dois parâmetros, podem ser calculadas a tensão média ( $\sigma_m$ ) e a amplitude de tensão ou tensão alternada ( $\sigma_a$ ).

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{máx} + \sigma_{mín}}{2} \quad (2.1)$$

$$\sigma_a = \sigma_{máx} = \sigma_m = \frac{\sigma_{máx} - \sigma_{mín}}{2} \quad (2.2)$$

O intervalo de tensão,  $\Delta\sigma$ , é duas vezes a amplitude da tensão. Portanto tem-se:

$$\Delta\sigma = 2\sigma_a = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} \quad (2.3)$$

A tens\~ao m\~edia ( $\sigma_m$ ) \~e normalmente quantificada pela raz\~ao de tens\~ao,  $R$ , a qual \~e descrita pela rela\~ao:

$$R = \frac{\sigma_{m\acute{i}n}}{\sigma_{m\acute{a}x}} \quad (2.4)$$

Por isso, para um ciclo alternado de tens\~oes, onde os valores absolutos da tens\~ao m\~axima e m\~inima s\~ao sim\~etricos, tem-se que  $R = -1$ , e no repetido,  $R = 0$ .

## 2.5. M\~ETODOS DE PREVIS\~AO DA VIDA EM FADIGA

A fadiga \~e um fen\~omeno complexo influenciado por diversos fatores. Por isso existem diferentes abordagens usadas na concep\~ao de componentes mec\~anicos contra falha por fadiga. Os principais m\~etodos utilizados para garantir que n\~ao haja falha em equipamentos (vida segura) ou para acompanhar o dano causado pela fadiga com o objetivo de n\~ao ocorrer falha (falha segura) s\~ao descritos a seguir:

### 2.5.1. M\~etodo da Tens\~ao - Vida (S-N)

Trata-se de um m\~etodo simples de aplica\~ao, pois utiliza apenas valores de tens\~oes nos pontos mais cr\~iticos do componente para calcular sua vida em fadiga (n\~umero  $N_f$  de ciclos necess\~arios para causar a falha). A representa\~ao gr\~afica que correlaciona os dados de amplitude de tens\~ao com o n\~umero de ciclos at\~e falha \~e chamada de curva S-N (Figura 2.11).

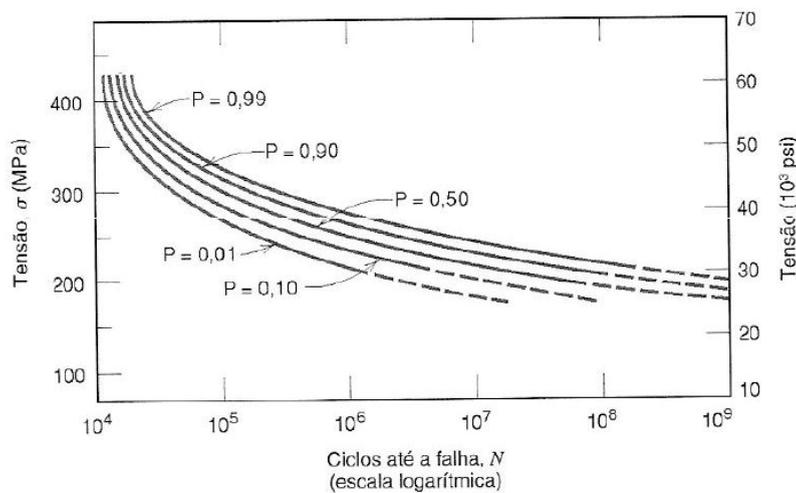


Figura 2.11: Exemplo de curvas S-N (DOWLING, 2013).

A abordagem Tensão-Vida é aplicável somente em caso de vida em fadiga de alto ciclo (vida em fadiga superior a  $10^5$  ciclos) quando há ausência de plasticidade macroscópica. Os níveis de tensão são baixos e produzem basicamente deformações elásticas. O método *S-N* se aplica perfeitamente para a fadiga em cabos condutores. O projeto, operação e manutenção seguros de condutores aéreos contra fadiga por *fretting* têm sido tradicionalmente realizados usando dados de teste de Tensão-Vida (*S-N*).

### **2.5.2. Método da Deformação - Vida ( $\epsilon-N$ )**

Diferente do método Tensão-Vida, o método Deformação-Vida considera as deformações plásticas dos pontos críticos, portanto é aplicado em análise de processos de vida em fadiga dominados pela deformação plástica. A análise é desenvolvida pela combinação da deformação e número de ciclos. Só a curva  $\epsilon-N$  pode indicar se o material está no domínio plástico ou elástico. O método é muito usado em baixo ciclos e com corpos de provas entalhados onde é mais fácil determinar a deformação que a tensão. Fala-se de fadiga de baixo ciclos, conceito defendido por Coffin e Manson em 1954.

O método da Deformação-Vida é difícil de ser aplicado na concepção de componentes mecânicos. Mesmo com o auxílio do método de elementos finitos é difícil avaliar o nível de deformação nos pontos mais críticos do componente analisado.

### **2.5.3. Método da Mecânica de Fratura Elástica Linear (LEFM)**

Baseado na teoria de mecânica da fratura, esse método consiste em um acompanhamento do tamanho de trincas conforme ao nível de tensão aplicado no componente. Uma trinca já está presente e foi detectada. A partir deste dado o método LEFM prevê seu crescimento em relação à intensidade da tensão. Essa abordagem é mais adequada para grandes estruturas, como em asas e fuselagem de avião que precisam de inspeções periódicas.

Nesse estudo, será adotado o método da Tensão-Vida, dado que as falhas por fadiga em cabos condutores ocorrem em alto ciclo.

## **2.6. FADIGA POR *FRETTING***

No caso de cabos condutores a excitação eólica gera um movimento de flexão alternada do cabo que pode levar a falha por fadiga. Outro fenômeno envolvido no processo de falha é o *fretting*. Esse fenômeno mecânico ocorre quando duas superfícies em contato estão sujeitas a cargas oscilatórias. Isso gera zonas de microdeslizamento onde as duas superfícies

deslizam entre si. Para que haja fadiga por *fretting* é necessário ter a presença de três tipos de carga: a carga normal de contato  $P$ , a carga cisalhante  $Q(t)$  e a carga remota de fadiga  $B(t)$ . Dois fenômenos podem surgir com os fios de alumínio:

- Desgaste por *fretting*: Desgaste das superfícies em contato. Ocorre quando o deslocamento relativo atinge um valor crítico no qual o desgaste supera a fadiga, lixando e removendo as trincas prematuramente;
- Fadiga por *fretting*: Ocorre abaixo do deslocamento crítico. Surgem inícios de trincas nas regiões de contato reduzindo a resistência à fadiga do fio. Tem-se escorregamento parcial.

A fadiga por *fretting* é um problema mecânico altamente complexo e difícil de compreensão, pois diversos aspectos estão envolvidos como mecânica da fadiga, mecânica do contato, mecânica da fratura, tribologia e ciência dos materiais. A corrosão é ainda outro aspecto envolvido no processo de fadiga por *fretting* (DOWLING, 2013).

Como já ressaltado, a fadiga por *fretting* é caracterizada pela presença de uma carga de fadiga e de cargas de contato. No caso de cabos de transmissão o contato ocorre entre os fios de camadas vizinhas o que pode ser ilustrado pelo contato entre dois cilindros como mostrado na Figura 2.12. Diversos trabalhos científicos (CRUZADO et al., 2010, 2011 e 2012) tentam reproduzir este modelo de contato de forma experimental ou por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF). Observa-se a presença de uma carga radial  $P$  que comprime os cilindros entre si tendo um dos cilindros submetido a uma carga axial cíclica  $Q$ . O atrito provocado pelo efeito das cargas  $P$  e  $Q$  associadas gera na zona de contato uma marca de forma elíptica.

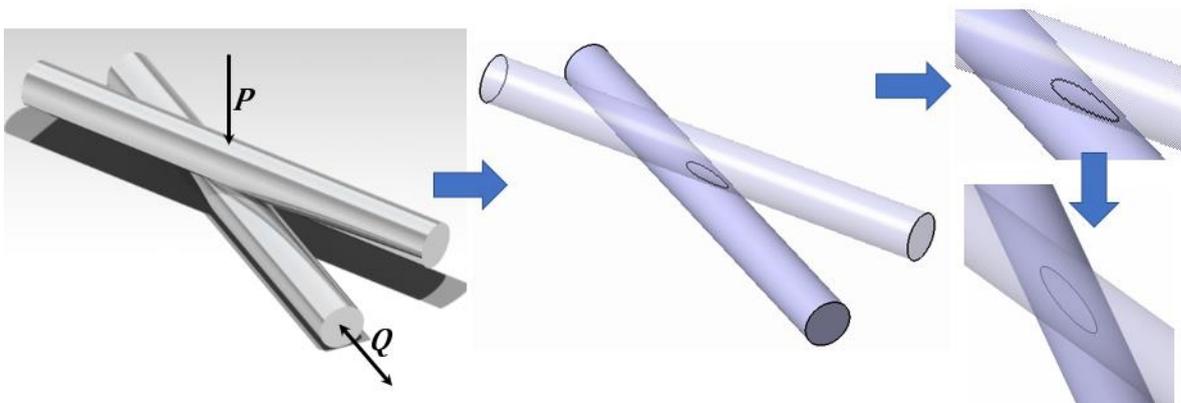


Figura 2.12: Esquema de contato entre dois fios.

As superfícies em contato geram gradientes elevados de tensão na região do contato. Esses gradientes combinados com o atrito provocam danos superficiais. Nowell (1994) explica que essa combinação acelera o processo nucleação e crescimento de trincas.

Dentro da zona de contato, Nowell (1994) distingue duas regiões distintas conforme apresentado na Figura 2.13. A primeira região é a zona de adesão (*Stick zone*) delimitada pelo intervalo  $[-c, c]$ . Os intervalos  $[-a, -c]$  e  $[c, a]$  delimitam a zona de escorregamento (*Slip zone*). Essas duas regiões dependem das cargas  $P$  e  $Q$ .

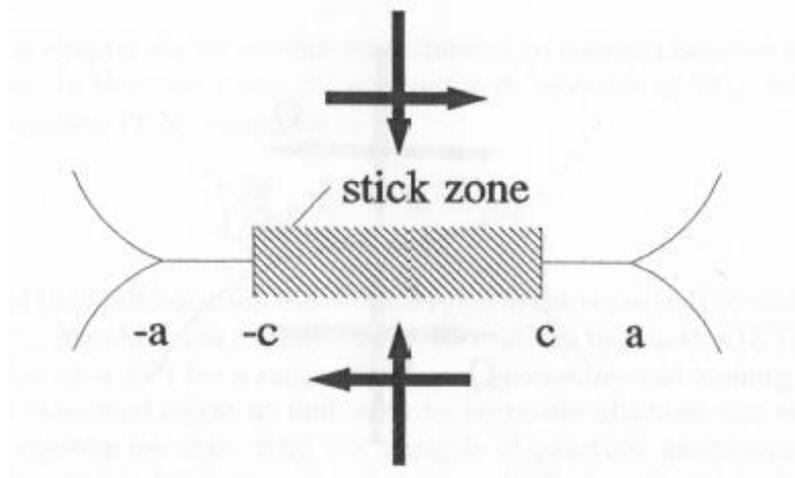


Figura 2.13: Zonas de adesão e escorregamento para contato entre cilindros em regime de escorregamento parcial (HILLS e NOWELL, 1994).

Dentro dessa configuração de zonas, três regimes de *fretting* são definidos:

- Regime de Escorregamento Parcial (*Partial Slip Regime*) qual dano principal é o surgimento de trincas. Trata-se do regime estudado nesse trabalho;
- Regime de Escorregamento Total (*Gross Slip Regime*), o dano principal é o desgaste;
- Regime Misto de *Fretting* (*Mixed Fretting Regime*) com o dano mais severo, pois há uma transição entre regime de escorregamento total e parcial provocando uma competição entre desgaste e trincas.

No trabalho de Zhou e colaboradores em 1996 sobre fadiga por *fretting* em cabos condutores, três regimes de *fretting* foram observados:

- Regime de Adesão (*Sticking Regime*): Ocorre em geral em contato fio-grampo e fio-fio onde a carga radial  $P$  é maior, ou seja, nas regiões que ficam presas dentro

do grampo de suspensão. Observa-se microdeslizamento nas margens da marca de contato (Figura 2.14a). Podem aparecer trincas, mas apenas após número de ciclos entre 1 e 10 milhões.

- Regime de Escorregamento (*Slip Regime*): Essas zonas aparecem fora da região de aperto do grampo onde a carga radial  $P$  é menor e a amplitude de oscilação do cabo maior. O desgaste é maior e o tamanho da marca aumenta com o número de ciclos (Figura 2.14b). O desgaste é tal que não é possível ter nucleação de trincas.
- Regime Misto de *Fretting* (*Mixed Fretting Regime*): Trata-se de um regime intermediário entre os dois anteriormente descritos. Observa-se na zona do Último Ponto de Contato do grampo (Figura 1.8). Os ensaios mostraram que essas marcas são as mais críticas em termo de início de trincas (Figura 2.14c). Podem aparecer trincas de pequeno tamanho após um número baixo de ciclos.

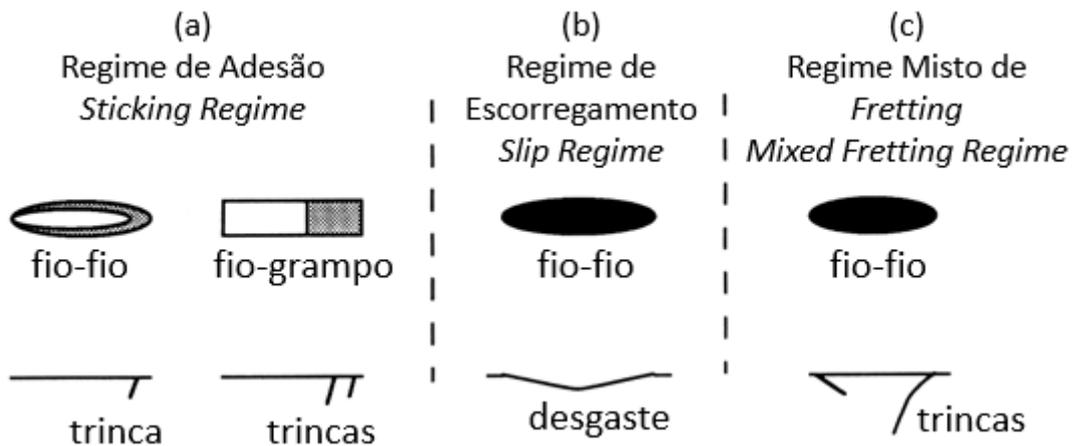


Figura 2.14: Regimes de *fretting* e trincas associadas (ZHOU et al., 1995).

As marcas de *fretting* em fios de cabo condutores ocorrem em três etapas: A pré-carga de tração (EDS), a carga de aperto gerada pelo grampo de suspensão e finalmente a carga cíclica devido a vibração eólica.

Como já mencionado, a fadiga por *fretting* envolve diversos aspectos da engenharia mecânica, entretanto as teorias principais ligadas a esse fenômeno são as da mecânica do contato sendo as de Hertz, Mindlin e Muskhelishvili. Os três tipos de cargas que geram fadiga por *fretting*, ou seja, carga normal  $P$ , carga tangencial  $Q$  e carga remota de fadiga  $B$ , são relacionadas a essas teorias. A seguir serão descritas as teorias e equações que regem cada uma dessas cargas.

- **Carga normal de contato  $P$**

A Figura 2.15 apresenta uma configuração adotada em ensaios de fadiga por *fretting* por pesquisadores como Nowell em 1988 e Araújo em 2000. Em 1882, os resultados de Hertz preveem que devido à força normal estática entre dois cilindros, uma distribuição de pressão elíptica é gerada. Tal distribuição de pressão é aplicada na direção  $x$  e é mostrada na equação 2.5. É relevante ressaltar que o raio do cilindro ( $R$ ) e o carregamento normal por unidade de comprimento ( $P$ ) foram definidos considerando cada corpo em contato como um semiplano elástico.

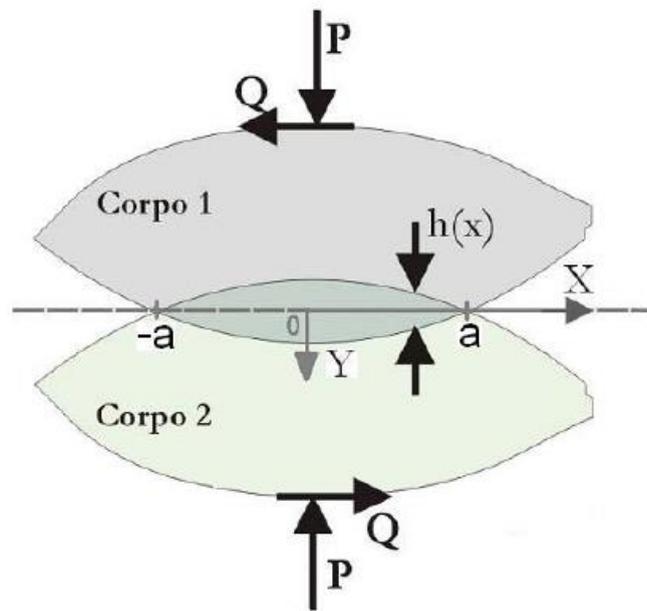


Figura 2.15: Contato entre dois corpos elasticamente deformáveis submetidos à força normal,  $P$ , e tangencial,  $Q$  (MARTINS, 2008).

$$p(x) = -p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}, \quad (2.5)$$

onde  $p_0$  é o valor máximo da pressão no contato em condição de equilíbrio

$$p_0 = \frac{2P}{\pi a}, \quad (2.6)$$

$a$  é a metade do comprimento do contato

$$a = \sqrt{\frac{4PR_{eq}}{\pi E^*}}, \quad (2.7)$$

$R_{eq}$  (Raio equivalente) e  $E^*$  são definidos pelas equações:

$$R_{eq} = \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^{-1} \quad (2.8)$$

$$E^* = \left( \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right) \quad (2.9)$$

Finalmente,  $E$  é o módulo de elasticidade e  $\nu$  é o coeficiente de Poisson. Os subscritos 1 e 2 referem-se aos corpos 1 e 2 da Figura 2.15.

- **Carga tangencial  $Q$**

Ao aplicar uma carga tangencial  $Q$  aparecem tensões cisalhantes na superfície dos corpos em contato como mostrado por Cattaneo em 1938 e Mindlin em 1949. No caso de fadiga por *fretting*, a carga cisalhante aplicada é menor que o limite para escorregamento total. Tem-se um regime de escorregamento parcial delimitado por duas regiões distintas dentro da zona de contato (Figura 2.16). A zona de adesão encontra-se na região central no intervalo  $[-c, c]$ , onde não ocorre movimento relativo entre os pontos em contato. A outra região, chamada de zona de escorregamento, encontra-se entres os intervalos simétricos  $[-a, -c]$  e  $[c, a]$ , ou seja, nas extremidades da zona de contato.

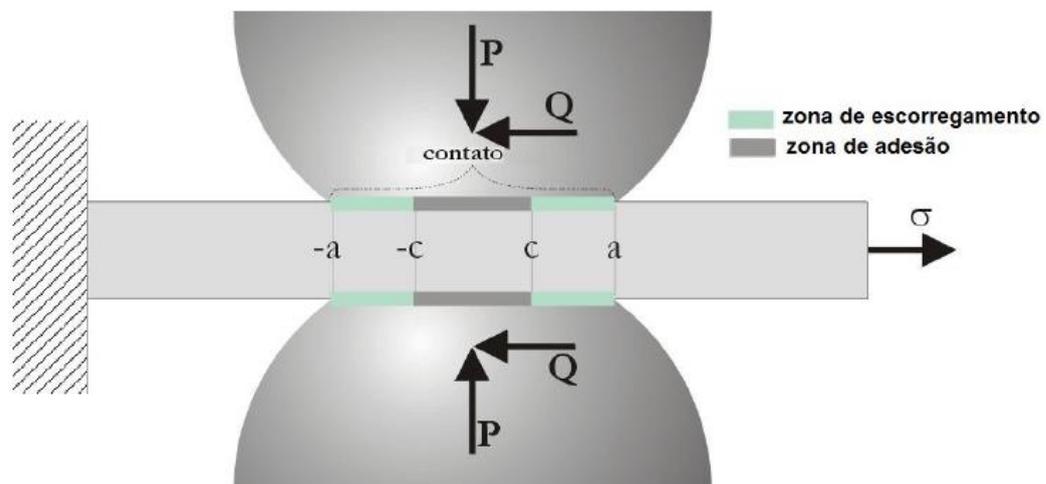


Figura 2.16: Regiões de escorregamento e de adesão para o contato entre cilindros em regime de escorregamento parcial (MENDES, 2006).

A distribuição de tensões cisalhantes  $q(x)$  é modelada como uma solução do escorregamento total perturbada por  $q'(x)$ :

$$q(x) = f \cdot p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} - q'(x) \quad (2.10)$$

Onde  $f$  é o coeficiente de atrito.

A perturbação  $q'(x)$  é definida por:

$$q'(x) = f \cdot p_0 \frac{c}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c}\right)^2} \quad (2.11)$$

Na zona de escorregamento  $q'(x) = 0$ . O tamanho da zona de adesão,  $c$ , é encontrado ao se resolver a condição de equilíbrio tangencial, obtendo:

$$\frac{c}{a} = \sqrt{1 - \left(\frac{Q_{\max}}{f \cdot P}\right)} \quad (2.12)$$

A Figura 2.17 mostra a distribuição de pressão e das tensões cisalhantes no contato para uma faixa de valores de forças tangenciais. Pode-se notar que na zona de adesão central as tensões de cisalhamento são reduzidas devido a perturbação na solução.

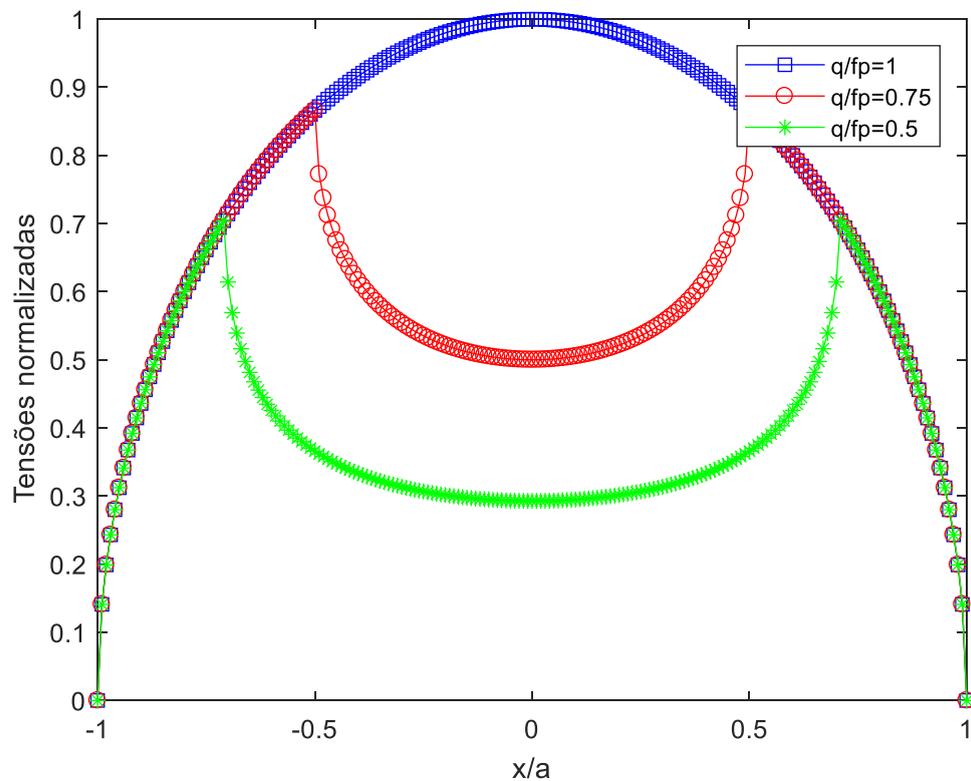


Figura 2.17: Perfil da distribuição de pressão e tensão cisalhante para três configurações de carregamento.

As expressões desenvolvidas para a distribuição de tensão cisalhante se aplicam apenas quando a força tangencial está no valor máximo de carregamento. Para observar os outros instantes do ciclo de *fretting* é preciso analisar o que acontece no carregamento reverso. A seguir será apresentado um método resumido para resolver esse tal problema. Um método mais detalhado pode ser encontrado no estudo de Hills e Nowell (1994).

No *fretting*, a presença de uma força tangencial suficientemente grande induz escorregamento entre as partes em contato, dando origem a uma distribuição de tensão cisalhante,  $q(x)$ . Esta distribuição está inter-relacionada com o fator de atrito,  $f$ , e a distribuição de tensão normal,  $p(x)$ , conforme ilustrado abaixo:

$$|q(x)| = -f \cdot p(x) \quad (2.13)$$

Para os casos de fadiga por *fretting*, respeita-se a condição de regime de escorregamento parcial, isto é, o princípio de Coulomb (2.14) apresentado anteriormente por Amonton (1699). Este último descobriu as propriedades elementares do problema de contato e formulou as leis empíricas do atrito que são (i) a força de atrito é diretamente proporcional à carga aplicada, (ii) a força de atrito é independente da área aparente do contato, (iii) o atrito cinético é independente da velocidade de escorregamento (confirmada posteriormente por Coulomb).

$$Q = -f \cdot P \quad (2.14)$$

Se a condição imposta pela equação (2.14) for respeitada, a área de contato terá duas regiões distintas, uma para adesão e outra para escorregamento. Como o próprio nome sugere, a zona de escorregamento é governada pela relação (2.13), portanto, as partículas experimentam um movimento tangencial relativo limitado pelo coeficiente de atrito  $f$ . Na zona de adesão esse movimento entre as partículas não ocorre, portanto, nesta região, a tensão de cisalhamento deve respeitar a condição de deslizamento parcial imposta pela equação (2.15). Quando a força tangencial aplicada entre as partes é superior a  $f \cdot P$ , o contato passa no que é chamado de regime de escorregamento total, ou seja, desgaste por *fretting*, onde a formação de trincas é limitada devido ao severo dano superficial por desgaste.

$$|q(x)| < -f \cdot p(x) \quad (2.15)$$

A Figura 2.18 apresenta a variação da carga cisalhante  $Q$  com o tempo  $t$ . O carregamento cisalhante parte do zero e atinge seu valor máximo no ponto A. No entanto, do ponto A para o ponto B inicia-se o descarregamento. O deslocamento relativo muda de sinal e provoca uma violação da Eq. 2.16 que é válida durante o carregamento.

$$\text{sgn}(q(x)) = -\text{sgn}\left(\frac{\partial g}{\partial t}\right) \quad (2.16)$$

$\frac{\partial g}{\partial t}$  é a taxa de deslocamento na direção  $x$ .

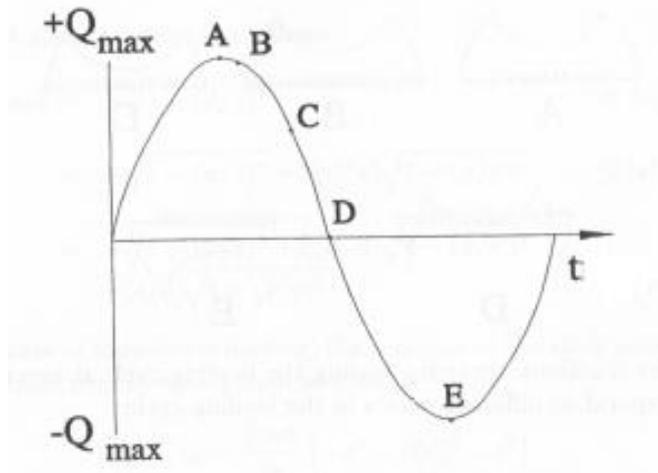


Figura 2.18: Distribuição de carga tangencial  $Q$  ao longo do tempo (HILLS e NOWELL, 1994).

Continuando o descarregamento até o ponto C da Figura 2.18 nota-se que nessa nova zona de escorregamento ( $c' \leq |x| < a$ ), as tensões cisalhantes superficiais mudam de  $fp(x)\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}$  para  $-fp(x)\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}$ . Da mesma forma, é possível concluir que dentro da zona de adesão, a tensão superficial necessária para prever o escorregamento será:

$$q''(x) = 2fp_0 \frac{c'}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{c'}\right)^2} \quad (2.17)$$

O fator de 2, na Eq. 2.17, é necessário pois este termo corretivo cancela os deslocamentos relativos ocorridos quando a tensão cisalhante superficial muda de  $2fp(x)\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}$  ao invés de  $fp(x)\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}$  durante a fase de carregamento. A Tabela 2.1 apresenta as distribuições das tensões cisalhantes superficiais para cada região de descarregamento.

Tabela 2.1: Distribuição de tensão cisalhante no descarregamento.

$q(x)/fp_0$	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$

O tamanho da nova zona de adesão no carregamento reverso é dado por:

$$\left(\frac{c'}{a}\right)^2 = 1 - \left(\frac{Q_{\max} - Q(t)}{2fP}\right). \quad (2.18)$$

A distribuição de tensões cisalhantes para diferentes valores de  $Q$ , correspondentes aos pontos  $A$ ,  $C$ ,  $D$ ,  $E$  e  $F$  (Figura 2.18) do ciclo de *fretting* é apresentada na Figura 2.19. É relevante ressaltar que as curvas das tensões cisalhantes superficiais para valores extremos (pontos  $A$  e  $F$ ) são iguais e simétricas. Nota-se também que para uma força cisalhante nula (ponto  $D$ ), persistem tensões cisalhantes superficiais.

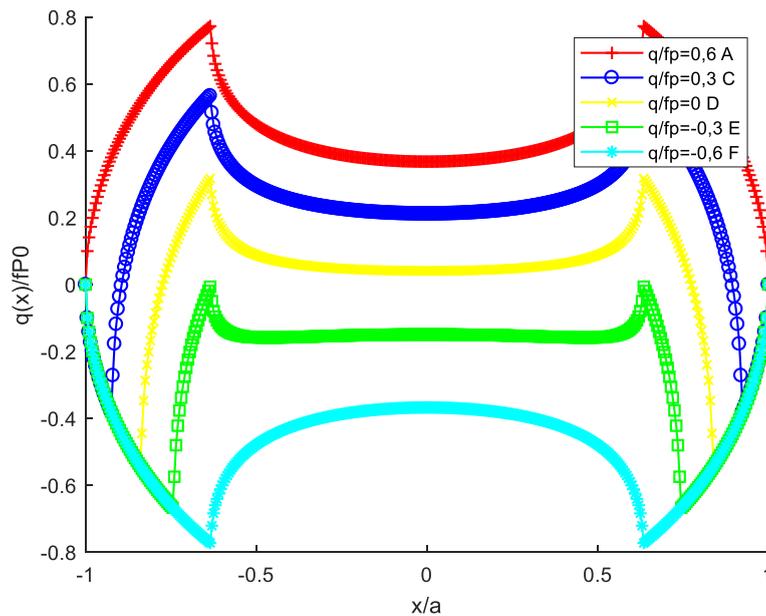


Figura 2.19: Distribuição de tensão cisalhante durante um ciclo completo.

- **Carga remota de fadiga  $B$**

Se uma carga remota de fadiga  $B(t)$  for aplicada em fase com a carga tangencial  $Q(t)$  haverá um deslocamento da zona de adesão. Este deslocamento é representado por  $e$  (nos pontos máximo e mínimo de  $B$ ) e  $e'$  (durante o carregamento ou descarregamento de  $B$ ).

$$\frac{e}{a} = \frac{\sigma B_{\text{máx}}}{4fP_0} \quad (2.19)$$

$$\frac{e'}{a} = \frac{\sigma B_{\text{máx}} - \sigma B(t)}{8fP_0} \quad (2.20)$$

A Figura 2.20 representa a história das tensões cisalhantes superficiais para uma combinação de carga tangencial e remota de fadiga. Destaca-se perfeitamente o deslocamento da zona de adesão devido à presença da carga remota de fadiga.

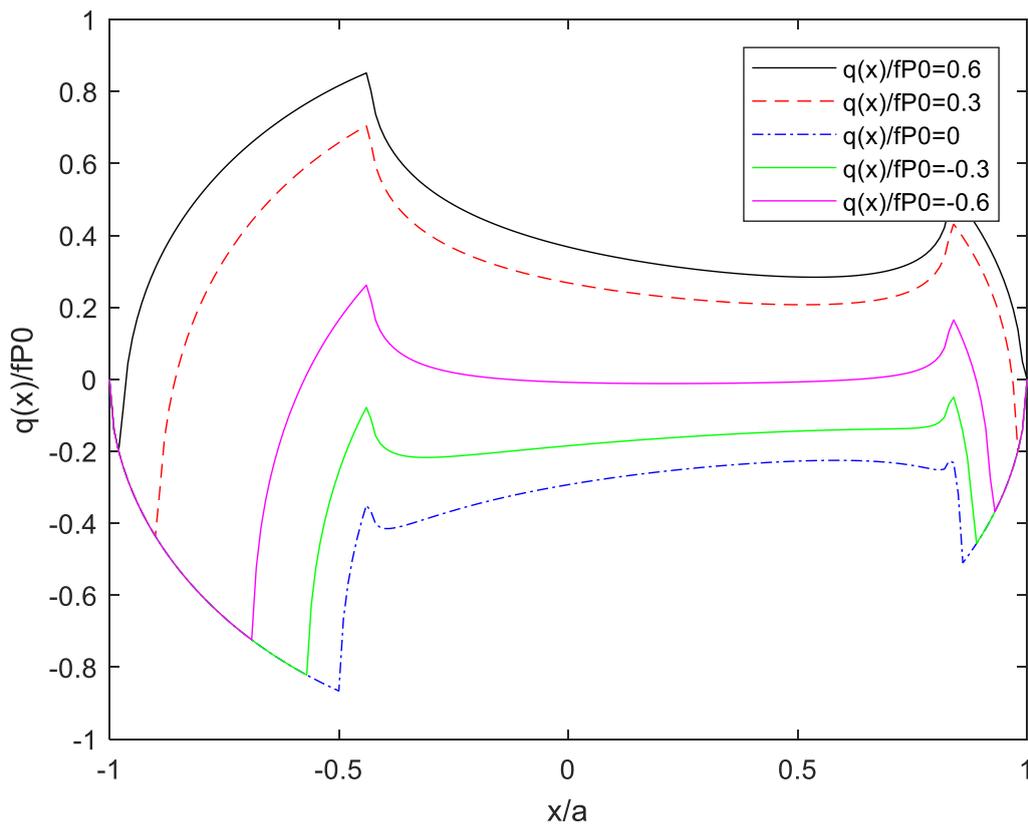


Figura 2.20: Efeito da carga remota de fadiga no ciclo de carregamento.

## 2.7. FADIGA EM CABOS CONDUTORES

### Introdução

Como já discutido, é fato que a principal causa de falhas em cabos de transmissão tem como origem a ação do vento. O efeito do vento provoca movimentos oscilatórios sobre o cabo o que induz o fenômeno de fadiga. Tais falhas têm início onde o cabo está em contato com o grampo de suspensão ou outras ferragens de fixação (CIGRE, 1985).

As vibrações eólicas do cabo condutor dependem da velocidade do vento, do ângulo de incidência do vento no cabo, da carga de esticamento, do tipo do cabo e do vão livre. Mesmo com ventos de baixa velocidade, as vibrações induzidas podem prejudicar a vida útil do cabo. A frequência induzida pelo vento acumulada com a frequência natural do cabo suspenso aumenta a amplitude de vibração perigosamente.

### Tipo de vibrações em linhas de transmissão de energia

Existem três principais tipos de vibrações que podem acontecer a partir do efeito do vento:

- **Vibração eólica:**

A vibração eólica se caracteriza por movimentos de pequena amplitude e elevada frequência (5 – 100 Hz) causada por ventos laminares de baixa velocidade. O deslocamento provocado é difícil de detecção, pois a amplitude de vibração pico a pico apenas ultrapassa o diâmetro do próprio condutor. Embora a descrição deste tipo vibração não apresente perigo evidente para o cabo condutor, tal vibração é a principal causa de fadiga em cabos condutores. Como a velocidade necessária é baixa (5 a 10 m/s), facilmente o cabo será submetido às altas frequências associadas o que afetará rapidamente sua vida útil.

- **Oscilação de sub-vão:**

Também conhecida como vibração de esteira, ocorre em feixes de condutores, ou seja, cabos agrupados por espaçadores. Ocorre quando a direção do vento é perpendicular aos feixes de cabos. Quando um dos cabos é submetido ao vento, a vibração induzida pelo escoamento (*Flow induced*) se estende ao cabo atrás deste pela esteira de vórtices. Este tipo de vibração se caracteriza por frequências baixas e amplitudes moderadas a altas (até 80 vezes o diâmetro do cabo) onde pode haver contatos entre os cabos.

- **Galope do condutor:**

Este tipo de vibração não envolve o fenômeno de fadiga. Ocorre quando a superfície do cabo é coberta por uma camada de gelo e que ventos moderados a fortes (6 a 25 m/s) incidem transversalmente sobre ele. Ocorre em condutores singelos ou em feixes. Nesse caso as vibrações são de baixa frequência (inferior a 1 Hz) e de grandes amplitudes (até 300 vezes o diâmetro do cabo de pico a pico). Apesar de ser vibrações de curto período, os danos podem ser gravíssimos prejudicando não apenas o cabo condutor, bem como outros componentes da LT como grampos, pontos de ancoragem, e até a própria estrutura da torre. Esse tipo de vibração é raro no Brasil devido ao clima predominante em suas diversas regiões.

### **Quantificar o risco de uma falha por fadiga de condutores**

As metodologias tradicionais para avaliar o risco de falha por fadiga de condutores são a abordagem do limite de resistência recomendada pela IEEE e EPRI e a abordagem do dano cumulativo sugerida pela CIGRÉ. Essas abordagens são baseadas no conceito de uma deformação de flexão nominal ou limite de fadiga por tensão para cada família de condutores de liga de alumínio (CA, CAL, CAA, etc.). Portanto é necessário entender os detalhes da fórmula de Poffenberger-Swart (POFFENBERGER e SWART, 1965), que é usada para calcular a tensão de flexão nominal máxima experimentada por um ponto de material da superfície de um condutor sujeito a deslocamentos cíclicos devido à vibração eólica. Tais detalhes são apresentados no capítulo 1.

### **Abordagem de limite de resistência**

A partir dos dados obtidos por meio de vibrógrafos é feita a verificação do dimensionamento em fadiga do conjunto cabo/grampo de suspensão. Tal dimensionamento deve obedecer à seguinte condição: A tensão de solicitação, obtido por meio de medição em campo ou simulação numérica não pode ultrapassar a tensão de resistência determinada em laboratório (curvas *S-N*).

### **Limite de Segurança da CIGRE (acúmulo de dano)**

A metodologia proposta pela CIGRE consiste em uma curva chamada *Safe Border Line* obtida por meio de uma compilação de vários resultados de ensaios de fadiga realizados em cabos e fios de alumínio e ligas (CIGRE, 1988). Assim, ela estabelece um limite inferior conservativo para uma curva *S-N*. As curvas limite de segurança da CIGRE podem ser representadas por meio da seguinte equação:

$$S_a = C.N^z \quad (2.21)$$

onde  $S_a$  é a amplitude de tensão dinâmica (0 a pico) em MPa,  $N$  o número de ciclos para falha em um nível de tensão  $\sigma_a$ .  $C$  e  $z$  são constantes obtidas através da Tabela 2.2. Nota-se que para estas constantes há valores diferentes para cabos CAA com uma ou mais camadas de alumínio.

Tabela 2.2: Constantes da Curva Limite de Segurança (CIGRE, 1988).

Nº de camadas de fios de Alumínio do Cabo Condutor	$N \leq 2.10^7$		$N > 2.10^7$	
	$C$	$z$	$C$	$z$
1	750	-0,20	430	-0,17
>1	450	-0,20	263	-0,17

A Figura 2.21 ilustra a curva  $S-N$  de um cabo 838 MCM levantada a partir de dados de deslocamento obtidos por um vibrógrafo assim como a curva *Safe Border Line* associada (em vermelho) mostrando claramente a estimativa conservadora dessa abordagem.

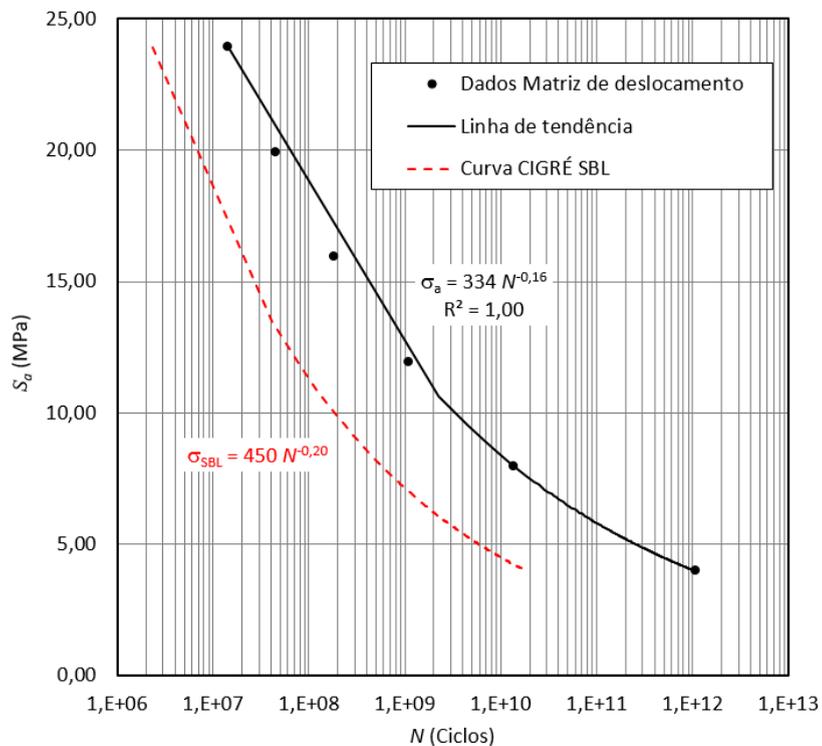


Figura 2.21: Curva  $S-N$  e curva *Safe Border Line* para um cabo 838 MCM.

### **Limite de Segurança do EPRI e IEEE (Limite de Resistência)**

A metodologia proposta pela EPRI em 1979 sugere uma tensão limite, abaixo da qual, o cabo condutor não falha, ou seja, tem vida infinita ( $> 5.10^8$  ciclos). Fala-se de limites de durabilidade da EPRI. Por exemplo, para cabos CAA com uma camada de fios de alumínio considera-se um limite de tensão  $S_a = 22,5$  MPa e no caso de cabo CAA multicamadas o limite de tensão será de 8,5 MPa. Para cabos CAL com fios de liga de alumínio 6201 ou similares, considera-se  $S_a = 5,7$  MPa.

A metodologia do IEEE (1966) é similar à da EPRI, a diferença reside apenas no fato que a abordagem IEEE considera a máxima deformação por flexão que um cabo CAA pode tolerar sem danos por fadiga. Obviamente, tal deformação não pode ser estabelecida precisamente, mas, estima-se que 150  $\mu\epsilon$  (*microstrains*) ou mesmo 200  $\mu\epsilon$  pico a pico sejam valores seguros. A abordagem IEEE mostrou-se muito conservativa e, atualmente, valores de deformação entre 200 e 300  $\mu\epsilon$  são tolerados pelo IEEE.

O IEEE (2006) reconheceu que avaliar o risco de fadiga do condutor comparando a maior amplitude de flexão registrada com o limite de resistência pode ser excessivamente conservador. De fato, a exposição a altas amplitudes de flexão não ocorre com muita frequência. Além disso, amplitudes de flexão mais baixas associadas a frequências de vibração mais altas podem ter mais impacto no dano por fadiga dos condutores. Portanto, o IEEE permitiu algumas concessões:

- Não mais que 5% dos ciclos de amplitude de flexão podem exceder o limite de resistência.
- Não mais do que 1% dos ciclos pode exceder 1,5 vezes o limite de resistência.
- Nenhum ciclo pode exceder duas vezes o limite de resistência.

As metodologias EPRI e IEEE são ambas baseadas na fórmula de Poffenberger-Swart, ou seja, as tensões ou deformações consideradas são aquelas medidas a 89 mm do último ponto de contato cabo/grampo.

### **Teoria de Miner (Teoria de Acúmulo de Dano)**

O método CIGRE WG 22-04 (CIGRE, 1979) para avaliar a vida útil remanescente de condutores é baseado no dano cumulativo induzido por ciclos de vibração. As amplitudes de

flexão devido à vibração do condutor são medidas rotineiramente em condições de campo por meio de um vibrógrafo como já descrito no Capítulo 1 na apresentação da fórmula de Poffenberger-Swart. Além de medir a amplitude de deslocamento, esses aparelhos contam os ciclos e fornecem uma matriz extrapolada para um ano de medição contendo o número de ciclos contados para cada faixa de frequência e amplitude. Para calcular o acúmulo de dano por fadiga em um ano, a regra Palmgren-Miner (MINER, 1945; PALGREN, 1959) é geralmente adotada devido à sua simplicidade. Segundo tal regra, o dano dos materiais do cabo é cumulativo, ou seja, é uma função linear independente da ordem que as tensões dinâmicas são aplicadas. A falha do condutor é esperada quando o dano cumulativo total é igual a um valor crítico expressado a seguir:

$$Y_f = \left[ \sum \frac{n_i}{N_{fi}} \right]_{1 \text{ ano}} = 1 \quad (2.22)$$

onde  $Y_f$  é o número de anos até a falha,  $n_i$  é o número de ciclos em um ano no nível de tensão  $S_{ai}$  e  $N_{fi}$  é o número de ciclos até a falha para  $S_{ai}$ , que é obtido a partir de uma curva  $S-N$ . A curva  $S-N$  para a montagem cabo/grampo pode ser obtida por levantamento em laboratório ou utilizando a Curva de Segurança da CIGRE (*Safe Border Line*), essa última opção sendo mais conservadora, isto é, pode prever vida no mínimo oito vezes menores que curvas experimentais (HENRIQUES, 2006). A distribuição  $n_i$  ( $S_{ai}$ ) é obtida por meio dos vibrógrafos.

A partir da curva  $S-N$  apresentada na Figura 2.21 é possível calcular a vida remanescente do cabo 838 MCM que será de 45 anos baseado na curva da CIGRE e 522 anos baseado na curva  $S-N$  levantada com os dados do medidor de vibrações.

## 2.8. EFEITO DA TEMPERATURA EM CABOS CONDUTORES

Sabe-se que os fatores que determinam a vida útil de cabos condutores são:

- Composição química e características mecânicas dos fios que compõem o condutor;
- Processos de fabricação dos fios, trefilação e tratamentos térmicos;
- Fadiga devido ao efeito do vento e tracionamento do cabo;
- Temperatura de operação do cabo condutor.

É bem conhecido que a resistência à tração dos fios trefilados diminui com o aumento da temperatura. A perda de resistência à tração de condutores operando em temperaturas elevadas

depende da temperatura e do tempo de duração nessa temperatura, bem como da composição química inicial e do grau de trabalho a frio (MORGAN, 1996). Se a resistência à tração de um cabo condutor é alterada pela temperatura e seu tempo de exposição, conseqüentemente a vida em fadiga também será alterada. É possível calcular a resistência à tração residual ou a perda percentual dos cabos conhecendo a temperatura e o tempo de exposição a tal temperatura. Em 1972, Harvey propôs uma fórmula que relaciona a perda em percentual da resistência com a temperatura, o tempo e o diâmetro do fio. Depois, outros pesquisadores como Morgan em 1979 afinaram essas fórmulas com outros parâmetros como o diâmetro do fio antes e depois da trefilação, por exemplo. Mas os parâmetros comuns a todas as propostas de cálculo de resistência residual são a temperatura e o tempo de exposição.

Em 1996, Morgan apresentou uma tabela com a resistência residual de vários materiais em função da temperatura e do tempo. Dentro destes materiais notou-se a liga de alumínio 6201 (liga dos cabos CAL) que ficou com uma resistência residual de 88,7% à temperatura de 75°C após 732 horas. No mesmo trabalho o autor apresenta medições de resistência residual de cabos condutores após exposição a temperaturas altas. No caso do cabo CAL (6201) experimentado na temperatura de 100°C, a resistência residual caiu para 99% após 30 horas e para 95% após 500 horas de duração, lembrando que 100°C é a temperatura de emergência de um cabo convencional CAL, por esse motivo, o tempo de funcionamento dos cabos a temperatura de emergência é de 10 horas por ano (Capítulo 1).

A noção de temperatura de operação dos cabos condutores é de grande importância para projetar um LT. Em temperaturas altas, os fios sofrem dois processos: recuperação e recristalização (*recovery* e *recrystallization*).

A recuperação ocorre quando o cabo é exposto a uma temperatura elevada, mas abaixo da temperatura de recristalização da liga de alumínio (FONSECA e CIMINI, 2003). Este processo reduz ligeiramente a resistência mecânica em função da temperatura e do tempo de exposição. Durante a recuperação observa-se um aumento significativo da ductilidade (MORGAN, 1979). É de grande importância ter uma noção de tal redução para conhecer o comportamento do cabo em temperatura de operação e de emergência.

Durante o segundo processo, a recristalização, a estrutura deformada a frio do fio é substituída por uma estrutura de grão recristalizados após um tempo de exposição suficiente longo. Ocorre

uma redução da resistência à tração mais significativa que durante a recuperação e observa-se um aumento da ductilidade (MORGAN, 1979).

## **2.9. FADIGA E TEMPERATURA**

Estudar o comportamento em fadiga e suas previsões de vida em alta temperatura é obviamente mais complicado do que a temperatura ambiente. Tal estudo envolve interações complexas entre fenômenos térmicos dependentes do tempo tais como oxidação ambiental ou deformação por fluência. O efeito da temperatura pode ter resultados positivos em alguns materiais enquanto em outros interfere negativamente. Faz-se necessário também ter em conta os aspectos metalúrgicos que atuam juntos com os processos mecânicos de fadiga.

Sabe-se que na maioria dos casos, a resistência à fadiga tende a diminuir com o aumento da temperatura, contudo existem materiais que não obedecem à essa tendência. Trata-se de materiais que endurecem por deformação cíclica, por outro lado, tal endurecimento vem acompanhado por uma redução da ductilidade.

O tamanho do grão também tem um papel importante no comportamento em fadiga dos materiais. Observou-se que materiais com grãos finos oferecem uma maior resistência à fadiga, enquanto que materiais com grãos grossos tendem a ter maior resistência à fluência. Em temperaturas de operação muito altas, o processo dominante é a fluência, portanto, materiais com grãos grossos são mais adequados. No caso de temperaturas moderadas, o processo dominante é a fadiga, ou seja, nessa condição um material com grãos finos é mais desejável (CALLISTER, 2015; SACHS, 2019).

A fadiga em altas temperaturas é classificada em três categorias: fadiga térmica, fadiga isotérmica e fadiga termomecânica.

### **2.9.1. Fadiga Térmica, Isotérmica e Termomecânica**

Fale-se de fadiga térmica quando um componente é submetido a ciclos térmicos sem a aplicação de cargas mecânicas, ou seja, tensões e deformações são resultantes apenas da imposição de gradientes de temperatura. As tensões térmicas produzidas podem levar a falha por fadiga. A fadiga isotérmica consiste na aplicação cíclica de cargas mecânicas no componente sob temperatura constante. Já a fadiga termomecânica é quando ocorrem variações de deformação e temperatura simultaneamente e independentemente.

### 2.9.2. Fluência

Fluência ou *Creep* depende da tensão e da temperatura (CIGRE, 2003). Pode se definir como a deformação contínua e irreversível de um material com o tempo. A tensão é constante e inferior ao limite elástico do material. A deformação por fluência é um comportamento dependente do tempo sob carga estática, resultando em rearranjo molecular, cujo grau depende do tipo do material, da magnitude de tensão, da temperatura e do tempo (AMJADI e FATEMI, 2021).

Quando aplicado à uma linha de transmissão, o fenômeno denominado de fluência se refere às deformações permanente ocorridas no cabo em função de tensões mecânicas abaixo da tensão limite de escoamento do material e especialmente da temperatura (HEREK, 1997). O IEEE (2000 e 2013) fala de alongamento não elástico acumulativo sob tensões e temperaturas diárias regulares, ou seja, abaixo de 30% da resistência nominal e abaixo de 75°C ao longo de 10 anos. A consequência direta desse fenômeno é o aumento da flecha (*sag*). Para projetar uma linha de transmissão torna-se necessário determinar a flecha máxima que poderá ocorrer no vão entre as torres. Existem métodos gráficos de cálculo flecha *versus* tensão e métodos lineares que representam o comportamento de tensão-deformação de um condutor com base no módulo de elasticidade (CIGRE, 2003).

A Figura 2.22 mostra o resultado típico dos cálculos de tensão-flecha por qualquer um dos métodos considerando vários aspectos (tempo, carga e temperatura). É importante notar que a flecha sob carga máxima de gelo e vento é menor que a flecha a alta temperatura, ou seja, é a temperatura que determina a flecha máxima e conseqüentemente a distância mínima ao solo do cabo condutor. Diante dessa observação, nota-se que a temperatura de projeto de uma LT é definida com base no critério da máxima flecha. Desta flecha máxima decorre uma temperatura máxima e finalmente define-se a ampacidade da LT.

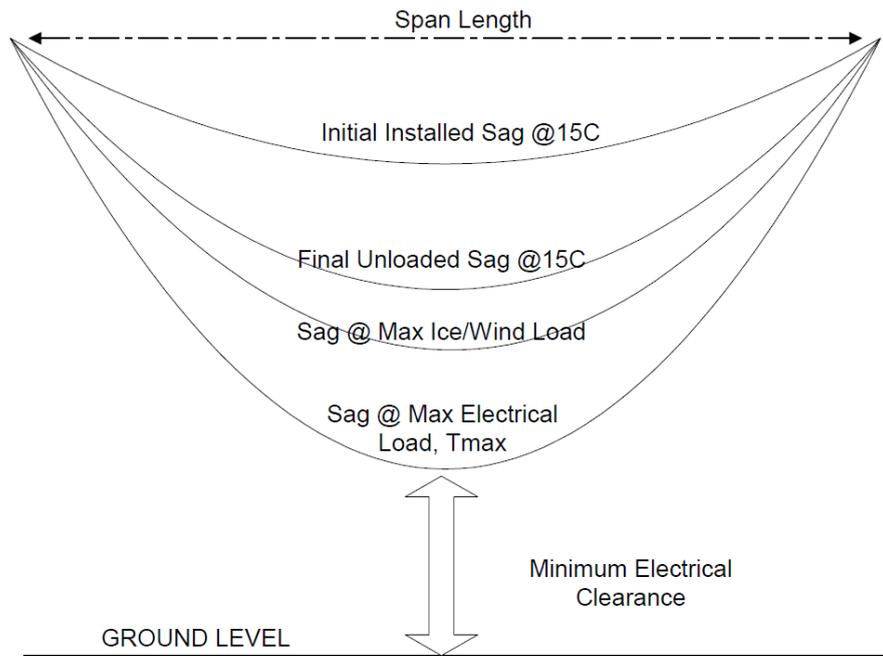


Figura 2.22: Variação típica da tensão-flecha com o tempo, carga mecânica e temperatura (CIGRE, 2003).

Nesse contexto surge a motivação dessa pesquisa que pretende determinar a influência da temperatura na vida em fadiga sob *fretting* dos fios de um condutor de energia.

## CAPÍTULO 3

### 3. APRESENTAÇÃO DO DISPOSITIVO

Este capítulo apresenta o dispositivo de fadiga por *fretting* em fios de condutores e o desenvolvimento do sistema de aquecimento que permitiu realizar testes em temperaturas altas. Nesse sentido, são descritas as propostas técnicas para que o dispositivo desenvolvido anteriormente (GARCIA, 2019; GARCIA et al., 2020) possa funcionar em altas temperaturas. Tendo em vista que o dispositivo foi capaz de cumprir seu objetivo de avaliar a fadiga por *fretting* em fios de cabos condutores gerando importantes resultados para a ciência (ROCHA et al., 2019 e 2022; ARAÚJO et al., 2020; MATOS, 2020; MATOS et al., 2020, 2022 e 2023; VIEIRA et al., 2021) e melhorando a estimativa da vida útil dos cabos elétricos, considera-se que o dispositivo se encontra em um Nível de Maturidade Tecnológica bem avaliado, porém a ser melhorado. Pois, apesar do dispositivo avaliar a fadiga por *fretting* em fios de cabos reais em condições de carregamento análogas às reais, ele ainda não consegue representar totalmente o ambiente real de operação, tendo em vista que em seu estado atual o dispositivo não é capaz de avaliar tal fadiga em fios em suas temperaturas de operação normalmente elevadas devido ao efeito Joule associado à transmissão de energia.

#### 3.1. DESCRIÇÃO DO DISPOSITIVO

A Figura 3.1(a) apresenta um esquema do dispositivo de fadiga por *fretting* em fios de alumínio desenvolvido anteriormente (GARCIA et al., 2020). O atuador inferior da máquina MTS aplica a carga de fadiga remota  $B(t)$  no Corpo de Prova (CP). Os atuadores pneumáticos geram a força normal,  $P$ , que mantém a sapata e o rolamento pressionados contra o CP. O atuador superior (*fretting*) é conectado ao conjunto sapata e rolamento por meio de um dispositivo metálico de rigidez muito superior à produzida pela rigidez de contato. Tem como objetivo aplicar a força  $F(t)$ , que está associada à carga tangencial,  $Q(t)$ . Nesse cenário,  $F(t)$ , que também mede um componente de força relacionado à força inercial, pode ser indiretamente usado para ajustar não só a

magnitude, mas também a fase e a sincronia de  $Q(t)$  em relação à carga de fadiga,  $B(t)$ . Esta carga de fadiga é medida e controlada pela célula de carga inferior (LCI), enquanto a célula de carga superior (LCu) controla  $F(t)$  e a célula de carga intermediária (LCi) é empregada para medir a carga na extremidade oposta da amostra  $B'(t)$ .

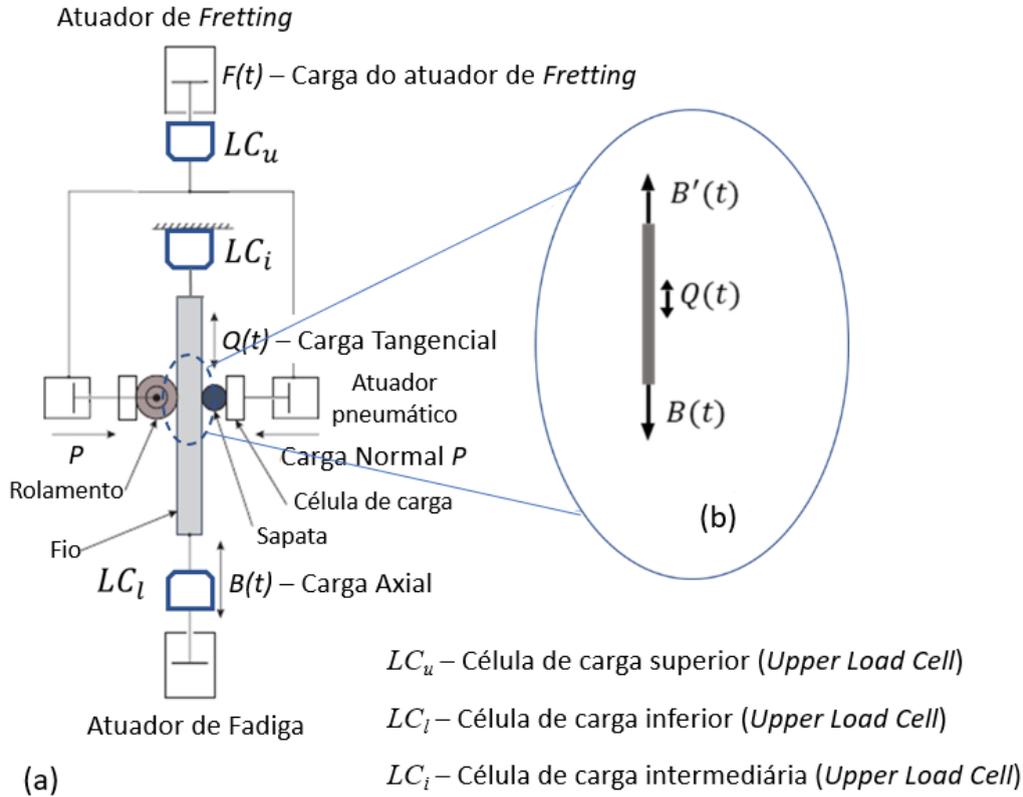


Figura 3.1: (a) Diagrama esquemático da configuração de fadiga por *fretting*, (b) Diagrama de Corpo Livre mostrando as forças aplicadas na direção axial da amostra de fio que gera o equilíbrio.

A Figura 3.1(b) mostra o Diagrama de Corpo Livre com as forças aplicadas na direção axial do fio. Considerando que o fio está em equilíbrio estático em uma extremidade e que ele está fixo na garra superior imóvel (onde a célula de carga  $LC_i$  está montada) da máquina MTS, a Equação (3.1) é válida. Isso significa essencialmente que a carga tangencial pode ser obtida a partir das cargas medidas na célula inferior  $B(t)$  e na célula intermediária  $B'(t)$ . Com um dispositivo acoplado à uma máquina de dois atuadores, a mesma lógica foi usada por outros pesquisadores para determinar a carga tangencial (SAID et al., 2020a e 2020b; OMRANI et al., 2021).

$$Q(t) = B(t) - B'(t) \quad (3.1)$$

Na configuração proposta, um dos fios atua como CP, sendo fixado nas garras da máquina universal MTS e submetido a uma carga de fadiga uniaxial. Outro fio é usado como sapata de *fretting* em um lado do contato e um rolamento foi colocado no lado oposto. Várias opções de ângulo de cruzamento observadas em cabos de linha de transmissão podem ser simuladas usando este dispositivo (GARCIA, 2019). A Figura 3.2 apresenta um esquema das configurações possíveis.

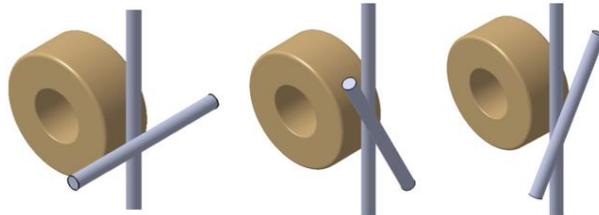


Figura 3.2: Esquema dos diferentes ângulos de contato entre o fio de contato (sapata) e o CP.

Um esquema da máquina de teste universal MTS com dois atuadores independentes na qual é acoplado o dispositivo é apresentado na Figura 3.3.

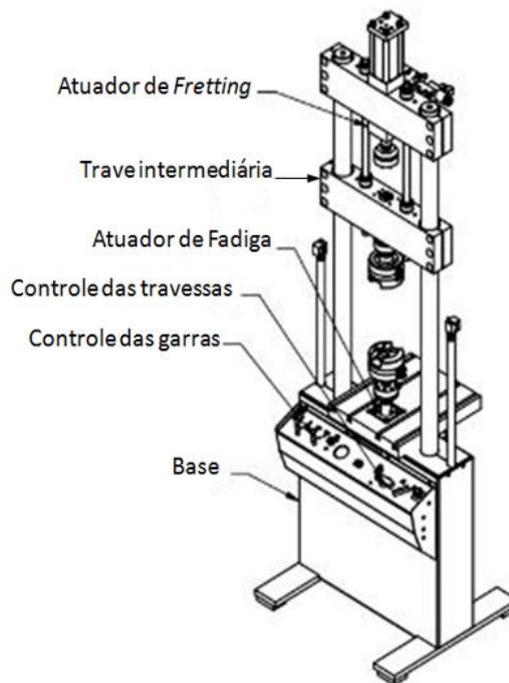


Figura 3.3: Diagrama da máquina MTS adaptada para montagem do dispositivo de *fretting*.

O atuador pneumático foi escolhido com o objetivo de garantir a carga máxima normal  $P$  prevista no projeto do dispositivo (3000 N) mantendo-a constante durante o ensaio. A Figura 3.4 mostra um corte longitudinal do dispositivo, com os principais itens.

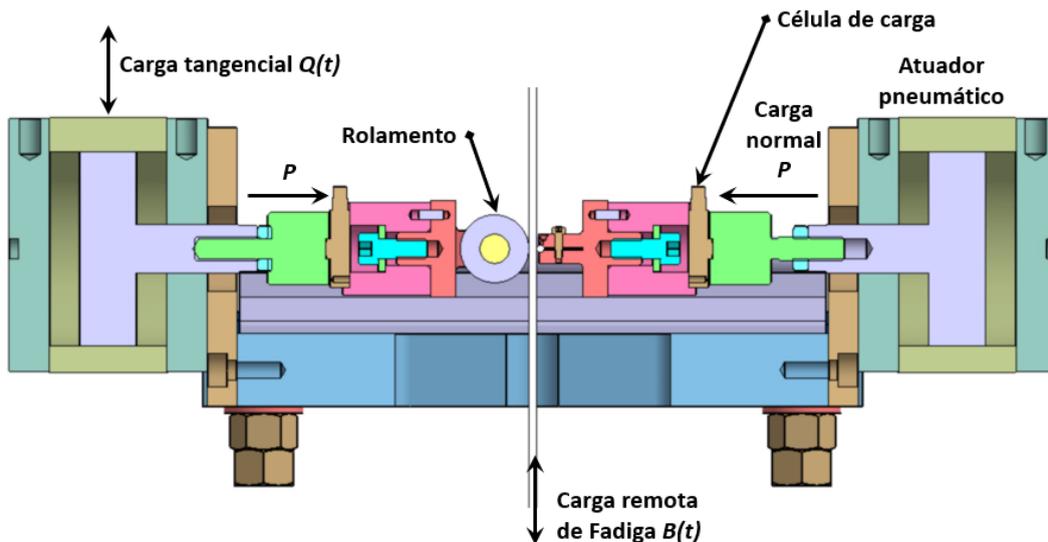


Figura 3.4: Seção longitudinal do dispositivo de fadiga por *fretting* de fio.

A Figura 3.5 apresenta em detalhes a região de contato entre o rolamento e os fios ensaiados. O suporte para fixação dos fios de contato (sapatas) permite que sapatas de diâmetros diferentes sejam testadas. Durante o teste de *fretting*, os seguintes parâmetros de teste podem ser controlados ou monitorados/registrados pela máquina de teste universal MTS e o LVDT dos atuadores (precisão da ordem de  $1 \mu\text{m}$ ):

- Carga tangencial  $Q(t)$ , cuja magnitude pode ser obtida pela diferença entre as leituras da carga baixa e intermediária das células ( $LC_l$  e  $LC_i$ , respectivamente) conforme Eq. (3.1).
- Carga de fadiga remota  $B(t)$ .
- Deslocamento da amostra do fio devido à força remota.
- Carga reativa da garra superior,  $B'(t)$ .

Finalmente, o dispositivo instalado na máquina universal de teste MTS é mostrado na Figura 3.6.

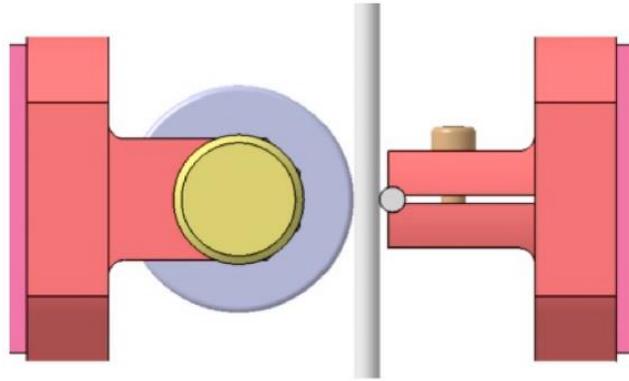


Figura 3.5: Esquema do suporte para fixação dos fios de contato (sapatas), possibilitando o uso de sapatas de diferentes diâmetros.

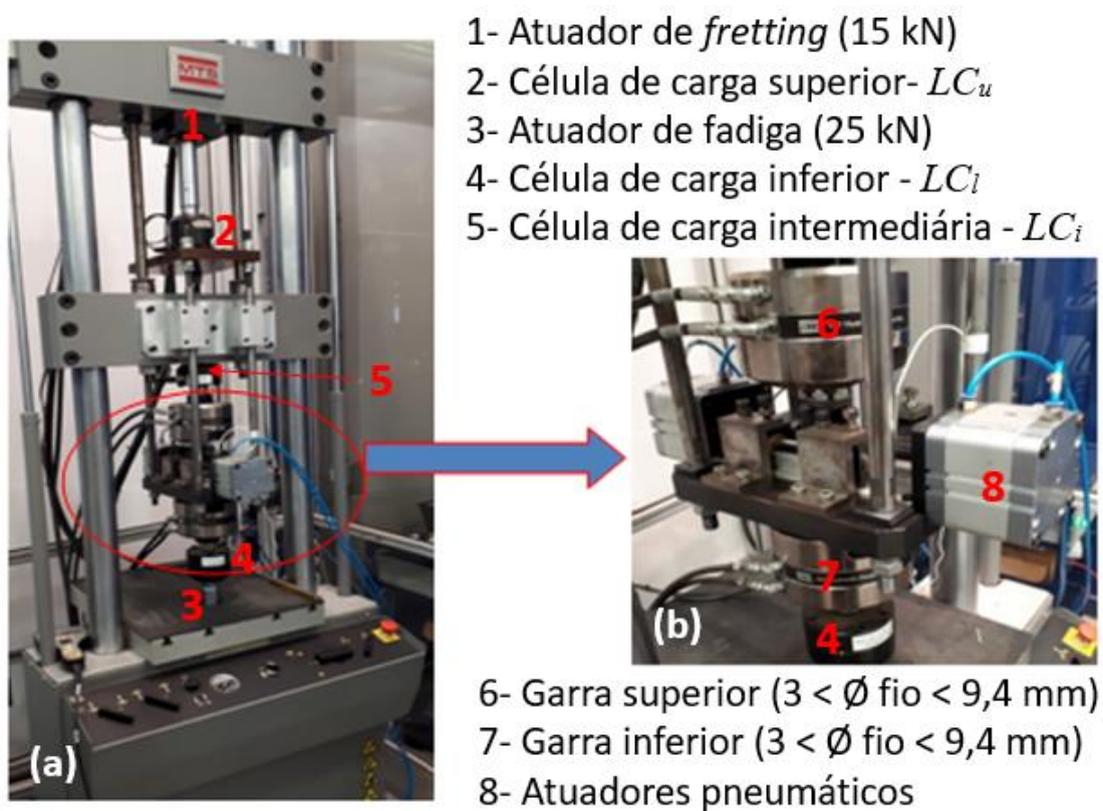


Figura 3.6: Dispositivo instalado na máquina de teste universal MTS (a). Detalhe do posicionamento do dispositivo (b).

Em conclusão, o dispositivo tem a possibilidade de realizar testes com ângulos variáveis entre a sapata e o corpo de prova. Além disso, sua configuração de três atuadores permite aplicar de forma independente as cargas de fadiga, carga normal de contato e carga tangencial de *fretting*. O presente estudo apresenta a utilização do

atuador superior para realizar ensaios de fadiga por *fretting* controlando a carga tangencial  $Q(t)$ .<sup>1</sup>

### 3.2. DESENVOLVIMENTO DO SISTEMA DE AQUECIMENTO

O novo aparato de fadiga por *fretting* em fios foi projetado para superar as limitações da versão anterior. Em resumo, este novo aparato permite executar testes em temperatura ambiente ou elevadas por meio de um sistema de aquecimento que utiliza resistência de aquecimento (*igniters*) (Figura 3.7). Outros autores já adotaram este tipo de tecnologia em fadiga por *fretting* com sucesso, embora tais estudos não eram sobre fios de cabos condutores (MALL et al., 2010; ALMEIDA et al., 2022 e 2023).



Figura 3.7: Diversos tipos de *igniters* (COORSTEK, 2016).

O sistema de aquecimento foi desenvolvido pela empresa LYNX especializada em sistemas de medições. É composto de um controlador PID (*Proporcional, Integrador e Derivador*), um relé de estado sólido, um ou dois *igniters*, um ou dois termopares e uma interface RS-485 (Figura 3.8). Essa última opção não será usada no presente trabalho, pois os testes foram realizados a temperatura constante. A interface RS-485

---

<sup>1</sup> Para mais detalhes sobre a concepção, as capacidades e as opções possíveis de ensaios com o dispositivo consultar a dissertação de mestrado de Garcia (2019).

poderá ser usada em trabalhos futuros onde será necessário programar uma rampa de aquecimento ou variações de temperatura durante os ensaios.

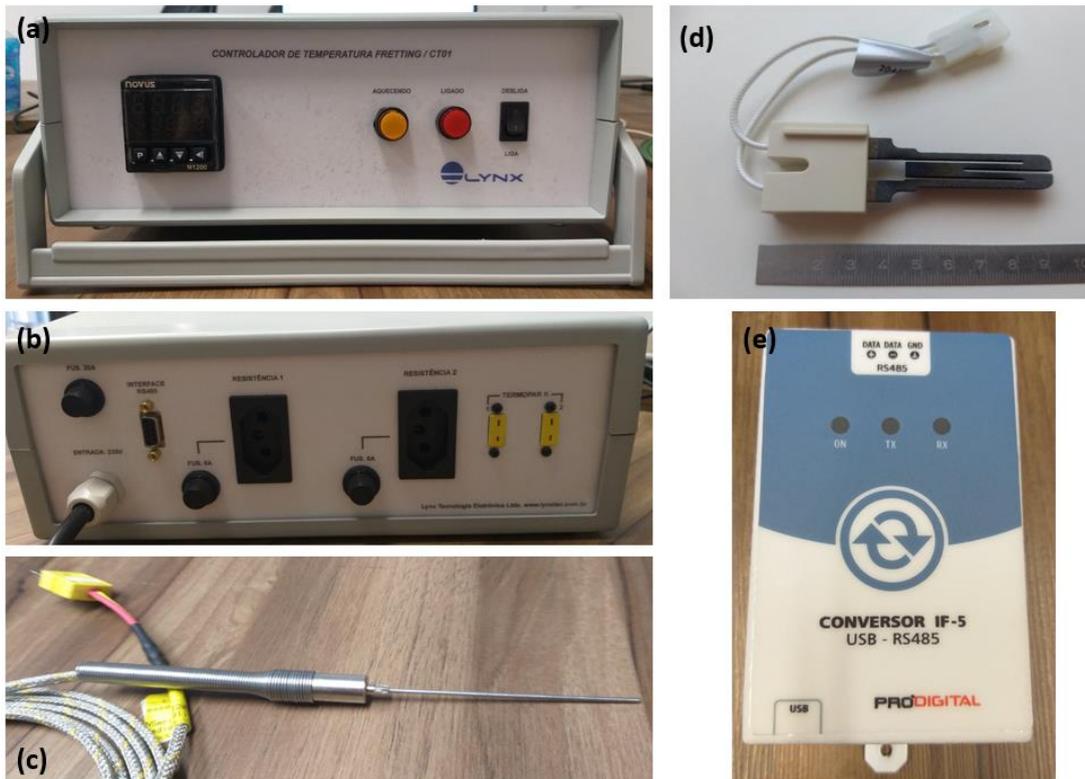


Figura 3.8: Sistema de aquecimento: (a) e (b) controlador PID, (c) termopar tipo K  $\varnothing 1,5 \times 60$  mm inox 316, (d) igniter e (e) interface RS-485.

A Figura 3.9 apresenta um esquema do funcionamento do sistema de aquecimento. A malha faz com que a temperatura nos termopares seja igual à temperatura desejada. A temperatura é alcançada pelo zeramento do erro entre a temperatura desejada e a temperatura medida pelo termopar K. A primeira alteração a ser realizada no sistema da Lynx foi substituir os termopares do tipo K por modelos do tipo J (Figura 3.10), pois os primeiros testes de montagem apresentaram dificuldades para manter o contato do termopar K com o fio. Tal modelo de termopar precisaria ser soldado no CP ou encaixado nele por meio de um furo, ambas soluções inviáveis para ensaio de fadiga por *fretting* em fios. O termopar J é um modelo de contato que possui um revestimento protetor autoadesivo de fácil instalação.

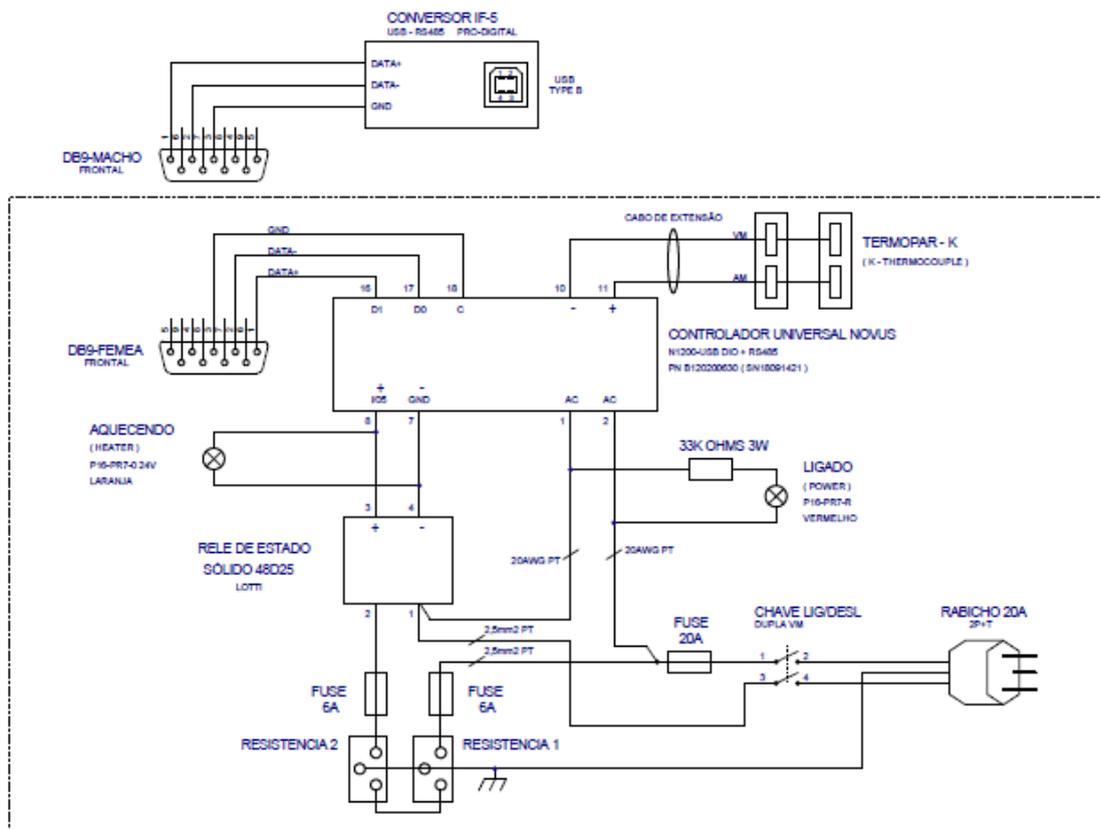


Figura 3.9: Esquema do sistema de aquecimento (LYNX, 2020).



Figura 3.10: Termopar de contato tipo J.

Na Figura 3.11 a seguir são apresentadas as alterações realizadas no dispositivo de *fretting* para integrar o sistema de aquecimento, ou seja, um ou dois *igniters* e seu termopar tipo J acoplado.

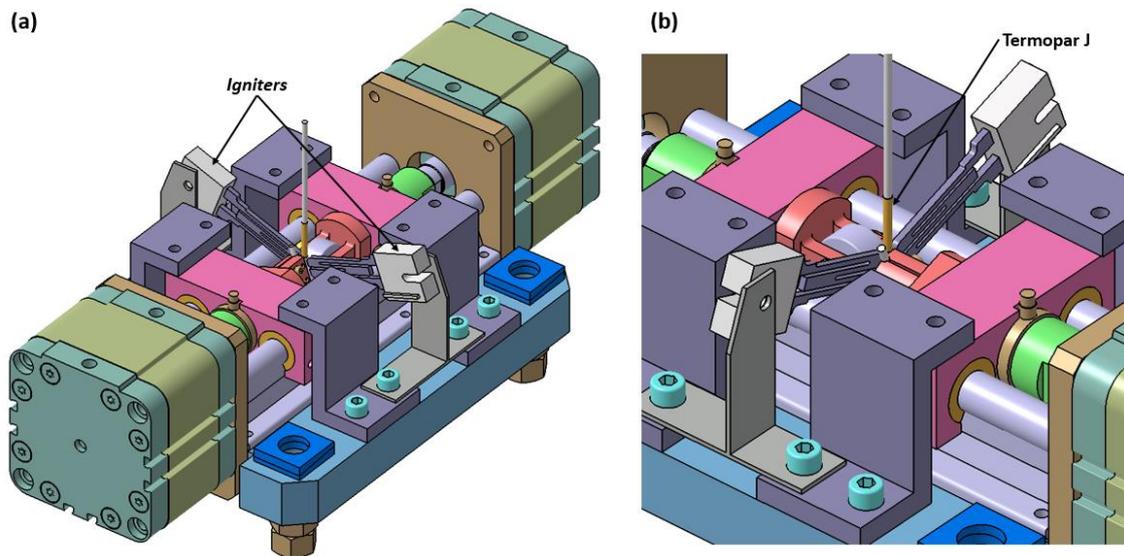


Figura 3.11: (a) Vista isométrica do dispositivo, (b) detalhe com *igniters* e Termopar J montados.

Para evitar perdas de calor na região de contato, além de proteger as peças do dispositivo, como o rolamento ou as células de carga, cujas temperaturas máximas de operação não podem ultrapassar 150 e 121°C, respectivamente, foram inseridas peças de cerâmica. As peças foram feitas do produto isolante *SILPLATE 1108* que suporta temperaturas de até 1100°C (Figura 3.12a). O material foi usado com sucesso em outro dispositivo de fadiga por *fretting* do LFFM (Figura 3.12c e 3.12d) que obteve um excelente isolamento com temperaturas de até 700°C. A partir deste resultado, publicou-se um trabalho sobre fadiga por *fretting* em temperaturas de 540°C (ALMEIDA et al., 2023). Os produtos *SILPLATE* são feitos de fibras cerâmicas refratárias Fiberfrax® misturadas com ligantes especialmente selecionados para obter painéis de construção isolantes.

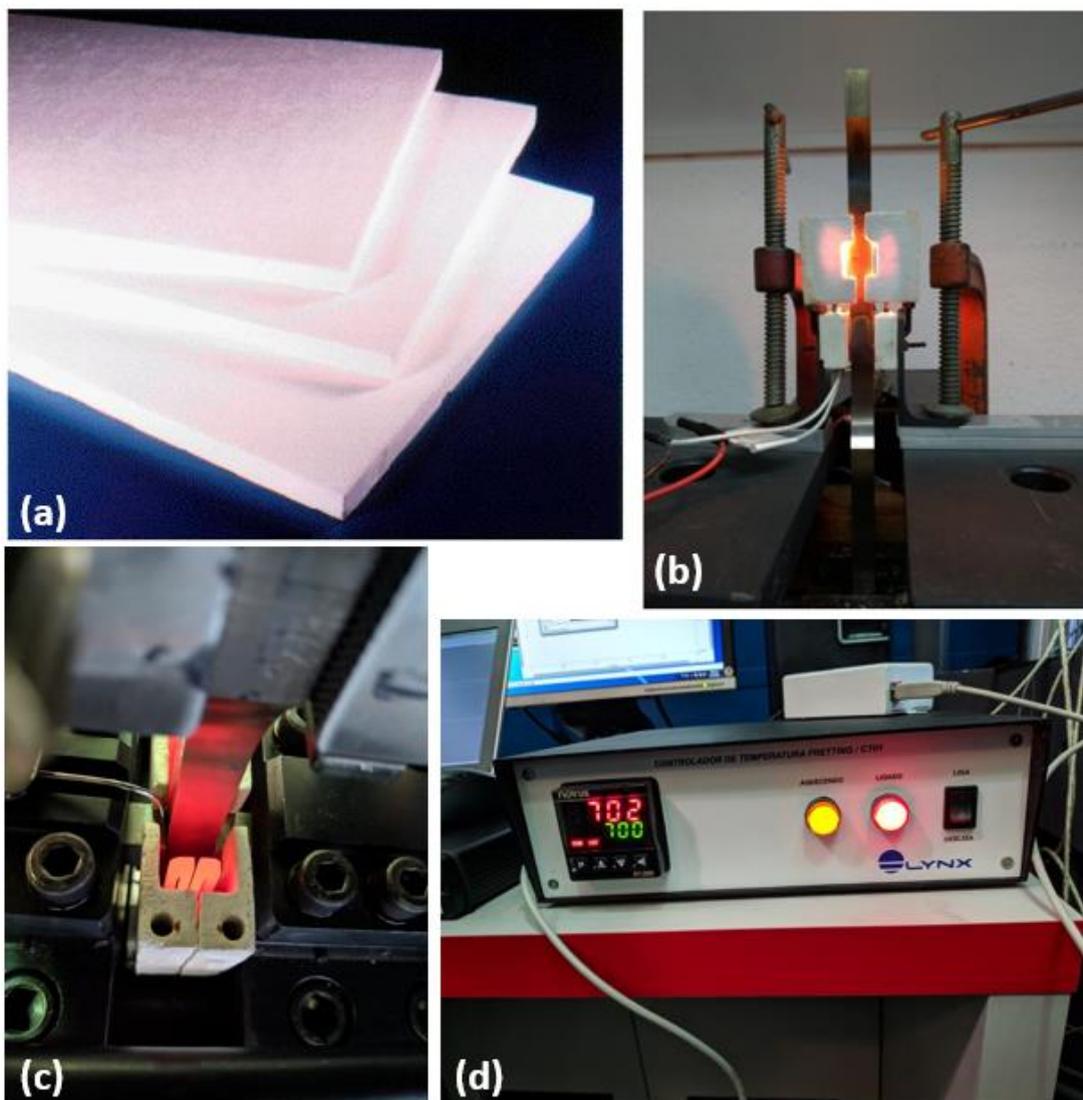


Figura 3.12: (a) Placas de SILPLATE 1108 (THERMOFRAX, 2012), (b) teste exploratório do sistema de aquecimento com enclausuramento realizado a partir de placas SILPLATE 1108, (c e d) enclausuramento usado em dispositivo de fadiga por *fretting* a 700°C.

### 3.3. CALIBRAÇÃO

Medir a temperatura na superfície de contato durante um teste de *fretting* é uma tarefa complexa. A principal razão é porque as partes em contato obviamente bloqueiam o acesso à zona de contato. Além disso, soldar ou prender qualquer equipamento, por exemplo, um termopar, pode se transformar em um gerador de tensão e alterar o estado de tensão do caso de *fretting* avaliado.

Para realizar os testes de fadiga por *fretting* propostos em alta temperatura, uma técnica de medição indireta de temperatura foi usada neste trabalho. As temperaturas elevadas ensaiadas são  $T_1=75^\circ\text{C}$  e  $T_2=100^\circ\text{C}$  para os fios 6201-T81, e  $T_1$ ,  $T_2$  e  $T_3=130^\circ\text{C}$  para os fios termorresistentes TAL. Testes preliminares foram conduzidos para desenvolver uma relação que correlaciona as temperaturas da região de contato ( $T_s$ ) com um ponto de controle ( $T_c$ ). Para tanto, foi perfurado um furo em um fio 6201-T81 a fim de medir as temperaturas na região onde ocorreria o contato por meio de um termopar K, e outro termopar de controle tipo J foi colado diretamente no fio um pouco acima da zona de contato conforme ilustrado na Figura 3.13.

Foram testadas duas configurações: com um e dois *igniters* (Figura 3.14) visto que o sistema de aquecimento oferece as duas opções. Comparar essas duas configurações é importante, pois uma montagem com apenas um *igniter* seria bem mais fácil de instalação, mas por outro lado não pode haver uma diferença excessiva entre a temperatura de controle e aquela medida na zona de contato.

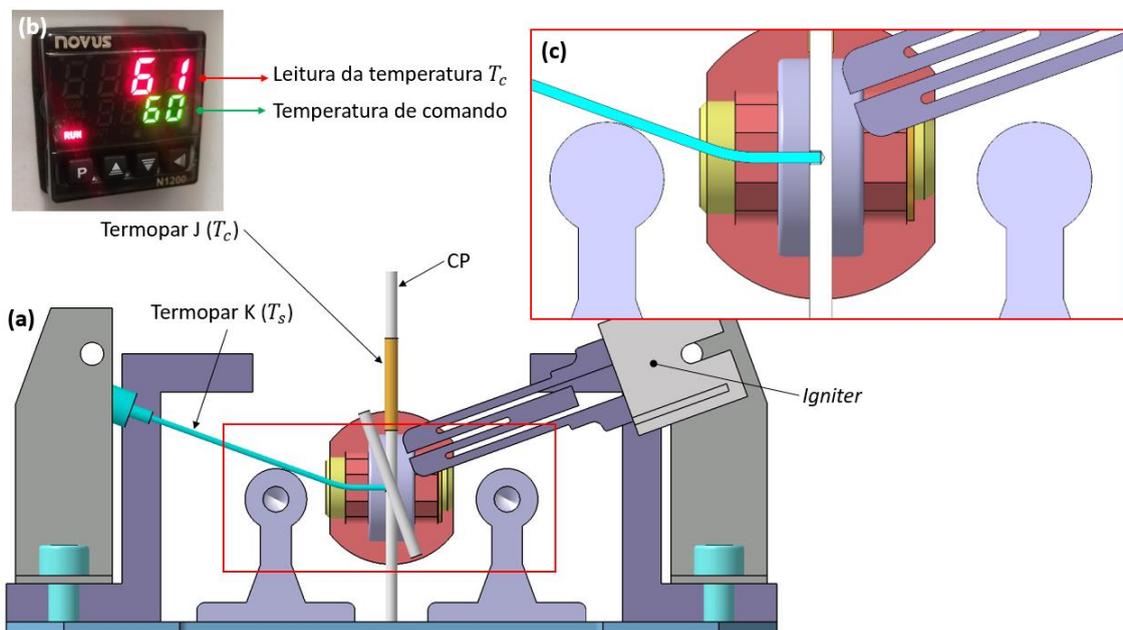


Figura 3.13: (a) Esquema da calibração com um *igniter*, (b) foto do controlador e (c) detalhe do furo no CP para alojamento do termopar K.

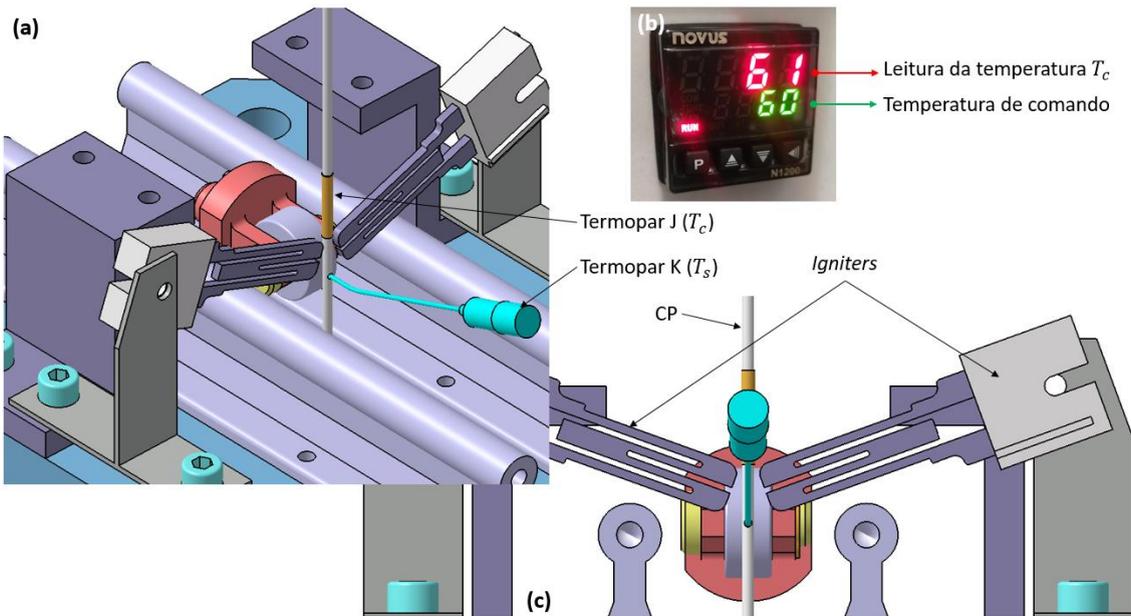


Figura 3.14: (a) Esquema da calibração com dois *igniters*, (b) foto do controlador e (c) detalhe da montagem.

A Figura 3.15 apresenta a relação entre a temperatura na região de contato  $T_s$  e a temperatura no ponto de controle  $T_c$  com apenas um *igniter*. A linha em vermelho mostrou uma grande diferença entre a temperatura dentro do furo do CP e a temperatura de controle, ou seja, para obter  $T_s = 75^\circ\text{C}$  é preciso entrar uma temperatura de  $176^\circ\text{C}$  no controlador. Decidiu-se aproximar o *igniter* do CP para reduzir tal diferença. Essa nova relação é mostrada na linha verde. A diferença melhorou, mas mesmo assim seria necessário aquecer o *igniter* a  $148^\circ\text{C}$  para garantir uma temperatura  $T_s$  de  $75^\circ\text{C}$  na zona de contato.

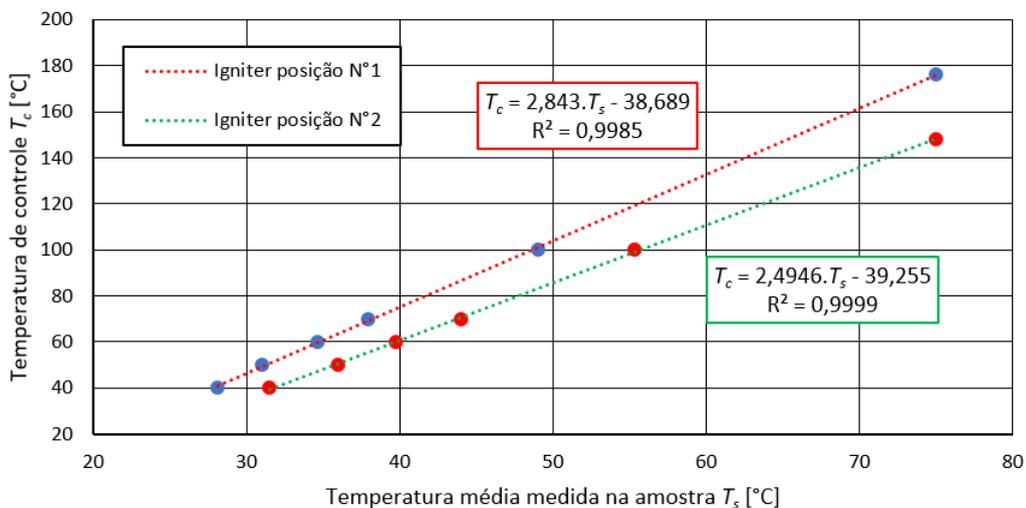


Figura 3.15: Curva de calibração para um *igniter*.

Uma nova calibração foi realizada para uma montagem com dois *igniters*. A Figura 3.16 mostra como a relação  $T_s$  vs  $T_c$  melhorou. Para ensaios a 75°C a temperatura de controle passou para 125°C. A precisão de leitura dos termopares foi de  $\pm 2^\circ\text{C}$ . Após a calibração é importante manter a posição dos *igniters* mas também do termopar J para cada ensaio (Figura 3.17). Cada troca de *igniter* ou do termopar J necessita uma nova calibração.

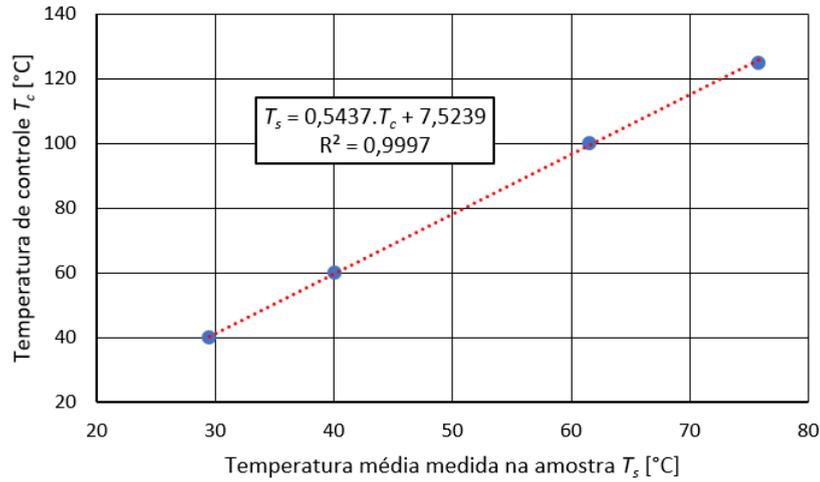


Figura 3.16: Curva de calibração para dois *igniters*.

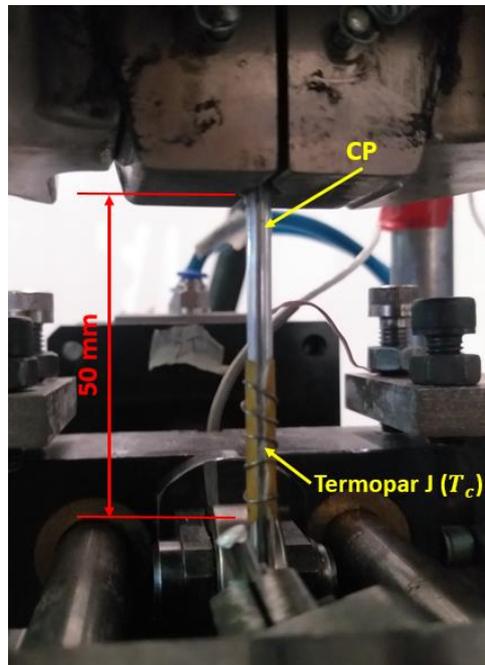


Figura 3.17: Posição do termopar J a 50 mm do mordente superior.

A Tabela 3.1 apresenta as temperaturas de controle  $T_c$  obtidas para os fios 6201-T81 e os fios termorresistentes TAL para cada temperaturas de ensaios.

Tabela 3.1: Temperaturas de controle obtidas após calibração.

Temperatura de ensaios	Temperatura de controle $T_c$	
	6201-T81	TAL
<b>T1 = 75°C</b>	125	138
<b>T2 = 100°C</b>	171	169
<b>T3 = 130°C</b>	/	

Para avaliar a calibração foram realizados testes de estabilidade da temperatura. Dessa vez a temperatura ( $T_{contato}$ ) desejada foi medida na zona de contato entre o CP e o fio de contato por meio de um termopar J como mostrado na foto da Figura 3.18a. Os resultados desses testes são apresentados na Figura 3.18b que mostra como a temperatura evoluiu com o tempo para o fio 6201-T81 (As curvas de estabilidade dos fios TAL encontram-se nos anexos). Aplicando uma temperatura  $T_c$  de 125°C com o objetivo de obter 75°C na zona de contato, observou-se que durante 4 horas a temperatura se manteve a 75°C dentro de uma tolerância de  $\pm 2^\circ\text{C}$  variando entre 74,39°C e 76,79°C.

A mesma precisão foi alcançada para obter 100°C. Outra informação importante trazida por esse teste foi o tempo necessário para atingir a temperatura de contato desejada, nesse caso, uma hora e meia aproximadamente. Foi preciso aguardar esse tempo antes de iniciar cada ensaio à temperatura de 75 ou 100°C.

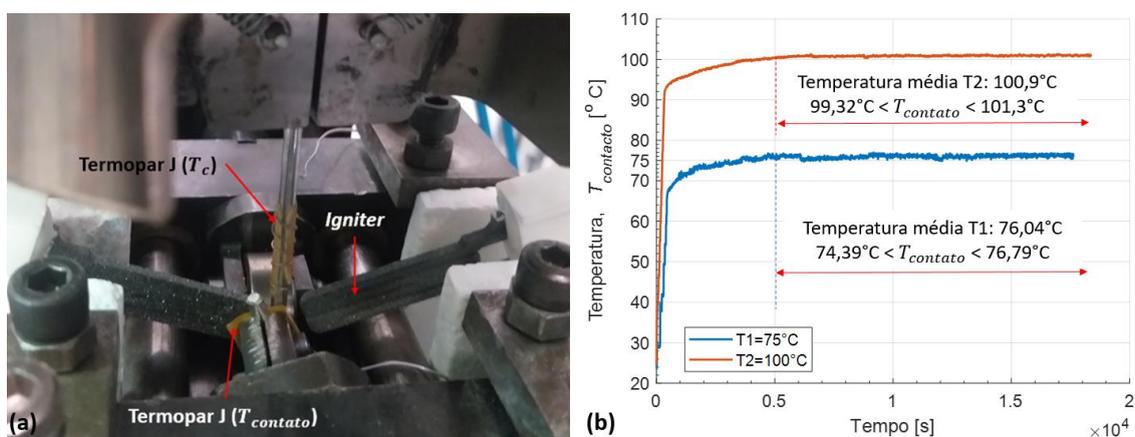


Figura 3.18: Teste de estabilidade da temperatura para fio 6201-T81, (a) configuração do teste, (b) curvas de estabilidade para 75 e 100°C.

O teste de calibração e o de estabilidade mostraram que não há diferença de temperatura entre o núcleo e a superfície do fio, em outros termos, não houve gradiente de temperatura. Em transferência de calor, é possível calcular se haverá gradiente de temperatura em geometrias simples, como um cilindro (fio), por meio do número de Biot (ÇENGEL e GHAJAR, 2015). O número de Biot é dado por:

$$Bi = \frac{h.L_c}{k} \quad (3.2)$$

onde,  $h$  é o coeficiente de transmissão térmica ( $1,8 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$  para alumínio e liga),  $L_c$  o comprimento característico e  $k$  a condutividade térmica do material ( $209,2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  para a liga 6201). No caso de um cilindro ou, nesse caso, um fio, o comprimento característico é o raio externo dividido por dois,  $L_c = r_o/2$ . Assim, quando  $Bi < 0,1$ , a variação de temperatura com localização dentro do corpo é pequena e pode ser razoavelmente aproximada como sendo uniforme. No caso de um fio de liga 6201-T81 ou número de Biot é de  $8,5 \cdot 10^{-6}$ , ou seja, não há gradiente de temperatura entre a superfície e o núcleo do fio 6201. De agora em diante, será possível usar o método descrito acima para testar a estabilidade da temperatura como uma calibração.

## CAPÍTULO 4

### 4. MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo apresenta os materiais e os procedimentos experimentais empregados para a realização dos testes de fadiga por *fretting* em fios da liga de alumínio 6201-T81 e em fios da liga termorresistente TAL, duas ligas usadas em recapacitação de LT. Todo o programa experimental foi desenvolvido no Laboratório de Fadiga, Fratura e Materiais (LFFM) do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília (UnB).

#### 4.1. FIOS DA LIGA DE ALUMÍNIO 6201-T81

A liga de alumínio 6201-T81 pertence à série 6XXX na classificação dos alumínios, que representa o grupo de ligas Alumínio-Magnésio-Silício. O magnésio e o silício combinam-se para formar o elemento intermetálico  $Mg_2Si$  que é o responsável pelo endurecimento destas ligas. A presença desse composto intermetálico favorece a formação de precipitados finos e homoganeamente distribuídos, que geram um forte aumento na dureza do material. As substâncias de  $Mg_2Si$  também restringem o movimento das discordâncias, aumentando a resistência à tração e a condutividade elétrica do material. O resultado é uma liga de alumínio com condutividade elétrica ligeiramente inferior, mas com maior resistência à tração do que outras ligas de alumínio usadas em condutores aéreos (DAVIES, 1988; ALSHWAWREH et al., 2021). O X20X caracteriza a liga (composição específica) e o XXX1 indica lingotes. Finalmente a classificação T81 indica que o material foi tratado por solubilização, encruado (trabalhado a frio) e envelhecido artificialmente até alcançar um grau específico de estiramento oferecendo uma maior resistência mecânica.

Sua condutividade elétrica é de 52,5% IACS (*International Annealed Copper Standard*). A pesar de não possuir características elétricas tão boas em quanto ao alumínio 1350 (61% IACS), a liga 6201 apresenta melhor resistência a corrosão e abrasão e possui características mecânicas superiores. A liga 6201-T81 é utilizada para os fios que formam Cabos de Alumínio Liga (CAL) como o MCM 900 (Tabela 4.1) que foi usado nessa pesquisa. Trata-se de um cabo com 37 fios de liga de alumínio 6201-T81 divididos em 3 camadas e um fio núcleo (Figura 4.1). Condutores CAL

foram desenvolvidos por motivos econômicos em aplicações aéreas onde existe a necessidade de uma maior resistência mecânica que aquela obtida com condutores CA. O cabo CAL possui uma melhor resistência à corrosão que o cabo CAA. A temperatura máxima de operação conforme os fabricantes é de 90°C (NEXANS, 2015), já na literatura admite-se 95°C (CAVASSIN e FERNANDES, 2012).

Tabela 4.1: Características do condutor MCM 900 formado por fios da liga 6201-T81.

Condutor	Liga de alumínio	Seção transversal (mm <sup>2</sup> )	Número de fios	Diâmetro dos fios (mm)	Carga de ruptura (kN)
900 MCM	6201-T81	456,00	37	3,96	98,04

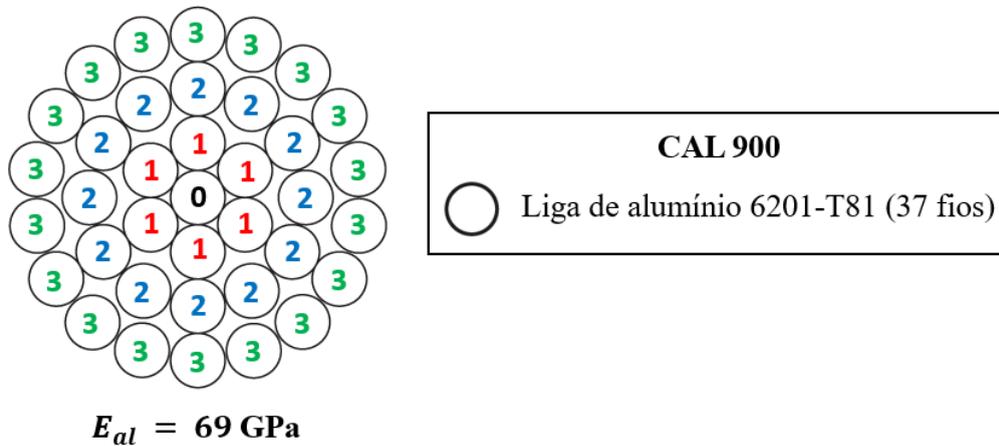


Figura 4.1: Ilustração esquemática da seção transversal do cabo CAL 900.

Por outro lado, sua resistência à fadiga mostrou-se significativamente menor para um certo lote específico (KALOMBO et al., 2016 e 2018). Em outro estudo onde foi comparado o alumínio 1350 H19 com a liga de alumínio 6201-T81, observou-se que o condutor CAA obteve maior vida em fadiga em relação ao cabo CAL 900 MCM (KALOMBO et al., 2015). Tal resultado foi controverso, pois o alumínio 1350 H19 possui propriedades mecânicas inferiores à liga 6201-T81 e isso resultou em melhoras no controle de qualidade do tratamento térmico dos condutores CAL 900. Cabos condutores com liga de alumínio 6201 são até 25% mais leve que cabos com alma de aço podendo assim funcionar com as mesmas flechas (NEXANS, 2015). Consequentemente, o cabo CAL possui uma fluência menor ao longo dos anos. Com

o foco de reduzir os custos de um projeto, pode-se concluir que as vantagens da liga de alumínio 6201 quando comparada ao alumínio 1350 H19 são (NEXANS, 2015):

- Maior versatilidade no projeto;
- Boa resistência à corrosão;
- Alta relação ruptura/peso;
- Acessórios mais simples;
- Alta resistência à fluência;
- Reduz as perdas.

Estas características da liga 6201-T81, a princípio, tornam uma LT mais eficiente, barata e confiável. Ainda assim, apesar de tais vantagens, foram observadas falhas prematuras (inferior a 5 anos) em linhas de transmissão instaladas no Centro-Oeste do Brasil (KALOMBO et al., 2016). Tendo em conta que a vida útil média deve ser de aproximadamente de 30 anos, isso gerou dúvidas em relação à confiabilidade de cabos fabricados a partir da liga 6201 e consequentemente houve um aumento de pesquisas relacionadas ao uso deste cabo. As investigações apontaram a fadiga gerada pelo movimento de flexão alternado devido ao vento como a principal causa de falha desses condutores assim como o atrito gerado no deslizamento dos fios entre si que compõem o cabo, ou seja, a fadiga por *fretting*. Um trabalho recente mostrou que a liga 6201-T81 possui uma maior sensibilidade ao *fretting* quando comparada com a liga 1120 H19 (VIEIRA et al., 2021). Esse contexto justificou a escolha da liga de alumínio 6201-T81 para este trabalho. Tal escolha foi ainda reforçada pelo fato que cabos de alumínio liga 6201 foram utilizados para recapitação de linhas de transmissão (WIEDMER et al., 2007).

Nas Tabelas 4.2 e 4.3 são apresentadas a composição química e as propriedades mecânicas desta liga respectivamente.

Tabela 4.2: Composição química em % da liga de alumínio 6201-T81.

Liga de alumínio	Mg	Si	B	Cr	Cu	Fe	Mn	Zn	Al
6201-T81	0,65	0,58	≤0,032	≤0,01	≤ 0,1	≤0,21	≤0,01	≤0,01	Restante

Tabela 4.3: Propriedades mecânicas da liga de alumínio 6201-T81.

<b>Liga de alumínio</b>	<b>Limite de escoamento <math>\sigma_y</math> (MPa)</b>	<b>Limite de resistência a tração <math>\sigma_u</math> (MPa)</b>
6201-T81	310	330

O comportamento das ligas Alumínio-Magnésio-Silício em temperatura alta não difere do alumínio puro, ou seja, acima de 100°C inicia-se o processo de recozimento e altera-se sua resistência mecânica (KIESSLING et al., 2014).

#### 4.2. FIOS TERMORRESISTENTES DA LIGA TAL

A liga de alumínio termorresistente TAL (*Thermal-resistant aluminium-alloy*) é um alumínio de alta pureza (99,7%) enriquecido com pequenas quantidades de zircônio (Zr) e outros elementos (FILIPPO FILHO, 2005). Outros autores especificam que o alumínio puro usado é o alumínio 1350 (PESSOA, 2017; BEÇA, 2019). A liga TAL pertence a uma família de ligas de alumínio-zircônio (Al-Zr) que são usadas para resistência ao calor (isto é, resistem ao recozimento), que diferem pelo teor de zircônio, resistência à tração, condutividade elétrica e temperatura máxima de uso (ASTM, 2005).

A liga de alumínio TAL foi desenvolvida em 1960 (BARBOSA, 2011) pela *Hitachi Cables* e *Sumimoto Electric Industries*, embora o primeiro estudo sobre um cabo de liga resistente ao calor Al-Zr aconteceu pela primeira vez em 1949 por Harrington, e foi mencionado que a adição de uma quantidade apropriada de Zr poderia melhorar muito a resistência ao calor da matriz (HARRINGTON, 1949). No caso da liga TAL é o teor em zircônio que permite a utilização em temperaturas altas sem alterações de suas características mecânicas mesmo quando exposta durante muito tempo. O Zr tem baixo coeficiente de difusão o que melhora a resistência ao calor (KNIPLING et al., 2010; WANG et al., 2013). A adição de Zr resulta na precipitação de dispersóides de morfologia cúbica  $Al_3Zr$ , que podem retardar o movimento de contorno dos grãos durante o tratamento térmico, aumentam a temperatura de recristalização, melhoram a resistência à tração (YUAN e LIANG, 2011; ERTURK et al., 2015) e, também, dificultam a mobilidade das discordâncias (SILVA, 2020). Isso contribui também para o aumento da resistência e tenacidade simultaneamente (MORETO, 2012). Outra

vantagem na adição de Zr é um maior potencial para o desenvolvimento de ligas termicamente estáveis e resistentes à fluência em temperaturas elevadas (KNIPLING et al., 2007). Na Figura 4.2, a resistência residual do alumínio e da liga TAL a 200°C é mostrada em função do período de aquecimento. Após as primeiras 100 horas, apenas uma diminuição insignificante da resistência mecânica é observada para a liga TAL (KIESSLING et al., 2014).

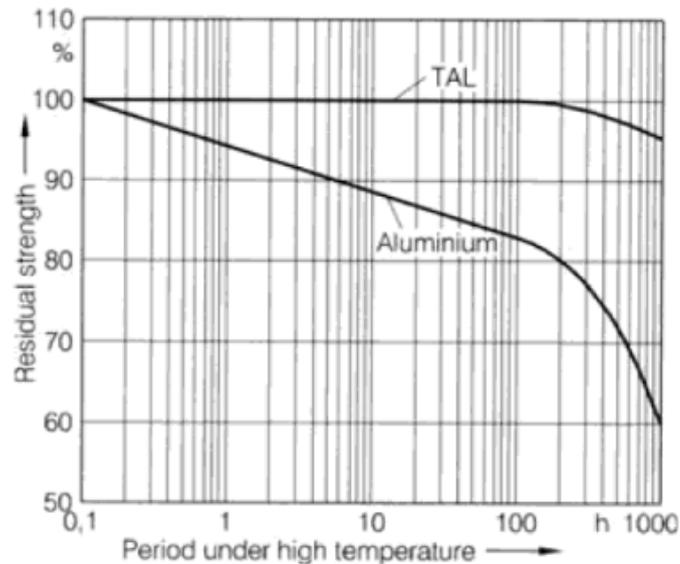


Figura 4.2: Resistência do alumínio e da liga TAL a 200°C (KIESSLING et al., 2014).

A quantidade de Zircônio adicionada ao alumínio varia segundo os fabricantes, em 1999 Nascimento e colaboradores afirmaram que para uma liga TAL a adição de Zr varia entre 0,1 e 0,3%.

Conforme Sato et al. (1983), uma liga de alumínio para uso elétrico com alta resistência ao calor e alta condutividade é obtida submetendo uma liga de Al-Zr compreendo 0,23-0,35% de Zr à fusão, fundição, laminação a quente, trabalho a frio para um tamanho predeterminado, envelhecimento a uma temperatura entre 310 e 390°C por 50-400 horas de modo que as partículas de  $Al_3Zr$  sejam dispersas uniformemente e, opcionalmente, trabalho adicional a frio em um grau não superior a 30% de redução de área (SATO et al., 1983). Tal processo garante um liga termorresistente com condutividade superior a 58% IACS e a mesma resistência que aquela de fio de alumínio 1350. O teor de Zr precisa ser respeitado, pois se a quantidade for inferior a 0,23%, a resistência ao calor é insuficiente, enquanto se for superior a 0,35%, não apenas o custo aumenta, mas ocorre o engrossamento dos

precipitados de  $\text{Al}_3\text{Zr}$  reduzindo assim a resistência ao calor na proporção inversa ao aumento da quantidade de Zr.

Como observado por Yuan e Liang e de acordo com a COPEL (Companhia Paranaense de Energia Elétrica), uma liga pode ser considerada como termorresistente se manter 90% da dureza inicial após um tratamento de  $230^\circ\text{C}$  por uma hora (AMARAL et al., 2010; YUAN e LIANG, 2011). Os mesmos autores notaram que com a adição de Zr, a microestrutura de uma liga Alumínio-Magnésio-Silício é refinada levemente (Figura 4.3). A adição de Zr pode resultar em grãos refinados em liga fundida devido à presença das partículas finas de  $\text{Al}_3\text{Zr}$ , que atuam como núcleos de cristalização (YUAN e LIANG, 2011). Tal adição forma uma fina camada entre os contornos de grão de alumínio (Figura 4.3b) impedindo o recozimento e a recristalização do material (NASCIMENTO et al., 1999).

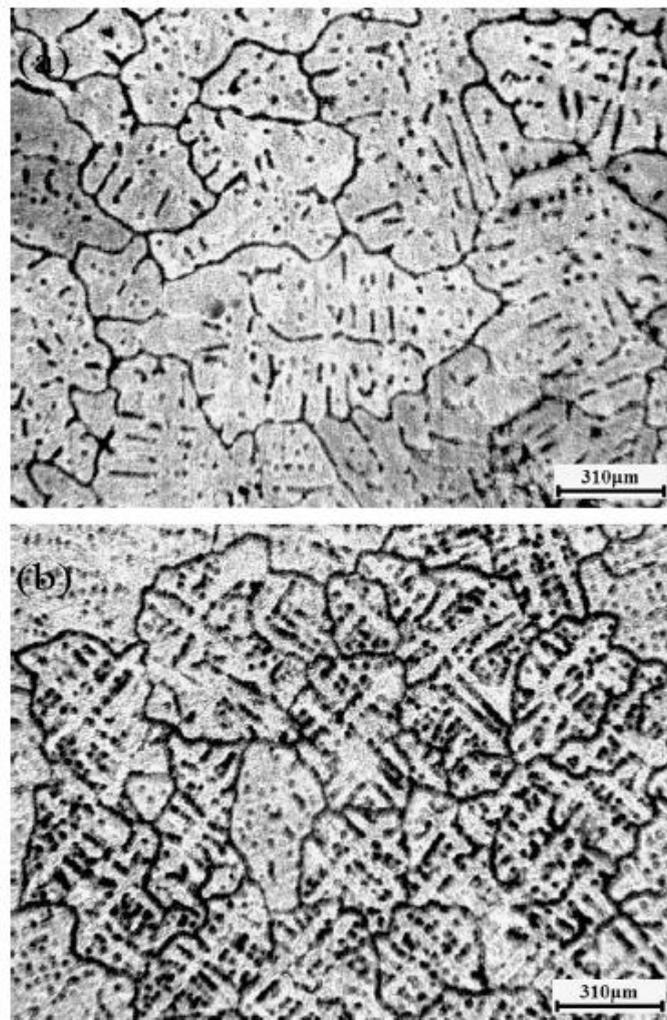


Figura 4.3: Micrografias ópticas de estrutura fundida de liga Alumínio-Magnésio-Silício, (a) liga sem adição de Zr, (b) liga com 0,145% de Zr (YUAN e LIANG, 2011).

Está estabelecido que, à medida que o teor de Zr aumenta, a resistência mecânica da liga aumenta substancialmente; no entanto, após o recozimento, essa característica é primeiramente determinada pela concentração de zircônio na solução sólida à base de alumínio e depende dos parâmetros do tratamento térmico (BELOV et al., 2009). São as inclusões da fase secundárias  $\text{Al}_3\text{Zr}$  que permitem aumentar as propriedades de resistência. Belov e colaboradores compararam três ligas diferentes com teor de Zr de 0.30, 0.48 e 0.60 wt %. O diagrama de fases Al-Zr (Figura 4.4) mostra a necessidade de superaquecer consideravelmente a liga quando comparada ao alumínio puro. Isso ocorre porque as temperaturas de fundição devem estar deliberadamente acima da temperatura do líquido ( $T_L$ ).

Conforme o método de resfriamento usado pelos autores, o resultado concordou bem com a linha *liquidus* apresentada na Figura 4.4. Especificamente na liga 48Zr, onde a aglomeração de cristais primários de  $\text{Al}_3\text{Zr}$  foi claramente revelada a  $750^\circ\text{C}$  (Figura 4.5a), enquanto sua quantidade é também suficientemente grande na liga 60Zr a  $800^\circ\text{C}$  (Figura 4.5b).

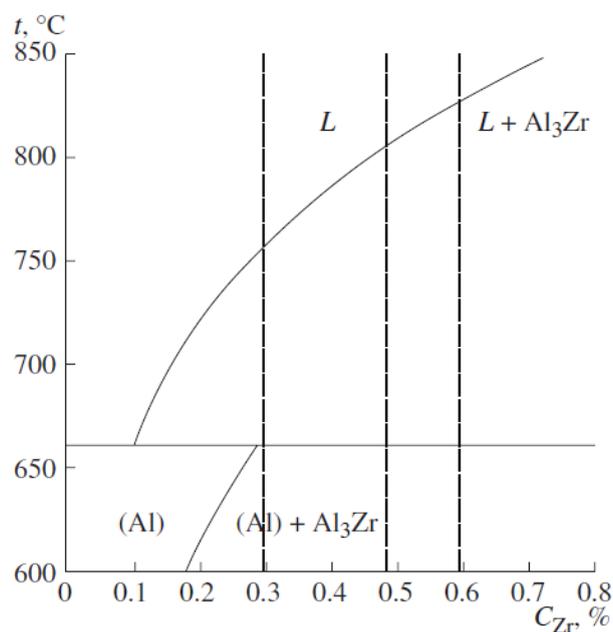


Figura 4.4: Diagrama de fases Al-Zr (BELOV et al., 2009).

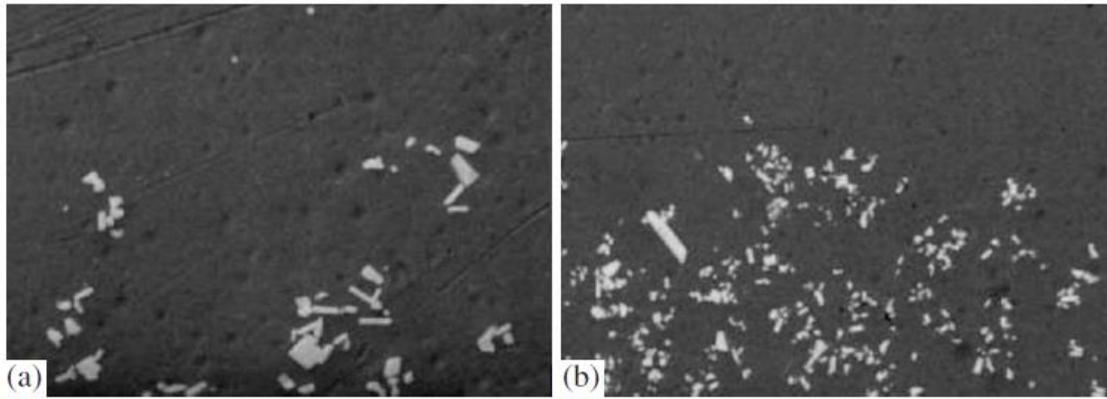


Figura 4.5: Comparação da concentração de cristais primários de  $Al_3Zr$ , (a) liga com 0,48% de Zr, (b) liga com 0,6% de Zr (BELOV et al., 2009).

A Tabela 4.4 abaixo apresenta as principais propriedades da liga TAL, comparando-a com as do alumínio 1350-H19 e da liga de alumínio 6201-T81. Observa-se que a densidade e o coeficiente de dilatação são iguais e que os pontos fortes da liga TAL residem nas suas temperaturas de operação e de emergência, mas também na sua condutividade (60% IACS). Com a evolução dos aditivos nas últimas décadas, a condutividade já atingiu 60,8% (RÉGIS Jr et al., 1999) e empresas de energia como a *Furukawa Electric Co.* em 1995 chegaram a desenvolver suas próprias ligas TAL (UEDA, 1995).

Tabela 4.4: Propriedades liga TAL comparadas com o alumínio 1350-H19 e a liga 6201-T81 (CHEN et al., 2002; CIGRE, 2003; FRAGA et al., 2010; NEXANS, 2015; PEREIRA et al., 2020; RIBA et al., 2020).

Propriedades	Liga TAL	Alumínio 1350-H19	Liga 6201-T81
Ponto de fusão (°C)	660	660	660
Densidade (g/cm <sup>3</sup> )	2,7	2,7	2,69
Condutividade elétrica a 20°C (% IACS)	60	61,2	52,5
Condutividade térmica (cal/cm.s.°C)	0,5	0,5	
Coeficiente de dilatação térmica linear (°C <sup>-1</sup> )	23x10 <sup>-6</sup>	23x10 <sup>-6</sup>	23x10 <sup>-6</sup>
Limite de Resistência à tração (MPa)	196	186	303-317
Módulo de elasticidade (GPa)	61,78	68,9	69
Alongamento mínimo em 250 mm (%)	1,5-2,3	1,5-2,3	3
Temperatura de operação (°C)	150	90	90-95
Temperatura de emergência (°C)	180	120	100-110

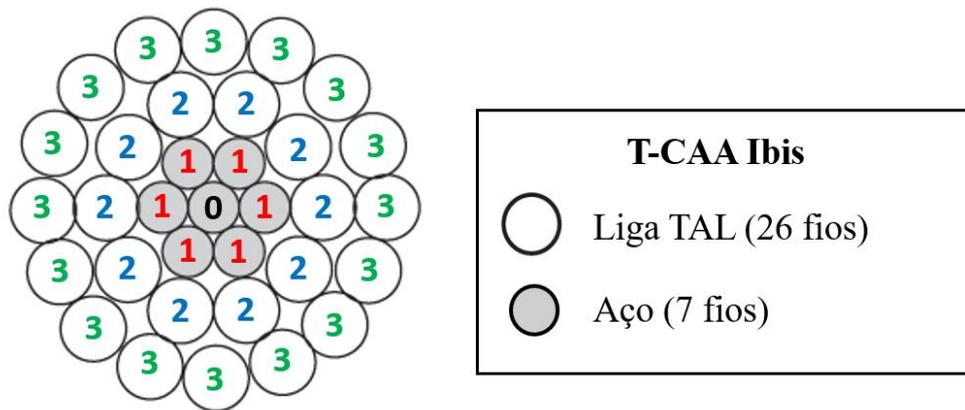
Vale a pena lembrar que existem também a liga super-termorresistente ZTAL (*Super Thermal-resistant Aluminium Alloy*) e a liga extra-termorresistente XTAL (*Extra Thermal-resistant Aluminium Alloy*) que respectivamente podem operar a temperaturas de 210 e 230°C (ALBIZU et al., 2010). A norma IEC 62004 de 2007 designa a liga TAL de AT1 e AT2 (AT2 possui uma resistência mecânica maior), a ZTAL é designada como AT3 e a XTAL de AT4. A diferença entre essas ligas reside apenas no teor de zircônio.

O aumento de zircônio dissolvido reduz ligeiramente a condutividade do alumínio, 57% IACS para a ZTAL contra 60% IACS para a TAL. No caso da liga XTAL, a condutividade foi melhorada (58% IACS) devido à dispersão de zircônio que permite a precipitação de compostos  $Al_3Zr$  (FILIPPO FILHO, 2005). Por fim, é importante ressaltar que a liga TAL e variantes é amplamente usada na composição dos cabos desenvolvidos para altas temperaturas como já descrito no primeiro capítulo desse estudo (T-CA, T-CAA, GTACSR, (Z)TACIR etc.).

Para essa pesquisa o cabo escolhido foi o T-CAA Ibis 397 MCM com 26 fios de liga TAL divididos em duas camadas e uma alma de aço classe A de 7 fios divididos em uma camada e um fio núcleo (Figura 4.6). Esse condutor possui a mesma característica de formação que o CAA Ibis, a diferença está na utilização da liga termorresistente. Uma amostra de 5 m do cabo foi fornecida por ALUBAR quais características encontram-se na Tabela 4.5 a seguir.

Tabela 4.5: Características do condutor T-Ibis formado por fios da liga TAL e fios de aço.

Condutor	Seção transversal (mm <sup>2</sup> )			Número de fios		Diâmetro dos fios (mm)		Carga de ruptura (kN)
	TAL	Aço	Total	TAL	Aço	TAL	Aço	
T-Ibis	201,34	32,73	234,07	26	7	3,14	2,44	69,24

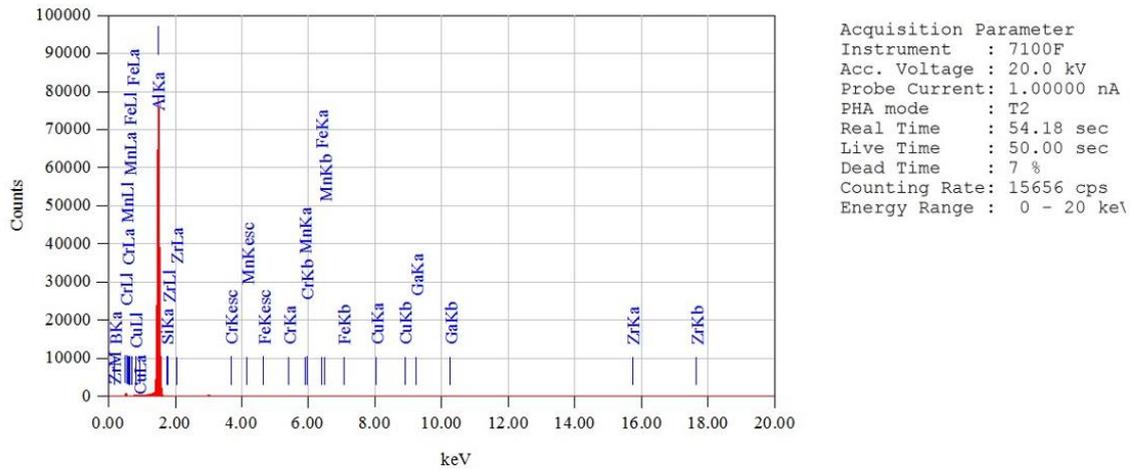


$$E_{TAL} = 61,78 \text{ GPa}$$

Figura 4.6: Ilustração esquemática da seção transversal do cabo T-CAA Ibis.

O primeiro trabalho a ser realizado uma vez a amostra de cabo T-CAA recebida foi determinar o teor de Zr da liga TAL usada por ALUBAR. Para isso foi conduzida uma espectroscopia de energia dispersiva (EDS) realizada com o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). A Figura 4.7 mostra os resultados obtidos a partir de um pedaço de fio termorresistente retirado da amostra apresentando o espectrograma e a quantidade em massa dos elementos presentes. A análise foi efetuada na secção do fio após polimento. Pela quantidade de alumínio presente (99,31%) e pela presença de elementos como o ferro (Fe), o cobre (Cu) e o gálio (Ga), pode-se concluir que a liga TAL foi realizada a partir de um alumínio puro 1350 (A Tabela 4.6 indica a composição química do alumínio puro 1350-H19 para comparação).

O teor em zircônio da amostra é de 0,15%, esta análise foi repetida com outras amostras de fio obtendo uma média de 0,17% de Zr, tal proporção está coerente com o indicado por Nascimento e colaboradores (NASCIMENTO et al., 1999).



ZAF Method Standardless Quantitative Analysis  
Fitting Coefficient : 0.0240

Element	(keV)	Mass%	Sigma	Atom%	Compound	Mass%	Cation	K
B K*								
Al K	1.486	99.31	0.21	99.56				99.6675
Si K*	1.739	0.29	0.03	0.28				0.0924
Cr K*	5.411	0.02	0.02	0.01				0.0133
Mn K*								
Fe K*	6.398	0.16	0.02	0.08				0.1190
Cu K*	8.040	0.04	0.03	0.02				0.0276
Ga K*	9.241	0.03	0.04	0.01				0.0209
Zr L*	2.042	0.15	0.04	0.05				0.0592
Total		100.00		100.00				

Figura 4.7: Espectrograma e quantidade em massa dos elementos presentes (EDS) em fio de liga TAL de cabo T-CAA Ibis.

Tabela 4.6: Composição química em % do alumínio 1350-H19.

Alumínio	Al	B	Cr	Cu	Ga	Fe	Mn	Si
1350	99,5	0,05	0,01	0,05	0,03	0,40	0,01	≤0,1

### 4.3. CORPOS DE PROVA E SAPATAS

Para todos os testes, foram utilizados fios de liga de alumínio 6201-T81 de cabo condutor CAL 900 (Figura 4.1) e fios de liga TAL de cabo termorresistente T-CAA Ibis (Figura 4.6). Para ambos cabos, os fios da camada externa servem para o contato (sapata) e os fios utilizados como CP vêm da camada interna. Quando os fios são retirados do cabo, precisam ser retificados para o ensaio de fadiga, pois foram torcidos de forma helicoidal no processo de encordoamento da fabricação do cabo (Figura 4.8). Para isso, usou-se uma máquina servo-hidráulica para tracionar os fios com uma taxa decrescente de 10 mm/min até 1 mm/min até atingir uma força de aproximadamente 3900 N (equivalente a uma tensão de 323 MPa) para o fio 6201-T81 e 1517 N (equivalente a 196 MPa) para o fio de liga TAL. A partir de um fio da camada externa

esticado, corta-se as sapatas com comprimento de 35 mm. Os corpos de prova são cortados a partir dos fios da camada interna e têm um comprimento de 220 mm.

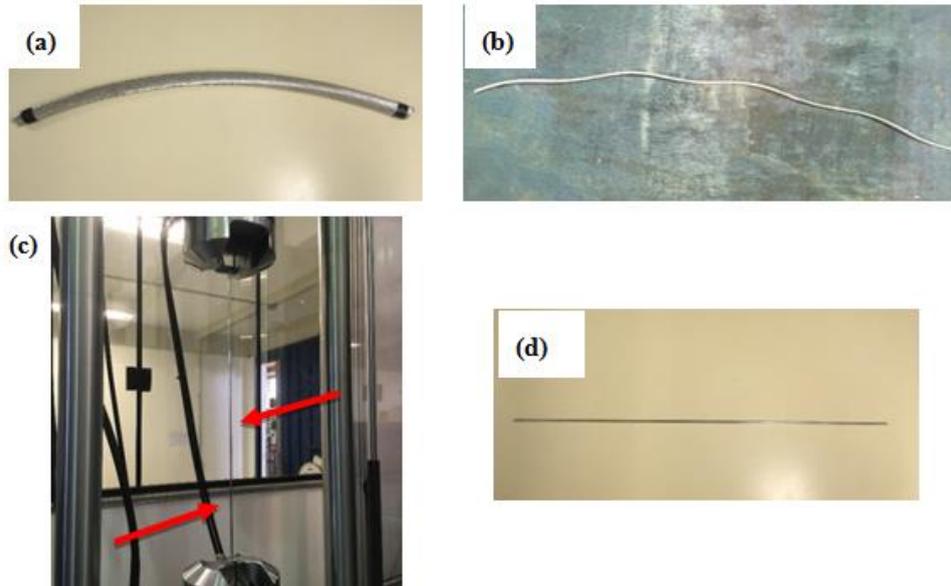


Figura 4.8: (a) Peça do cabo retirado da bobina; (b) Fio retirado do conjunto antes do esticamento; (c) Fio colocado na máquina; (d) Fio já esticado (UnB, 2018).

Para definir a quantidade de corpos de prova (CP's) é preciso conhecer o índice de replicação. Segundo a norma ASTM E739-10 (2015) para estabelecer uma curva Tensão-Vida (curva  $S-N$ ) deve ter um índice de replicação de 33% a 50%. A partir da equação 4.1 e adotando um índice de replicação e uma quantidade de níveis de tensão é possível definir a quantidade de corpos de prova a serem testados.

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

Para este projeto foi adotado um índice de 33% e uma quantidade de níveis de tensões de 4. Isolando o número de CP's testados na equação 4.1 observou-se que para atender a norma ASTM E739-10 foi preciso um número mínimo de 12 corpos de prova para cada curva  $S-N$ . Finalmente, a Figura 4.9 apresenta o modo de identificação de cada CP em função do material, das condições de carregamento e da temperatura do ensaio.

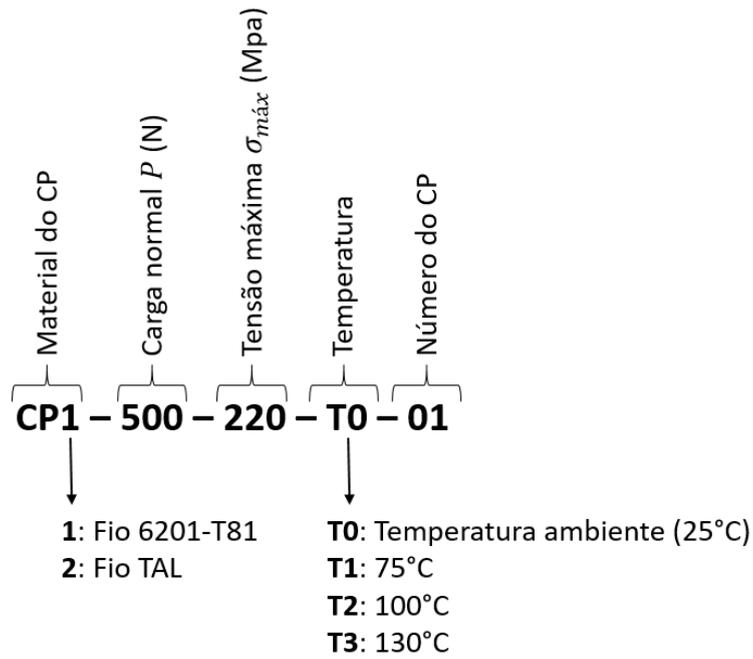


Figura 4.9: Identificação dos CPs.

#### 4.4. PROGRAMA EXPERIMENTAL

O fluxograma, apresentado na Figura 4.10, mostra como serão organizados os testes de fadiga por *fretting* em fios.

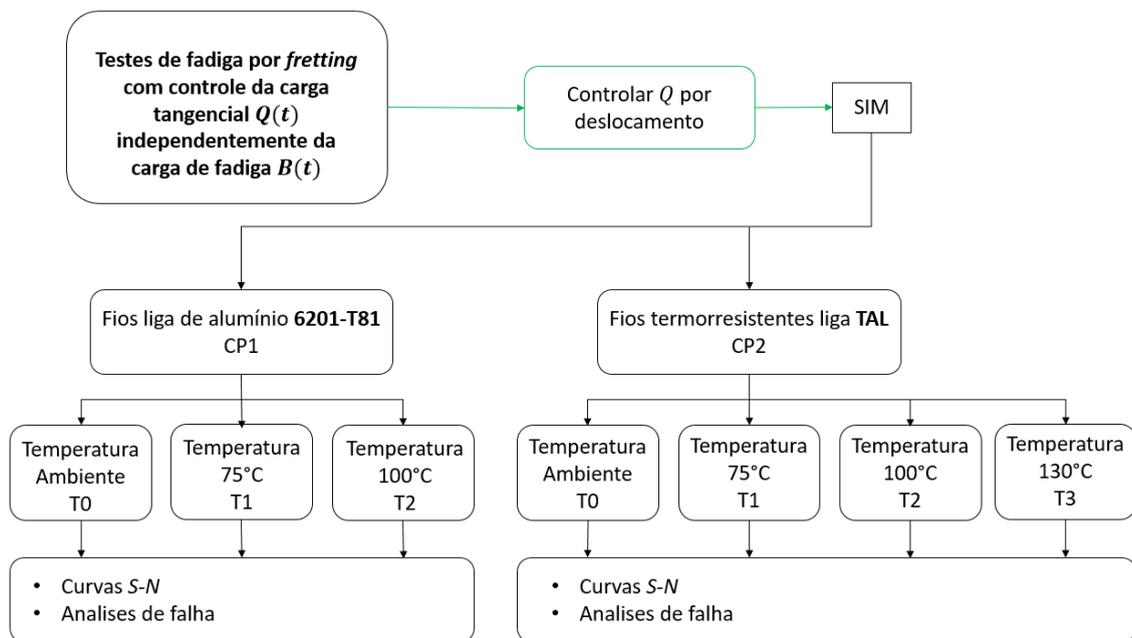


Figura 4.10: Fluxograma dos testes de fadiga por *fretting* em fios.

## 4.5. METODOLOGIA

Os testes de fadiga por fretting foram realizados com controle de deslocamento por meio do atuador de *fretting* (superior). Nos trabalhos anteriores (GARCIA, 2019; GARCIA et al., 2020) os testes de fadiga por *fretting* foram executados com o atuador de *fretting* desabilitado, ou seja, com a carga tangencial  $Q(t)$  gerada pela carga remota de fadiga  $B(t)$ . Tal configuração mostrou-se eficiente reproduzindo ensaios de fadiga por *fretting* em fios de cabos condutores, induzindo marcas elípticas de *fretting* comparáveis às marcas geradas em cabos reais e provando a ocorrência do regime de escorregamento parcial. Porém, restou provar se o dispositivo desenvolvido em 2019 era capaz de conduzir ensaios de fadiga por *fretting* com a carga tangencial independente da carga de fadiga.

### 4.5.1. Testes de fadiga por *fretting* com carga tangencial controlada independentemente da carga de fadiga

Há duas formas de controlar a carga tangencial de um ensaio de fadiga por *fretting*, por força ou por deslocamento. O atuador que controla o *fretting* permite estas duas opções, porém não se sabe como reagirá o dispositivo com os dois atuadores funcionando independentemente. O controle por deslocamento é da ordem de 20 a 40  $\mu\text{m}$  conforme observado nos trabalhos ligados ao dispositivo de fadiga por *fretting*. Já que a precisão do LVDT (*Linear Voltage Displacement Transducer*) do atuador é da ordem de 1  $\mu\text{m}$ , tal configuração deveria funcionar corretamente. Trabalhos com controle de deslocamento com amplitude de 0  $\mu\text{m}$  já foram realizados com sucesso (MATOS, et al., 2020). Já no caso de um controle por força, há mais preocupações. Primeiro porque as cargas tangenciais observadas até agora foram da ordem de 200 a 300 N (dependendo da carga  $P$ ) e o atuador de *fretting* tem uma capacidade máxima de 15 kN, ou seja, a amplitude de carga a ser controlada pode ser muito baixa para a capacidade do atuador. Segundo, existe a possibilidade que os elementos do dispositivo acoplados à máquina (ao próprio atuador de *fretting* para ser preciso) influenciem o comportamento do atuador.

Independentemente que o controle seja por deslocamento ou por força o uso de um compensador de sinal é fortemente recomendado. O objetivo do compensador de sinal é comparar o comando acionado com a resposta do sensor correspondente para garantir

que o atuador aplique o carregamento desejado no corpo de prova. Em caso de diferença entre a resposta do sensor e o comando desejado, o compensador altera o comando. A máquina MTS usada para os ensaios em fios possui diversos tipos de compensadores:

- *Peak-Valley Amplitude Control* (PVC);
- *Amplitude Phase Control* (APC);
- *Peak-Valley-Phase Control* (PVP).

O compensador APC é usado para casos onde é preciso controlar a amplitude. Já o PVC é utilizado para comandos cíclicos monitorando a resposta de comando cíclico para qualquer erro de amplitude ou valor médio. Finalmente, o compensador PVP é uma combinação dos compensadores APC e PVC permitindo uma melhor otimização das respostas dos sinais. O compensador PVP (Pico-Vale-Fase) mostrou-se a melhor opção para ensaios de fadiga por *fretting* em fios, mas não foi testado com os dois atuadores juntos.

Foram realizados ensaios de fadiga por *fretting* em fios 6201-T81 aplicando uma carga tangencial  $Q$  de 250 N no atuador superior com carga normal  $P$  de 250 N, frequências de 5 e 20 Hz, e finalmente, com e sem compensador PVP. Os parâmetros de fadiga foram uma tensão alternada  $\sigma_a$  de 90 MPa com uma razão de tensão  $R = 0,1$ . A configuração de *fretting* foi com um fio em contato com um ângulo de cruzamento de 29°. O objetivo destes testes foi verificar se há uma influência das forças de inercia gerada pelo dispositivo na resposta do atuador de *fretting*.

Os resultados são apresentados nas Figuras 4.11 e 4.12. Nos ensaios realizados com frequência de 5 Hz, o efeito das forças de inércia parece ser insignificante. Comparando as Figuras 4.11a e 4.11b, pode-se observar que a ativação do compensador PVP não gerou efeito significativo na resposta dinâmica do dispositivo. Nos ensaios realizados com frequência de 20 Hz, o sinal lido pela célula de carga superior (curva verde) já começa a apresentar distorção, provavelmente provocada pela inércia dos elementos acoplados a máquina (Figura 4.12a). A ativação do compensador não eliminou o “ruído” lido na célula de carga superior e resultante do efeito da inércia (Figura 4.12b). Entretanto, melhorou o resultado da diferença entre as leituras realizadas pelas células

de carga inferior e superior (curva roxa). Lembrando que é esta diferença que permite determinar a carga cisalhante  $Q(t)$  do ensaio.

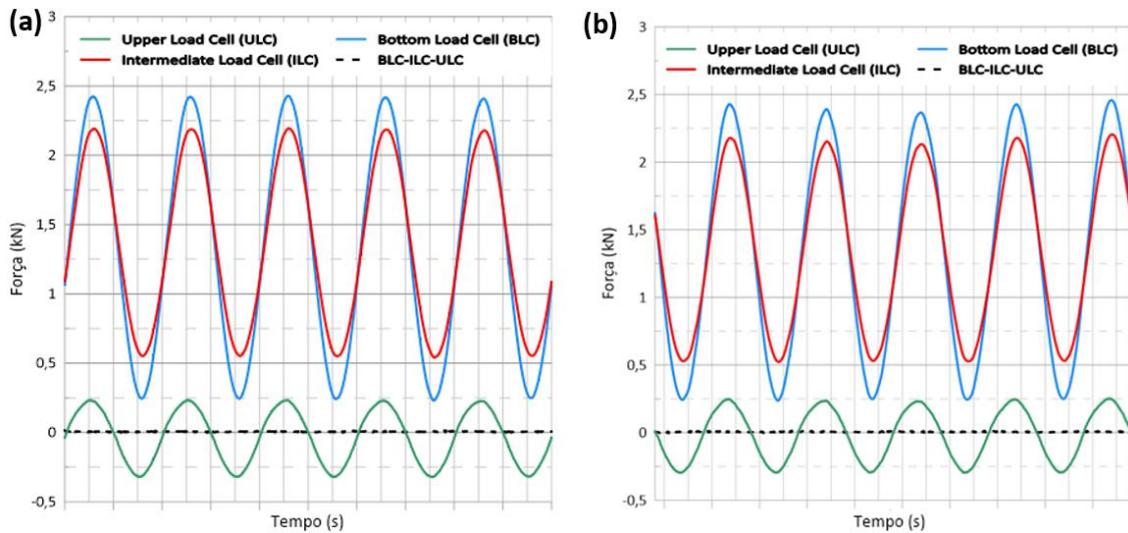


Figura 4.11: Resultados dos ensaios (Freq.= 5 Hz e  $P = 250$  N), (a) sem compensador PVP no deslocamento do atuador superior, (b) com compensador PVP.

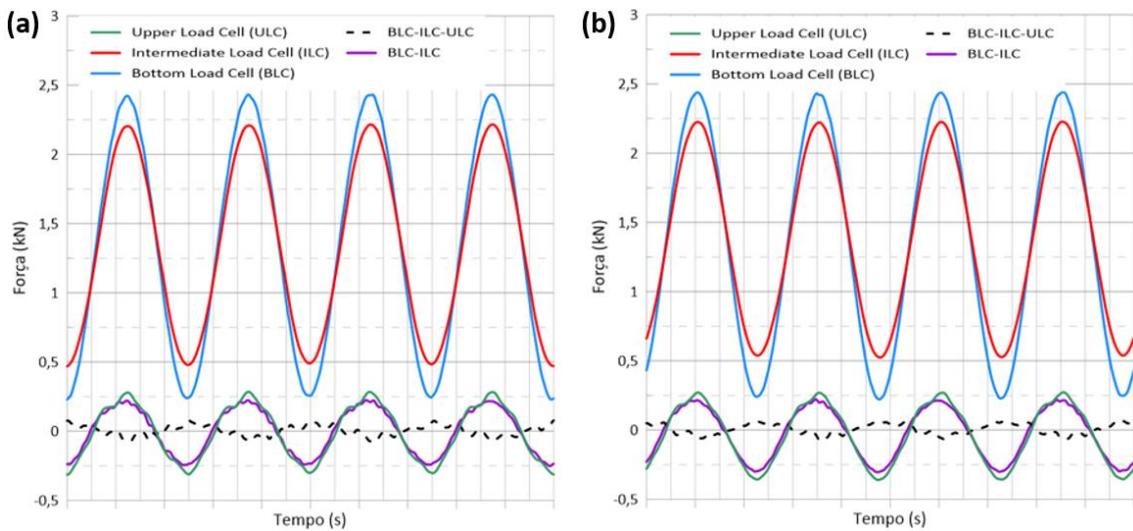


Figura 4.12: Resultados dos ensaios (Freq.= 20 Hz e  $P = 250$  N), (a) sem compensador PVP no deslocamento do atuador superior, (b) com compensador PVP.

O próximo passo após estes primeiros resultados foi otimizar os ajustes de ganho da máquina de ensaio e em seguida repetir os testes de fadiga por *fretting* com controle da carga  $Q$  com o objetivo de estabelecer um protocolo de ensaio. Os Ajustes dos Ganhos (P) e (I) do atuador de *fretting* foram efetuados até obter a melhor resposta em controle de deslocamento. Depois, verificou-se se ajustes de ganho funcionavam em controle de

força. Tais ajustes foram realizados por meio de tentativas e erros, pois as curvas apresentavam tanto as características de ganho alto como baixo. Durante os ajustes o fio foi submetido apenas a tração, sem ciclos de fadiga. A configuração final adotada encontra-se nos anexos deste trabalho. Em seguida os ajustes foram testados com ensaios de fadiga por *fretting* controlando o deslocamento com amplitude de  $\pm 25 \mu\text{m}$ ,  $\pm 40 \mu\text{m}$  e  $\pm 75 \mu\text{m}$  até obter uma carga tangencial  $Q$  de 200 N de amplitude. Observou-se uma boa resposta do atuador e não houve deslizamento na marca de *fretting* como indicado respectivamente pelo círculo vermelho e a seta vermelha na Figura 4.13. Como mostrado na Figura 4.14 chegou-se a uma carga  $Q$  de 203 N de amplitude com um deslocamento de  $\pm 75 \mu\text{m}$  no atuador superior.

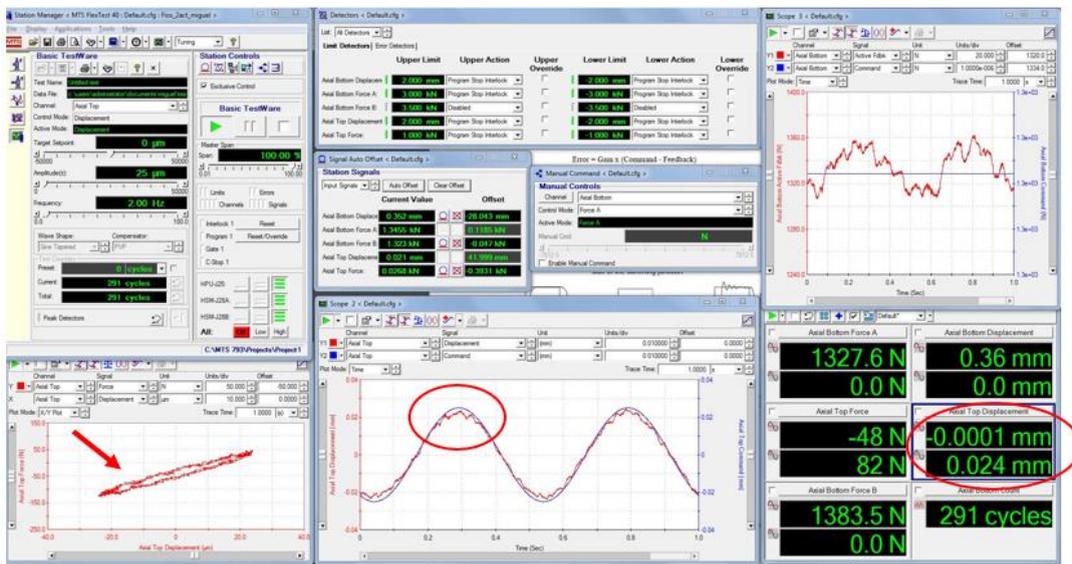


Figura 4.13: Tela de controle da máquina MTS para o teste com amplitude de deslocamento de  $25 \mu\text{m}$ , ciclo de *fretting* indicado pela seta vermelha e resposta do atuador sinalizada pelos círculos vermelhos.

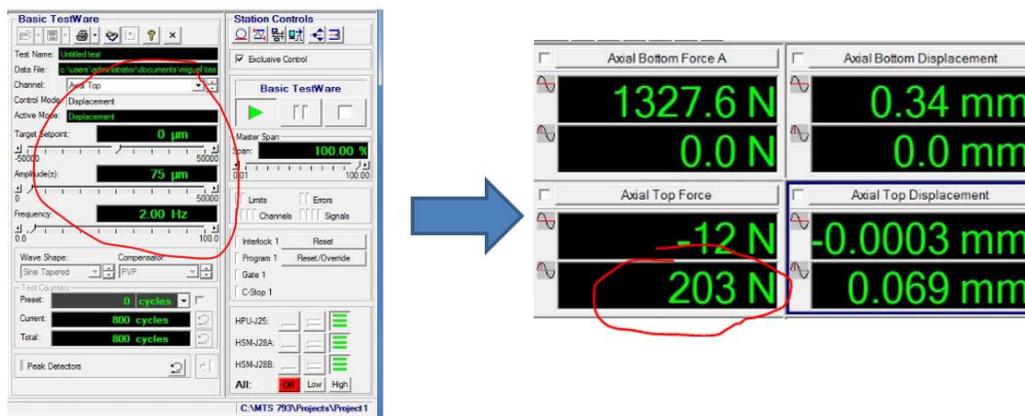


Figura 4.14: Teste com amplitude de deslocamento de  $75 \mu\text{m}$  gerando uma carga  $Q$  de aproximadamente 200 N de amplitude.

O ajuste de ganho e os testes descritos acima permitiram estabelecer um protocolo de ensaio com controle da carga cisalhante  $Q$  por força:

1. Sem aplicar carga cíclica no atuador inferior (apenas a força média  $F_m$  conforme a tensão alternada  $\sigma_a$  escolhida), controlar o deslocamento do atuador de *fretting* partindo de 0 e aumentando a amplitude de deslocamento até obter a carga  $Q$  desejada, ou seja, 200 N para um deslocamento de 75  $\mu\text{m}$ .
2. Parar o ensaio e passar em controle de força começando com uma amplitude de 0 N até o valor de  $Q$  desejado (200 N). Ainda sem aplicar carga de fadiga, deixar o ensaio até gerar a marca de *fretting* (500 ciclos).
3. Aplicar a carga cíclica aumentando gradualmente a amplitude de tensão e começando com uma frequência baixa (2 Hz). Observar se não ocorre deslizamento na marca de contato.

O primeiro teste foi realizado com uma razão de tensão  $R = 0,1$ ,  $P = 250 \text{ N}$ ,  $\sigma_a = 90 \text{ MPa}$  e  $Q = \pm 200 \text{ N}$ . Houve dois fatos que provocaram um deslizamento no contato:

- O aumento de frequência, observou-se deslizamento a partir de apenas 5 Hz.
- O aumento de amplitude de tensão. O ensaio começou a deslizar com uma amplitude de 700 N, a meta era de 1092 N.

Repetiu-se os testes com razão de tensão  $R$  de 0,5 e carga normal  $P$  de 250, 500 e 750 N. Aumentando  $R$  foi possível realizar ensaios com frequência de até 10 Hz máximo e com conclusão dos testes por falha na zona de contato dos fios. No primeiro teste com carga  $P$  de 250 N, o CP falhou na parta inferior da marca e apresentou marcas de adesão e de escorregamento típicas de um regime de escorregamento parcial. Porém, as marcas de contato eram muito compridas. Observando com mais atenção o *loop* de *fretting* (evolução da carga tangencial  $Q$  em função do deslocamento) nos ensaios seguintes (Figura 4.15) notou-se que ele se desloca lentamente ao longo dos ciclos podendo ultrapassar 1 mm (Figura 4.15b). Com cargas normais  $P$  maiores (500 e 750 N) o fenômeno permaneceu.

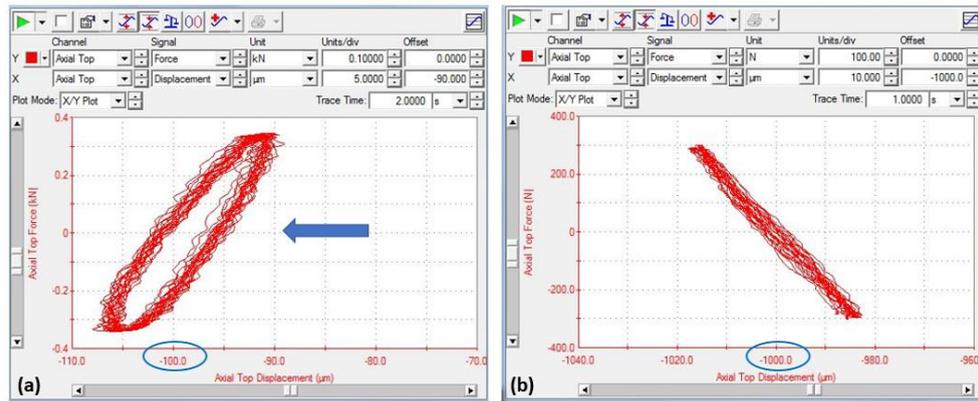


Figura 4.15: *Loops de fretting*, (a) deslizamento de 100  $\mu\text{m}$  observado com uma frequência de 10 Hz (seta azul indicando o sentido de deslizamento), (b) deslizamento atingindo mais de 1 mm.

Resumindo, não foi possível realizar ensaios de fadiga por *fretting* controlando a carga tangencial  $Q$  por força. Por outro lado, esta série de testes permitiu estabelecer os ajustes de ganho da máquina MTS para os ensaios a seguir que foram realizados com controle de deslocamento. O atuador de *fretting* não consegue controlar o ensaio por força provavelmente pelo fato que as cargas  $Q$  prescritas são muito baixas para sua capacidade. Por esse motivo os ensaios apresentados a seguir foram realizados aplicando uma carga cisalhante  $Q(t)$  controlada por deslocamento e operando em fase com a carga de fadiga  $B(t)$ .

#### 4.5.2. Testes de fadiga por *fretting* em fios 6201-T81 de cabo CAL 900

Para os fios de cabo CAL 900 os ensaios foram realizados com carga normal  $P$  de 500 N. Durante a concepção do dispositivo (GARCIA et al., 2020), foi realizado um trabalho de correlação entre o tamanho das marcas encontradas no cabo CAL900 após um teste de fadiga e a carga  $P$  a ser aplicada entre dos fios. Este estudo revelou que para obter as mesmas marcas era necessário aplicar cargas  $P$  podendo variar entre 250 e 2000 N. A carga de contato de 500 N tem sido usada em vários estudos de fadiga por *fretting* em configurações de fio/fio e fio/grampo (MATOS et al., 2020; VIEIRA et al., 2020; OMRANI et al., 2021). O ângulo de cruzamento foi de  $20^\circ$  como definido no capítulo anterior, a opção de *fretting* escolhida foi a da montagem fio-rolamento e a razão de tensão  $R$  foi fixada a 0,5. Com  $R = 0,5$  tem-se um bom compromisso entre razão de tensão realista considerando um cabo e o fato que o estudo é focado no comportamento dos próprios fios. Outro parâmetro de ensaio importante foi a amplitude de deslocamento prescrita para o controle da carga cisalhante  $Q(t)$ .

Conforme os deslocamentos observados no trabalho anterior (GARCIA, 2019) foi escolhida uma amplitude de deslocamento de 20  $\mu\text{m}$ . Devido às distorções observadas no atuador superior a 20 Hz, a frequência máxima foi estabelecida a 15 Hz. Cada ensaio foi iniciado com uma frequência de 5 Hz, uma vez as cargas de fadiga e cisalhante aplicadas aumentou-se a frequência com cautela podendo manter a frequência abaixo de 15 Hz se o dispositivo mostrar sinais de distorções na resposta do atuador de *fretting*.

A primeira temperatura de ensaio foi obviamente a temperatura ambiente de 25°C, quais resultados serviram de referência para comparação. A segunda temperatura de testes foi 75°C por ser uma temperatura máxima de operação padrão de condutores convencionais (MOHD ZAINUDDIN et al., 2020). Os fios foram também testados à temperatura de 100°C, ou seja, na temperatura de emergência do cabo CAL 900.

#### **4.5.3. Testes de fadiga por *fretting* em fios de cabo termorresistente T-CAA Ibis**

Para os fios de cabo T-CAA Ibis os ensaios foram realizados com carga normal  $P$  de 250 N, em 2019 ensaios de fadiga por *fretting* em fios de cabo Ibis convencional foram realizados usando cargas  $P$  de 250 e 500 N após correlacionar o tamanho das marcas no cabo e o das marcas entre os fios por meio do dispositivo (ROCHA et al., 2019). Escolheu-se a carga menor (250 N) para que o espaço entre o suporte da sapata e o CP seja suficiente para alojar os *igniters*, pois o diâmetro dos fios T-CAA Ibis é menor comparado ao dos fios 6201-T81. O ângulo de cruzamento foi de 20° conforme as medições realizadas nas camadas de fios do cabo e a razão de tensão,  $R$ , foi mantida a 0,5 pelos mesmos motivos descritos acima para os fios 6201. Conforme os deslocamentos observados após testes com o atuador de *fretting* desligado, foi escolhida uma amplitude de deslocamento de 10  $\mu\text{m}$ . A frequência máxima manteve-se a 15 Hz. A carga cisalhante  $Q(t)$  e a carga de fadiga  $B(t)$  operam em fase.

As temperaturas de ensaios foram 25, 75 e 100°C. A primeira temperatura foi escolhida para obter um curva  $S-N$  em temperatura ambiente servindo de referência para as outras. As temperaturas de 75 e 100°C serviram para avaliar se realmente a liga de alumínio termorresistente não terá influência na vida em fadiga.

## CAPÍTULO 5

### 5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Este capítulo apresenta os testes de fadiga por *fretting* em fios da liga de alumínio 6201-T81 retirados de um cabo condutor CAL 900 e em fios da liga termorresistente TAL retirado de uma amostra de cabo T-CAA Ibis. Tais testes foram conduzidos em condições de temperatura ambiente (25°C) e em altas temperaturas (75 e 100°C) com força normal,  $P$ , de 250 ou 500 N controlando a carga tangencial  $Q(t)$  determinada conforme o coeficiente de atrito dos dois materiais ensaiados. O trabalho iniciou-se com ensaios de caracterização das ligas utilizadas. Neste mesmo capítulo serão apresentadas as curvas  $S-N$  obtidas para estudar a influência da temperatura na resistência à fadiga por *fretting* em fios de condutores de liga de alumínio 6201-T81 e liga de alumínio termorresistente TAL. As curvas foram produzidas em razão de carregamento  $R = 0,5$ , obtida conforme a norma ASTM E769 (2012) e é relativa à tensão aplicada na seção transversal do fio. As curvas  $S-N$  relacionam a amplitude de tensão ( $\sigma_a$ ) com a vida em fadiga dos corpos de prova até ruptura ( $Nf$ ) a diferentes temperaturas.

A partir dos pontos obtidos nos ensaios de fadiga por *fretting*, realizou-se um ajuste linear baseado no método dos mínimos quadrados. Com as linhas de tendência resultantes observou-se o comportamento de fadiga por *fretting* dos fios estudados.

#### 5.1 CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DO FIO DE LIGA 6201-T81

##### 5.1.1 Características mecânicas

Em 2020, foram realizados ensaios mecânicos no LFFM com a objetivo de definir as propriedades mecânicas dos fios de liga 6201-T81 (MATOS et al., 2020). A Figura 5.1 e a Tabela 5.1 apresentam os resultados obtidos por meio desses ensaios monotônicos. Tais ensaios foram realizados a temperatura ambiente (25°C). Nota-se que em tração o fio de liga de alumínio 6201-T81 possui um comportamento elastoplástico quase perfeito.

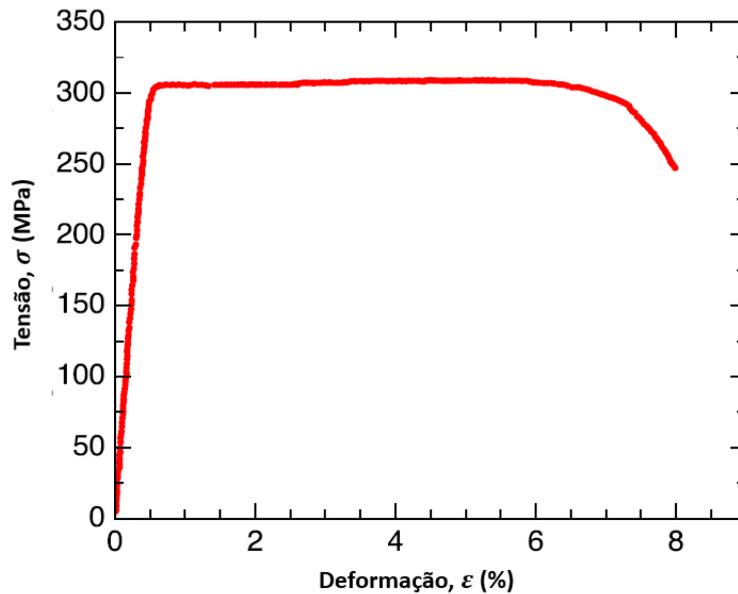


Figura 5.1: Curva de tensão-deformação do fio da liga de alumínio 6201-T81 (MATOS et al., 2020).

Tabela 5.1: Propriedades mecânicas dos fios liga de alumínio 6201-T81 (MATOS et al., 2020).

<b>Modulo de elasticidade</b> <b><math>E</math> (GPa)</b>	<b>Limite de escoamento</b> <b><math>\sigma_y</math> (MPa)</b>	<b>Limite de resistência à tração</b> <b><math>\sigma_u</math> (MPa)</b>
69	306	311

Ensaio de tração foram realizados às três temperaturas a serem aplicadas nos testes de fadiga por *fretting* (25, 75 e 100°) no dispositivo descrito acima com o sistema de aquecimento desenvolvido nesse trabalho. O objetivo foi avaliar se a temperatura influi na resistência à tração dos fios 6201. As faixas de resistência à tração para cada temperatura são apresentadas no Tabela 5.2 onde é possível notar que os limites de resistência à tração diminuem levemente (aproximadamente 6 MPa) com a temperatura de 75°C, ou seja, mesmo abaixo de 100°C, as características mecânicas do fio 6201 já sofrem alterações. Este fenômeno pode ser ligado ao processo de recuperação da liga de alumínio, pois durante tal processo pode reduzir a resistência do material. Na temperatura de 100°C o limite de resistência à tração caiu de 30,6 MPa provando que nesta temperatura as características mecânicas do fio foram alteradas provavelmente devido ao recozimento ou recristalização, processo no qual ocorre uma redução significativa da resistência à tração.

A deformação plástica também foi investigada observando o empescoçamento obtido após os ensaios de tração. Notou-se que os diâmetros de pescoço diminuíram com o aumento da temperatura como ilustrado na Figura 5.2. Tal observação evidenciou que houve um aumento da ductilidade em relação a temperatura, fenômeno também associado aos processos de recuperação e de recristalização.

Tabela 5.2: Limites de resistência à tração e diâmetro médio de pescoço dos fios liga de alumínio 6201-T81 a 25, 75 e 100°C.

Temperatura	Limite de resistência à tração $\sigma_u$ (MPa)	Empescoçamento $\bar{\phi}$ (mm)
T0 = 25°C	[308 – 313,5]	3,30
T1 = 75°C	[304,4 – 304,9]	3,07
T2 = 100°C	[276,1 – 284,2]	2,96

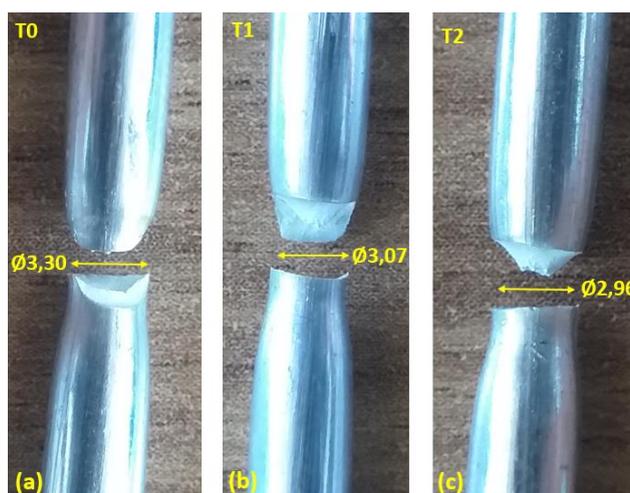


Figura 5.2: Empescoçamento observado após ensaios de tração a 25, 75 e 100°C.

### 5.1.2 Determinação do ângulo de cruzamento

Cabos condutores têm os seus fios enrolados de forma helicoidal em diversas camadas. Esses ângulos não são definidos pelos fabricantes, mas são resultantes do passo do fio durante a fabricação do cabo. Sendo assim, o dispositivo foi desenvolvido para simular este ângulo de torção e permitir o ensaio com ângulos distintos (13°, 16°, 20°, 29° e 90° em relação ao eixo do corpo de prova vertical). Os ângulos de 20° e 29° foram pré-definidos para uma melhor aproximação dos ângulos de encordoamento encontrados em cabos do tipo CAL.

Com a escolha do cabo CAL 900 para os ensaios com fio da liga 6201-T81, foi necessário determinar qual era o ângulo de cruzamento  $\beta$  entre os fios das camadas externas (Figura 5.3) para escolher a opção mais próxima do cabo real.

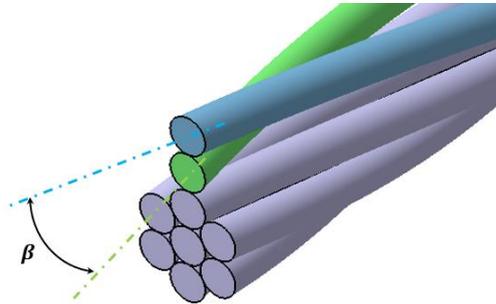


Figura 5.3: Ângulo de cruzamento  $\beta$  entre a camada externa 3 (azul) e a primeira camada interna 2 (verde) para o cabo CAL 900.

Para medir esse ângulo com precisão foram realizadas duas medições. A primeira, na amostra de cabo CAL 900 usada para extrair os fios usados como corpos de prova e sapatas para os ensaios de fadiga por *fretting* e a segunda a partir de um cabo completo disponível no laboratório LFFM. Foi realizada essa segunda medição, pois notou-se que ao cortar a amostra de cabo da bitola ocorre um alívio de tensão entre as camadas de fios (mesmo usando abraçadeiras) o que pode alterar o ângulo de cruzamento. Para determinar o ângulo  $\beta$  é preciso primeiro calcular o ângulo  $\alpha$  entre o fio da camada escolhida e o eixo do cabo. Usou-se a equação dada por Rawlins em 2005:

$$\tan \alpha = \frac{\pi(D-d)}{\lambda} \quad (5.1)$$

Onde  $\lambda$  é o passo da hélice formada por um fio em uma camada,  $D$  e  $d$  são respectivamente o diâmetro externo da camada e o diâmetro do fio (Figura 5.4b). Calcula-se o ângulo  $\alpha$  para as camadas 3 e 2 do cabo para finalmente obter  $\beta = \alpha_3 + \alpha_2$  (Figura 5.4a).

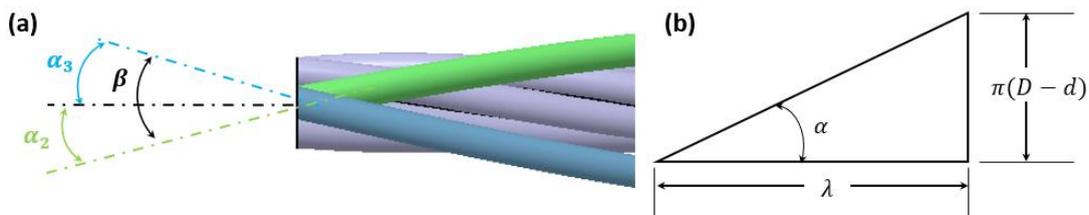


Figura 5.4: (a) Ângulos de cruzamento  $\beta$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  para o cabo CAL 900; (b) geometria do ângulo de cruzamento  $\beta$  (RAWLINS, 2005).

Os resultados obtidos com a amostra de cabo CAL 900 são apresentados na Tabela 5.3, o ângulo de cruzamento  $\beta$  medido foi de  $23^\circ$ . A Tabela 5.4 mostra os resultados obtidos nas medições realizadas diretamente na bitola. O passo  $\lambda$  foi medido no cabo e em 3 fios isolados das camadas 2 e 3.

Tabela 5.3: Ângulo de cruzamento entre as camadas 3 e 2 calculado a partir da amostra de cabo CAL 900.

	$D$ (mm)	$d$ (mm)	$\lambda$ (mm)	$\tan \alpha$	$\alpha$
<b>Ângulo entre a camada 3 e o eixo do cabo:</b>	27,72	3,96	330	$\tan \alpha_3 = 0,23$	$\alpha_3 = 12,75^\circ$
<b>Ângulo entre a camada 2 e o eixo do cabo:</b>	19,80	3,96	275	$\tan \alpha_2 = 0,18$	$\alpha_2 = 10,26^\circ$
<b><math>\beta = \alpha_3 + \alpha_2</math></b>	<b><math>23^\circ</math></b>				

Tabela 5.4: Ângulo de cruzamento entre as camadas 3 e 2 calculado a partir da bitola do cabo CAL 900.

	$\lambda_{cabo}$ (mm)	$\lambda_{fio}$ (mm)	$\alpha_{cabo}$	$\alpha_{fio}$	$\beta_{cabo} = \alpha_3 + \alpha_2$	$\beta_{fio} = \alpha_3 + \alpha_2$
<b>Ângulo entre a camada 3 e o eixo do cabo:</b>	340	393	$\alpha_3 = 12,4^\circ$	$\alpha_3 = 10,9^\circ$	<b><math>23^\circ</math></b>	<b><math>21,4^\circ</math></b>
		394				
	393					
<b>Ângulo entre a camada 2 e o eixo do cabo:</b>	265	270	$\alpha_2 = 10,6^\circ$	$\alpha_2 = 10,5^\circ$		
		276				
		275				

As medições realizadas no cabo CAL 900 chegaram no mesmo ângulo  $\beta$  ( $23^\circ$ ) que aquele calculado com a amostra de cabo. Isolando os fios das camadas o ângulo  $\beta$  passa para  $21,4^\circ$  provavelmente devido ao alívio da tensão de encordoamento. Em conclusão, a opção de ângulo de cruzamento do dispositivo mais próxima do ângulo  $\beta$  do cabo CAL 900 é  $20^\circ$  (Figura 5.5).

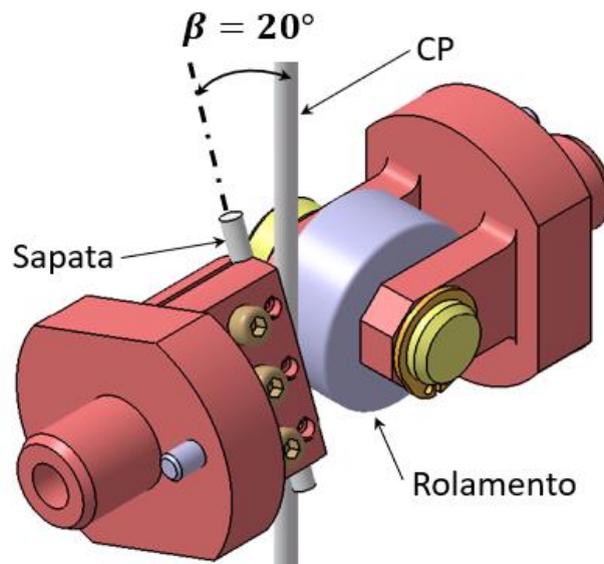


Figura 5.5: Configuração de montagem para um ângulo de cruzamento de 20° entre a sapata e o CP.

Sabe-se que a resistência à fadiga de um fio é influenciada pelo ângulo de cruzamento (Cruzado et al., 2011; Zhang et al., 2018). A diferença entre as medições e o ângulo escolhido para os ensaios é de 3° o que pode parecer muito, mas vale a pena lembrar que em condição real o cabo é tracionado e essa tensão tende a reduzir o ângulo de cruzamento entre as camadas tornando a escolha do ângulo de 20° ainda mais próxima da realidade.

### 5.1.3 Determinação do Coeficiente de atrito

Uma vez que os ensaios de fadiga por *fretting* foram conduzidos com controle da carga tangencial  $Q(t)$  e carga de aperto constante  $P$ , foi necessário determinar o coeficiente de atrito  $f_{al}$  dos fios da liga de alumínio 6201-T81 que permitia respeitar a condição de regime de escorregamento parcial, ou seja, a lei de Amontons:

$$Q < f_{al} \cdot P \quad (5.2)$$

Os ensaios descritos a seguir permitiram determinar o coeficiente de atrito  $f_{al}$  da liga de alumínio 6201-T81 usando a metodologia elaborada por Araújo e Nowell em 1999.

Os ensaios foram realizados com o dispositivo de fadiga por *fretting* em fios desenvolvido por Garcia em 2019 apresentado acima nesse mesmo capítulo. Os procedimentos utilizados podem ser descritos em dois passos. Primeiro, a partir de

uma carga constante  $P$  e de um ângulo de contato de  $90^\circ$ , um deslocamento cíclico é aplicado progressivamente por meio do atuador superior da máquina até gerar a força cisalhante desejada respeitando a condição de regime de escorregamento parcial (5.2). Uma vez a carga  $Q$  desejada atingida, mantém-se o teste por  $10^4$  ciclos.

O segundo passo do procedimento consiste em parar o deslocamento cíclico e aumentar o deslocamento com uma velocidade de  $35 \mu\text{m}/\text{min}$  até o contato deslizar. Foi possível dessa forma calcular um coeficiente máximo  $f_{max} = Q/P$ . Repetiu-se o procedimento com diferentes cargas normais ( $P = 250, 500$  e  $750 \text{ N}$ ) obtendo um coeficiente médio  $f_{al}$ . É importante ressaltar que todos os testes foram realizados sem cargas médias ou alternadas de fadiga, mas apenas aplicando uma carga axial no fio de  $1000 \text{ N}$  (Figura 5.6).

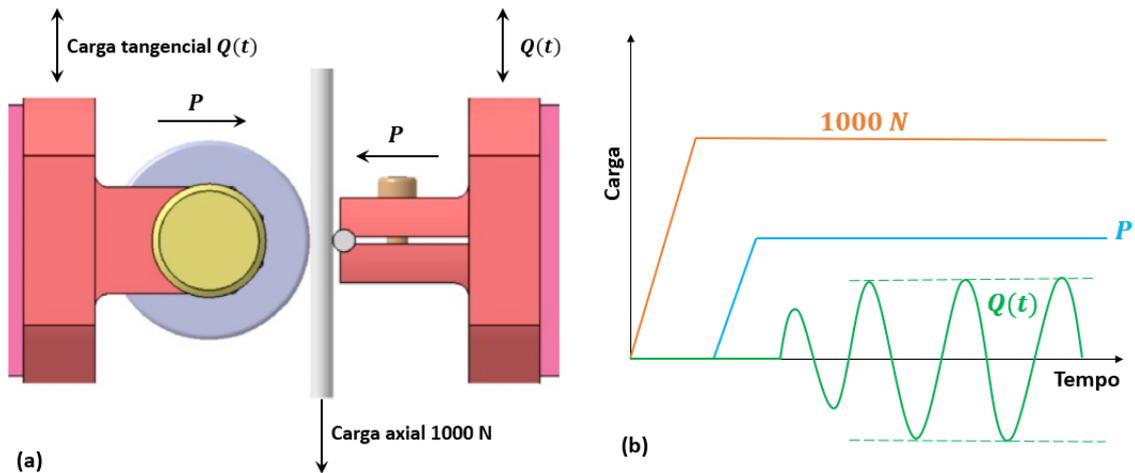


Figura 5.6: (a) Configuração de ensaios; (b) histórico de carregamentos dos testes de coeficiente de atrito.

A Tabela 5.5 descreve as condições de cargas impostas nos ensaios realizados e apresenta os coeficientes de atrito  $f$  obtidos para três níveis diferentes de carga normal  $P$ .

Tabela 5.5: Parâmetros experimentais utilizados para determinação do coeficiente de atrito  $f_{al}$ .

Material	$P$ (N)	$Q < f_{al} \cdot P$	$Q_{max}$ (N)	$f_{max}$	$f_{al}$
6201-T81	250	$Q < 175 \text{ N}$	190	0,76	0,7
	500	$Q < 250 \text{ N}$	300	0,60	
	750	$Q < 525 \text{ N}$	570	0,76	

Esses primeiros testes permitiram obter uma aproximação do coeficiente de atrito do fio de liga 6201-T81. Mas em caso de fadiga por *fretting*, é preciso determinar o coeficiente de atrito médio ( $f_m$ ) dentro da zona de contato que experimenta um regime de escorregamento parcial.

$$f_m \approx \frac{f_0 + f_s}{2}, \quad (5.3)$$

onde  $f_0$  é o coeficiente de atrito dentro da zona de adesão e  $f_s$  o coeficiente de atrito dentro da zona de escorregamento (Figura 5.7).

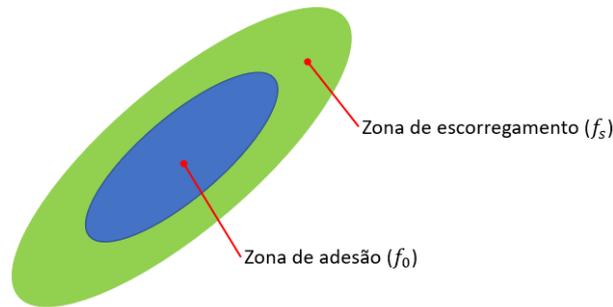


Figura 5.7: Zona de contato em regime de escorregamento parcial.

Não é possível calcular  $f_s$ , mas  $f_0$  e  $f_m$  podem ser medidos experimentalmente. Para medir o coeficiente de atrito  $f_0$  foi aplicada uma carga normal  $P$  constante para gerar uma zona de contato sem danos superficiais, ou seja, sem carga de fadiga e sem *fretting*, aplicando apenas uma carga axial no fio de 1000 N. Uma vez a carga  $P$  aplicada e constante, aumentou-se a carga tangencial  $Q(t)$  de maneira quase estática até o contato deslizar. A carga máxima  $Q(t)$  obtida é chamada de  $Q_{SLIP}$ , o coeficiente de atrito  $f_0$  calcula-se assim:

$$f_0 = Q_{SLIP}/P \quad (5.4)$$

A Tabela 5.6 apresenta os resultados obtidos para as medições do coeficiente de atrito  $f_0$  com uma carga normal  $P$  de 500 N e um ângulo de cruzamento de  $20^\circ$  como definido anteriormente. Nota-se que o coeficiente de atrito dentro da zona de adesão é quase nulo. Em outros estudos, os autores assumem que o coeficiente de atrito da zona de escorregamento  $f_s$  é o mais relevante a considerar (ARAÚJO e NOWELL, 1999; BELLECAVE, 2015).

Tabela 5.6: Coeficientes de atrito  $f_0$  obtidos experimentalmente.

Testes	$P$ (N)	$Q_{SLIP}$ (N)	$f_0$
Teste 1	500	32	0,064
Teste 2	500	33,7	0,077

Por fim, um último experimento foi conduzido para medir o coeficiente de atrito  $f_m$ . O primeiro passo desta medição consiste em aumentar gradualmente a carga  $Q(t)$  com uma carga normal  $P$  constante e parar antes de atingir o regime de escorregamento total onde  $Q_s = f_s \cdot P$ . A Figura 5.8 apresenta claramente o procedimento.

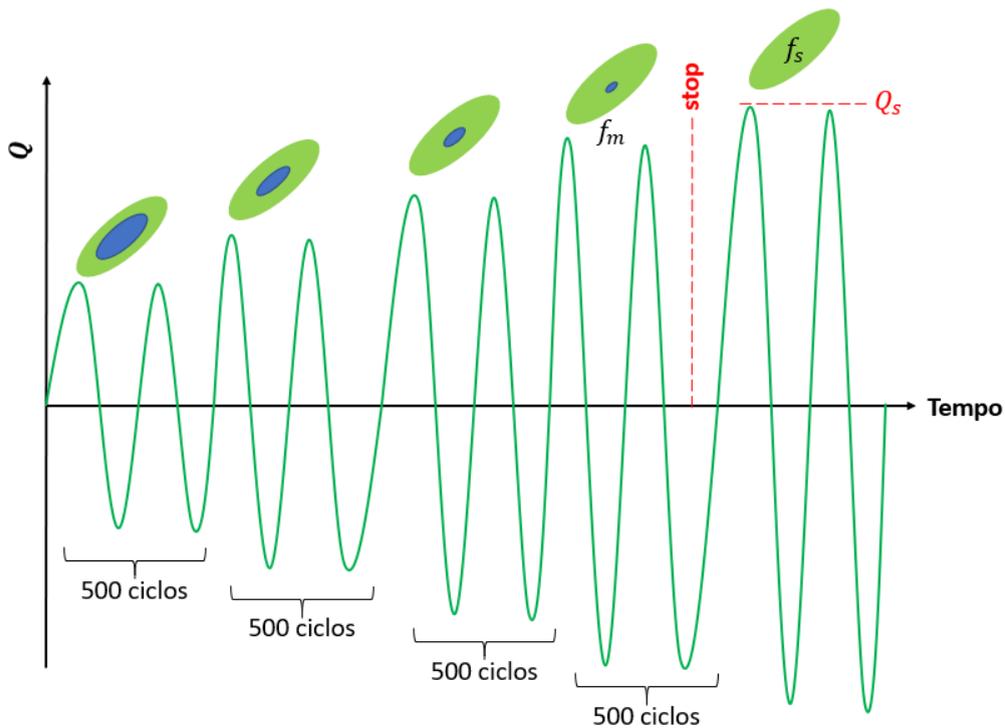


Figura 5.8: Procedimento para medição do coeficiente de atrito médio  $f_m$  (passo 1).

O segundo passo do procedimento consiste em aumentar o deslocamento do atuador de *fretting* com uma velocidade de  $35 \mu\text{m}/\text{min}$  até o contato deslizar. A Tabela 5.7 apresenta os resultados obtidos para as medições do coeficiente de atrito  $f_m = Q_{max}/P$  com uma carga normal  $P$  de 500 N.

Tabela 5.7: Coeficientes de atrito  $f_m$  obtidos experimentalmente.

Testes	$P$ (N)	$Q_{max}$ (N)	$f_m$
Teste 1	500	400	0,8
Teste 2	500	387,4	0,77

A diferença entre o coeficiente de atrito do material  $f_{al}$  obtido na primeira parte desse experimento e o coeficiente de atrito médio  $f_m$  foi muito leve, respectivamente 0,7 contra 0,785 comparando os valores médios dos testes. Para garantir a estabilidade dos ensaios de fadiga por *fretting* e mantê-los em regime de escorregamento parcial, decidiu-se optar pelo coeficiente de atrito menor, ou seja,  $f_{al} = 0,7$ .

#### 5.1.4 Coeficiente de atrito do fio de liga 6201-T81 em relação à temperatura

A última etapa sobre a definição do coeficiente dos fios 6201-T81, foi verificar se  $f_{al}$  muda com a temperatura. Para isso, repetiu-se os testes descritos acima nas duas temperaturas a serem testadas, ou seja, T1 e T2, 75 e 100°C respectivamente. Porém, apenas os testes para determinação de  $f_0$  e  $f_m$  foram aplicados, pois devido à concepção do sistema de aquecimento não foi possível utilizar o método Araújo e Nowell (a posição dos *igniters* impedem colocar um fio de contato a 90°). A Tabela 5.8 a seguir apresenta os coeficientes de atrito obtidos. Notou-se que o coeficiente de atrito médio,  $f_m$ , sofreu uma redução de 27% na temperatura de 75°C, passando de 0,78 a temperatura ambiente para 0,57. Já a 100°C, o coeficiente médio aumentou para 0,63 em relação a 75°C. Comparando com a temperatura ambiente a redução foi de 19,3%. Os coeficientes  $f_{0al}$  não sofreram alterações notáveis em temperaturas altas.

Tabela 5.8: Coeficientes de atrito  $f_m$  e  $f_0$  obtidos em condição de temperatura.

	T0 = 25°C	T1 = 75°C	T2 = 100°C
Coeficiente de atrito $f_{0al}$	0,07	0,08	0,07
Coeficiente de atrito $f_{mal}$	0,78	0,57	0,63

## 5.2 CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DO FIO DE LIGA TAL

Esta parte do trabalho tem como objetivo determinar as principais propriedades mecânicas dos fios termorresistentes da liga TAL.

### 5.2.1 Características mecânicas

Um ensaio de tração foi realizado em um fio retirado do cabo T-CAA Ibis até a fratura completa do corpo de prova (Figura 5.9a). A partir da curva tensão-deformação do material (Figura 5.9b), foram obtidas as propriedades mecânicas listadas na Tabela 5.9. Deve-se notar que o limite de resistência à tração está de acordo com os valores (196 MPa) encontrados na literatura (KALOMBO et al, 2015; PEREIRA et al., 2020).

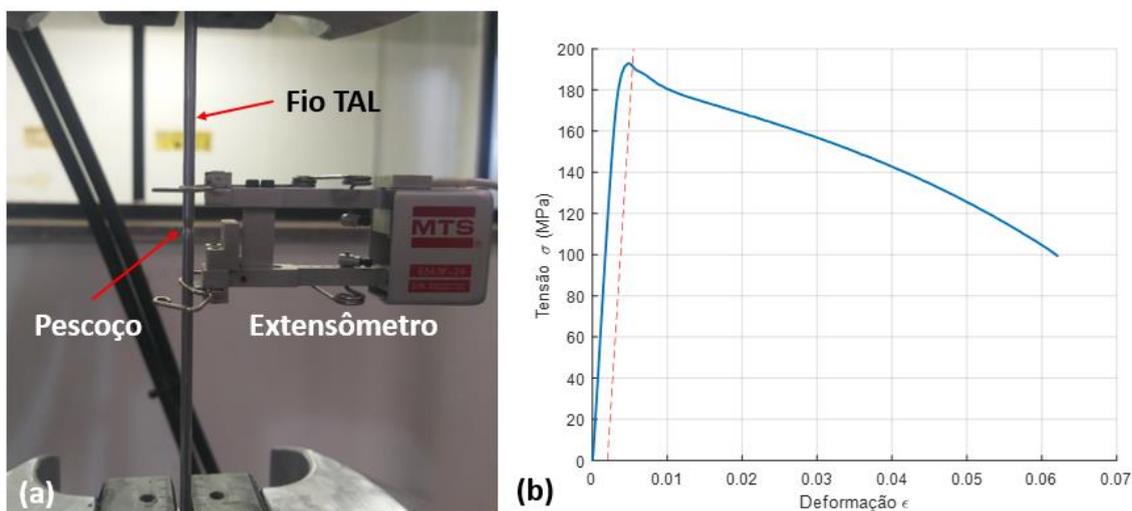


Figura 5.9: Ensaio de tração em fio de liga TAL, (a) foto do CP no momento da formação do pescoço, (b) curva tensão-deformação obtida.

Tabela 5.9: Propriedades mecânicas dos fios de liga TAL.

Modulo de elasticidade $E$ (GPa)	Limite de escoamento $\sigma_y$ (MPa)	Limite de resistência a tração $\sigma_u$ (MPa)
58,9	191,5	192,9

Com o objetivo de avaliar se a temperatura influi na resistência à tração dos fios de liga TAL, ensaios de tração foram realizados às quatro temperaturas a serem aplicadas nos testes de fadiga por *fretting* (25, 75, 100 e 130°) com a mesma

metodologia aplicada nos fios 6201 (Figura 5.10). Observa-se que a resistência à tração não sofreu muita alteração com a temperatura. Comparando com os resultados obtidos a temperatura ambiente, a resistência à tração baixou de apenas 3 MPa a 75°C, 8 MPa a 100°C e 10 MPa a 130°C. A redução máxima ocorreu na temperatura mais alta (130°C) e atingiu apenas 5%. Pode-se concluir que a resistência à tração da liga de alumínio termorresistente TAL, não sofreu alterações significativas a temperaturas altas.

Também não se notou grandes diferenças em relação à deformação plástica, houve poucas alterações no empescoçamento dos fios, o que mostra que a ductilidade do material foi pouco alterada pela temperatura. Estes resultados concordam com outros trabalhos que trataram do efeito da adição de Zr em ligas de alumínio e que concluíram que as características mecânicas da liga são pouco alteradas com a temperatura (YUAN e LIANG, 2011; ERTURK et al., 2015).

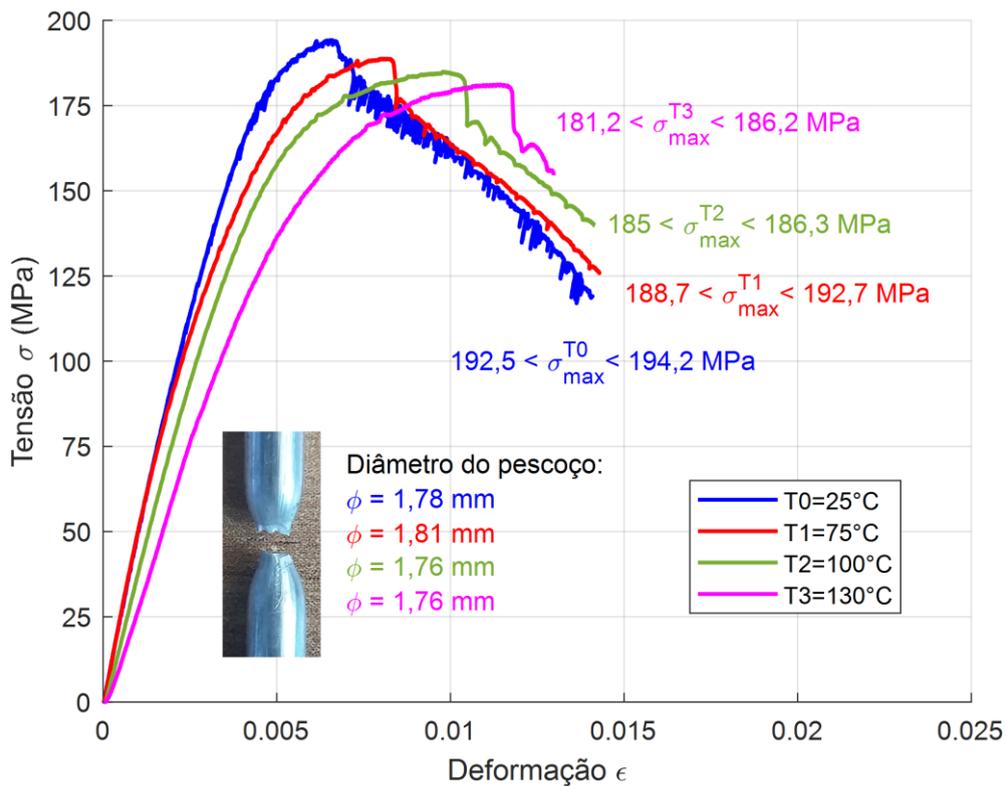


Figura 5.10: Curvas tensão-deformação obtidas com os fios de liga TAL às temperaturas de 25, 75, 100 e 130°C com os diâmetros de pescoço respectivos.

### 5.2.2 Determinação do ângulo de cruzamento

A medição do ângulo de cruzamento dos fios do cabo termorresistente T-CAA Ibis seguiu o mesmo procedimento que aquele descrito para o cabo CAL 900. Contudo, como apenas uma amostra de cabo foi disponibilizada não foi possível realizar medição em bitola.

Os resultados obtidos com a amostra de cabo T-CAA Ibis são apresentados na Tabela 5.10, o ângulo de cruzamento  $\beta$  medido foi de  $20,85^\circ$ . Em conclusão, a opção de ângulo de cruzamento do dispositivo mais próxima do ângulo  $\beta$  do cabo termorresistente é  $20^\circ$ , ou seja, a configuração de ensaio é a mesma que a do cabo CAL 900 (Figura 5.5).

Tabela 5.10: Ângulo de cruzamento entre as camadas 3 e 2 calculado a partir da amostra de cabo T-CAA Ibis.

	$D$ (mm)	$d$ (mm)	$\lambda$ (mm)	$\tan \alpha$	$\alpha$
Ângulo entre a camada 3 e o eixo do cabo:	19,88	3,14	256	$\tan \alpha_3 = 0,21$	$\alpha_3 = 11,61^\circ$
Ângulo entre a camada 2 e o eixo do cabo:	13,60	3,14	202	$\tan \alpha_2 = 0,16$	$\alpha_2 = 9,24^\circ$
$\beta = \alpha_3 + \alpha_2$	<b><math>20,85^\circ</math></b>				

### 5.2.3 Determinação do Coeficiente de atrito

A determinação do coeficiente de atrito,  $f_{TAL}$ , dos fios do cabo termorresistente T-CAA Ibis seguiu o mesmo procedimento que aquele descrito para os fios 6201. Não foram encontrados na literatura estimativas ou cálculos de coeficiente de atrito em fio de liga TAL, porém, sendo um material com uma composição quase similar à de um fio 1350H19, o coeficiente poderia ser próximo de 0,6 (PAPAILIOU, 1997; CLOUTIER et al., 2006). Usando a primeira metodologia (ARAÚJO e NOWELL, 1999), obteve-se os resultados apresentados na Tabela 5.11, ou seja, um coeficiente de atrito de 0,71. A Tabela 5.12 mostra os valores do coeficiente de atrito dentro da zona de adesão,  $f_0$ , e os resultados apresentaram números mais altos que aqueles obtidos com os fios 6201. Portanto, no caso dos fios de liga TAL, o coeficiente de

atrito  $f_0$  merece ser considerado. Finalmente a Tabela 5.13 apresenta os resultados obtidos para o coeficiente de atrito médio ( $f_m$ ) com um media de 0,66.

Os fios de liga TAL apresentaram coeficientes de atrito similares ao alumínio 1350H19. Pelo mesmo argumento que para os fios 6201, ou seja, garantir a estabilidade dos ensaios de fadiga por *fretting* e mantê-los em regime de escorregamento parcial, decidiu-se optar pelo coeficiente de atrito menor, ou seja,  $f_{TAL} = 0,65$ .

Tabela 5.11: Parâmetros experimentais utilizados para determinação do coeficiente de atrito  $f_{TAL}$ .

Material	$P$ (N)	$Q < f_{al} \cdot P$	$Q_{max}$ (N)	$f_{max}$	$f_{TAL}$
TAL	250	$Q < 150 N$	183,9	0,73	0,71
	250	$Q < 365 N$	172,5	0,69	

Tabela 5.12: Coeficientes de atrito  $f_0$  obtidos experimentalmente.

Testes	$P$ (N)	$Q_{SLIP}$ (N)	$f_0$
Teste 1	250	29	0,12
Teste 2	250	32,6	0,13

Tabela 5.13: Coeficientes de atrito  $f_m$  obtidos experimentalmente.

Testes	$P$ (N)	$Q_{max}$ (N)	$f_m$
Teste 1	250	163,9	0,65
Teste 2	250	167,1	0,67

#### 5.2.4 Coeficiente de atrito do fio de liga TAL em relação à temperatura

Por fim, verificou-se se  $f_{TAL}$  muda com a temperatura. Para isso, repetiu-se os testes descritos acima nas temperaturas a serem testadas, ou seja, T1, T2 e T3, 75, 100 e 130°C respectivamente. A Tabela 5.14 a seguir apresenta os coeficientes de atrito obtidos. Observa-se que o coeficiente de atrito médio,  $f_m$ , sofre uma leve redução em relação a temperatura. A 75 e 100°C, houve uma redução de 4,5 e 6,1%,

respectivamente, quando comparado com o coeficiente de atrito obtido a temperatura ambiente ( $T_0$ ),  $f_m = 0,66$ . Já a  $130^\circ\text{C}$ , a redução foi de 13,6% com um coeficiente de atrito médio de 0,57. O coeficiente de atrito dentro da zona de adesão,  $f_0$ , não sofreu alterações significantes. Mesmo considerando aquela redução, pode-se concluir que a liga de alumínio termorresistente TAL possui um coeficiente de atrito pouco alterado em condição de temperaturas altas.

Tabela 5.14: Coeficientes de atrito  $f_m$  e  $f_0$  obtidos em condição de temperatura.

	<b>T0 = 25°C</b>	<b>T1 = 75°C</b>	<b>T2 = 100°C</b>	<b>T3 = 130°C</b>
<b>Coeficiente de atrito <math>f_{0TAL}</math></b>	0,125	0,11	0,1	0,1
<b>Coeficiente de atrito <math>f_{mTAL}</math></b>	0,66	0,63	0,62	0,57

### 5.3 FIOS DE LIGA DE ALUMÍNIO 6201-T81

Os ensaios apresentados nos parágrafos a seguir foram executados com a carga tangencial  $Q(t)$  controlada por deslocamento independentemente da carga de fadiga  $B(t)$  a temperatura ambiente e em temperaturas elevadas.

#### 5.3.1 Curvas S-N com força normal $P$ 500 N a 25, 75 e 100°C

Ao longo dos ensaios verificou-se se o controle da carga tangencial  $Q(t)$  por deslocamento de  $20\ \mu\text{m}$  independentemente da carga de fadiga  $B(t)$  comportou-se como desejado. A Figura 5.11 mostra a evolução do deslocamento durante 50 ciclos no início do ensaio (Figura 5.11a) e no final (Figura 5.11b). Nota-se que o atuador de *fretting* consegue manter a amplitude de deslocamento dentro do prescrito ( $20\ \mu\text{m}$ ) com uma boa precisão para o nível de tensão alternada  $\sigma_a = 45\ \text{MPa}$  (perto de  $15\ \mu\text{m}$  nesse caso). Já a Figura 5.12 apresenta, no mesmo período, o resultado deste controle de deslocamento em termo de força, ou seja, a carga tangencial  $Q(t)$  calculada por meio da equação (3.1). Lembrando que para garantir um regime de escorregamento parcial, a carga  $Q(t)$  precisa se manter abaixo de  $350\ \text{N}$  ( $Q < f_{al} \cdot P$ ). Para todos os ensaios, adotou-se uma margem de segurança de 80%, ou seja,  $280\ \text{N}$ . A Figura 5.12a mostra que o dispositivo de *fretting* consegue manter a carga cisalhante  $Q(t)$  dentro da faixa prescrita ( $\pm 200\ \text{N}$ ). A amplitude da carga se manteve constante até os últimos

ciclos antes da falha (Figura 5.12b). Finalmente os *loops de fretting* (deslocamento vs carga tangencial) da Figura 5.13 confirmam as amplitudes de deslocamento e de carga  $Q(t)$  observadas.

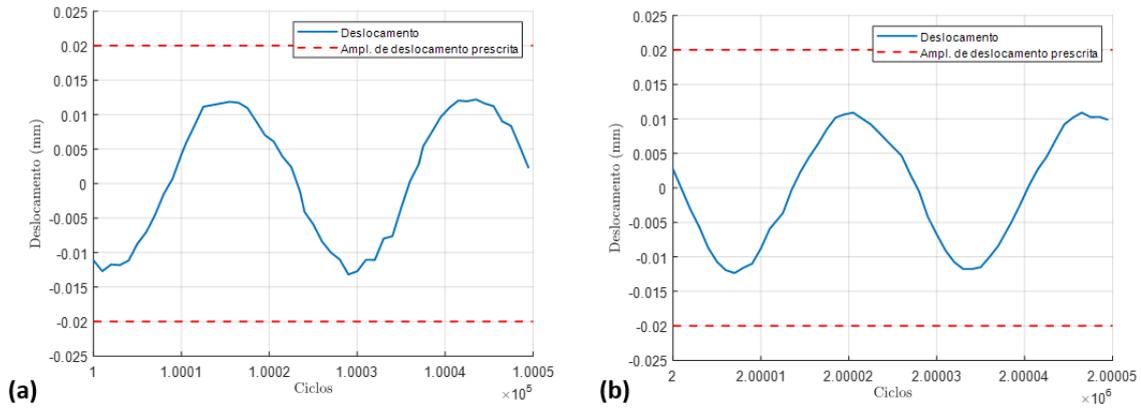


Figura 5.11: Deslocamento do CP11,  $\sigma_a = 45$  MPa,  $Nf = 2\,259\,516$  ciclos, (a) deslocamento durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) deslocamento durante 50 ciclos no final do teste a partir de 2 000 000 ciclos.

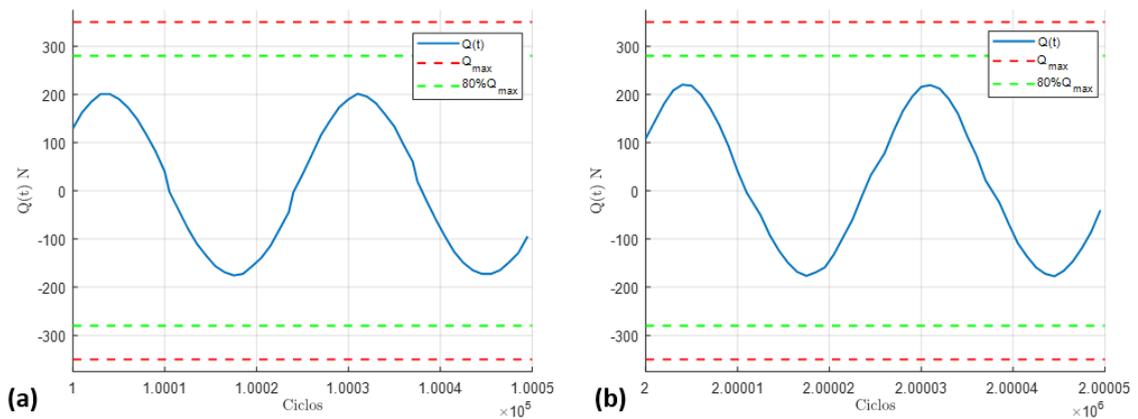


Figura 5.12: Carga tangencial  $Q(t)$  do CP11,  $\sigma_a = 45$  MPa,  $Nf = 2\,259\,516$  ciclos, (a) carga tangencial  $Q(t)$  durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) carga tangencial  $Q(t)$  durante 50 ciclos no final do teste a partir de 2 000 000 ciclos.

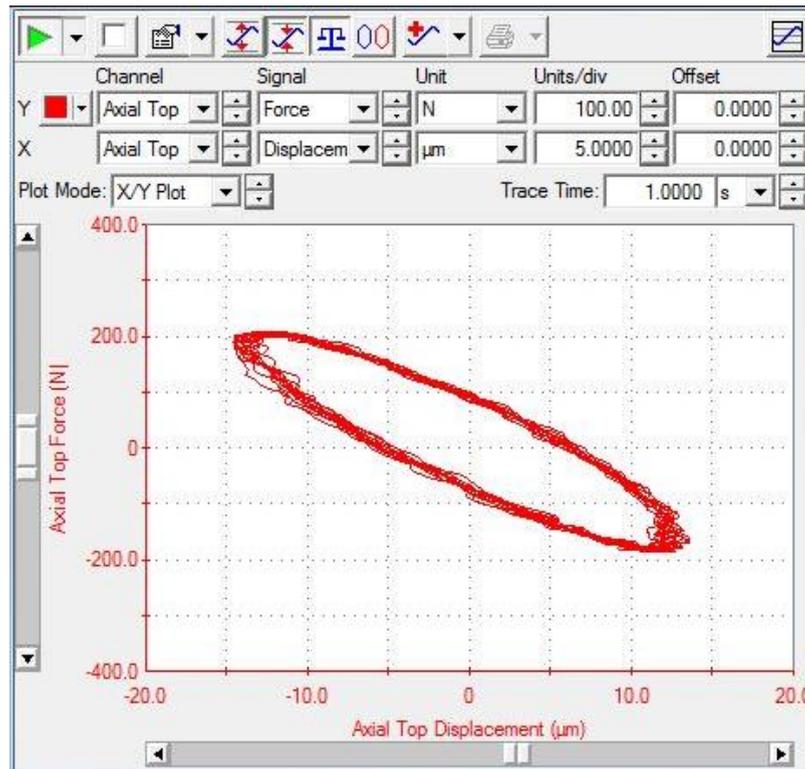


Figura 5.13: Loops de *fretting* do CP11,  $\sigma_a = 45$  MPa,  $N_f = 2\,259\,516$  ciclos.

Uma vez os ensaios de fadiga por *fretting* concluídos, construiu-se as curvas  $S-N$ . Nas Tabelas 5.15 a 5.17 são mostrados os diferentes níveis de tensão máxima ( $\sigma_{m\acute{a}x}$ ) utilizados, as tensões de amplitude correspondentes, a frequência, a vida em fadiga para cada CP assim como a amplitude da carga cisalhante  $Q(t)$  e o deslocamento para cada nível de tensão. Nota-se que para os níveis de tensão mais alto o controle da carga  $Q(t)$  está conforme ao deslocamento prescrito, já nos níveis mais baixos a amplitude da carga tangencial diminuiu levemente tanto em força como em deslocamento. Porém a tolerância desta diminuição mostrou-se aceitável para a continuação dos testes.

As curvas  $S-N$ , ou curvas de Wöhler (Figura 5.14), apresentam as linhas de tendência dos dados obtidos nestes últimos ensaios. Cada losango preto, círculo vermelho e quadrado azul representam um ensaio de fadiga por *fretting* a temperatura ambiente (25°C), 75°C e 100°C, respectivamente, concluído pela falha do CP. Os ensaios que não falharam (*run out*) são também indicados no gráfico através de uma seta.

Tabela 5.15: Resultados de vida em fadiga do fio 6201-T81 para  $P = 500$  N a temperatura ambiente  $T_0$  (25°C).

$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)	Freq. (Hz)	Vida em fadiga (ciclos)	$Q(t)_{m\acute{a}x/min}$ (N)	Deslocamento ( $\mu\text{m}$ )	CP (fio)
240	60	15	522 456	286,1 / -271,4	18,38 / -18,67	CP1-500-240-T0-02
		7	393 483	286,8 / -231,8	18,93 / -21,23	CP1-500-240-T0-07
		7	517 711	261,8 / -248,5	20,74 / -21,91	CP1-500-240-T0-12
220	55	10	719 134	265,2 / -242,7	16,41 / -14,56	CP1-500-220-T0-04
		14	670 569	259,3 / -244,4	16,81 / -17,83	CP1-500-220-T0-08
		11	743 712	238,2 / -229,4	15,05 / -15,94	CP1-500-220-T0-16
200	50	15	1 553 565	254,5 / -242,5	15,60 / -16,97	CP1-500-200-T0-05
		15	1 243 885	247,4 / -212,1	16,61 / -17,15	CP1-500-200-T0-09
		15	928 859	239,5 / -271,8	13,92 / -14,85	CP1-500-200-T0-13
180	45	13	2 259 516	215,9 / -185,2	12,86 / -14,07	CP1-500-180-T0-11
		13	4 905 475	217,3 / -204,1	11,73 / -10,69	CP1-500-180-T0-14
		13	4 468 577	220 / -184,3	10,24 / -10,73	CP1-500-180-T0-15
160	40	15	5 121 473 <i>Run out</i>	199 / -193,9	11,33 / -11,22	CP1-500-160-T0-23

Tabela 5.16: Resultados de vida em fadiga do fio 6201-T81 para  $P = 500$  N a temperatura  $T1$  de  $75^{\circ}\text{C}$ .

$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)	Freq. (Hz)	Vida em fadiga (ciclos)	$Q(t)_{m\acute{a}x/m\acute{i}n}$ (N)	Deslocamento ( $\mu\text{m}$ )	CP (fio)
240	60	14	368 503	261,1 / -270,9	15,56 / -17,49	CP1-500-240-T1-02
		14	369 728	237,3 / -276,5	15,81 / -15,82	CP1-500-240-T1-04
		14	521 452	249,8 / -273,4	14,34 / -14,19	CP1-500-240-T1-18
220	55	14	531 711	216,1 / -264,5	14,15 / -15,60	CP1-500-220-T1-03
		14	494 243	245,4 / -256,3	15,64 / -15,63	CP1-500-220-T1-05
		14	737 793	218,9 / -274	13,36 / -13,64	CP1-500-220-T1-17
200	50	14	709 131	220,1 / -237,9	13,77 / -13,60	CP1-500-200-T1-06
		14	791 060	208,2 / -245	13,56 / -13,61	CP1-500-200-T1-07
		14	806 422	222,6 / -256,7	15,15 / -14,85	CP1-500-200-T1-08
180	45	14	957 634	172,5 / -206,9	13,53 / -13,91	CP1-500-180-T1-09
		14	963 453	177,2 / -189,1	12,59 / -13,02	CP1-500-180-T1-12
		15	1 362 996	181,1 / -197,8	12,03 / -12,12	CP1-500-180-T1-14
160	40	15	1 426 519	187,2 / -166,2	12,74 / -12,72	CP1-500-160-T1-11
		15	1 362 996	154,7 / -197,2	12,35 / -11,32	CP1-500-160-T1-15
		15	1 998 078	177,4 / -183,6	11,55 / -12,04	CP1-500-160-T1-16

Tabela 5.17: Resultados de vida em fadiga do fio 6201-T81 para  $P = 500$  N a temperatura  $T_2$  de  $100^\circ\text{C}$ .

$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)	Freq. (Hz)	Vida em fadiga (ciclos)	$Q(t)_{m\acute{a}x/m\acute{i}n}$ (N)	Deslocamento ( $\mu\text{m}$ )	CP (fio)
240	60	14	351 977	278,1 / -299	14,57 / -15,30	CP1-500-240-T2-01
		14	357 258	282,6 / -275,5	15,49 / -16,42	CP1-500-240-T2-07
		14	339 744	262,1 / -273,6	14,39 / -14,87	CP1-500-240-T2-15
220	55	14	427 198	240,9 / -204	12,45 / -12,53	CP1-500-220-T2-02
		14	549 262	244,9 / -278,7	15,57 / -15,42	CP1-500-220-T2-09
		14	588 590	250,3 / -277,8	13,36 / -13,64	CP1-500-220-T2-11
200	50	14	524 681	218,5 / -246,7	10,91 / -11,03	CP1-500-200-T2-03
		14	847 094	195,6 / -255,8	12,34 / -12,70	CP1-500-200-T2-05
		14	675 137	201,2 / -245,6	12,94 / -13,57	CP1-500-200-T2-14
180	45	14	1 449 670	205,4 / -229,9	12,40 / -12,56	CP1-500-180-T2-06
		14	862 699	219,8 / -220,1	13,77 / -13,68	CP1-500-180-T2-10
		14	808 767	200,9 / -225	12,56 / -12,19	CP1-500-180-T2-16
160	40	14	1 240 464	172,8 / -210,9	10,34 / -9,96	CP1-500-160-T2-08
		14	984 152	177,5 / -192,1	11,14 / -11,93	CP1-500-160-T2-12
		14	1 047 483	170,7 / -205,4	11,24 / -10,95	CP1-500-160-T2-13

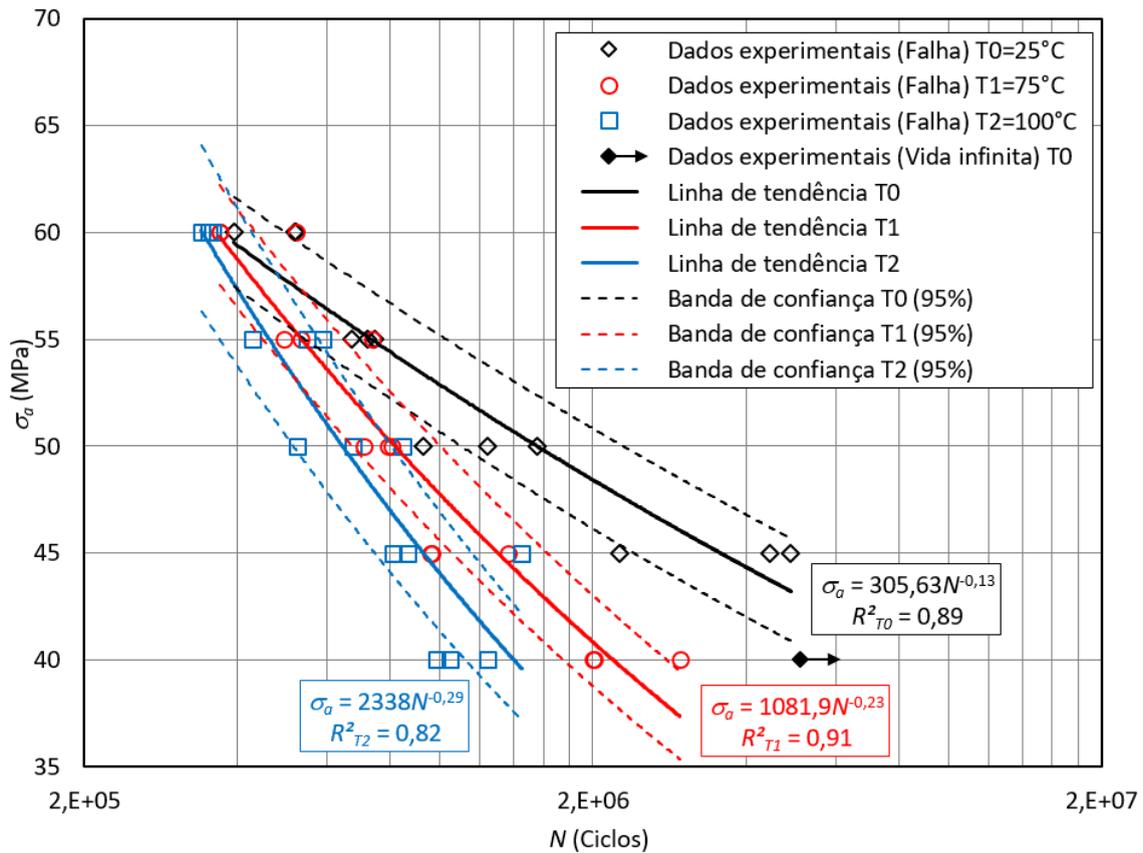


Figura 5.14: Curvas S-N dos fios 6201-T81 para força normal de 500 N a temperatura ambiente (25°C), 75°C e 100°C,  $R = 0,5$ .

Nota-se nas curvas obtidas (Figura 5.14) que os coeficientes de correlação das linhas de tendência ( $R^2_{T_0} = 0,89$ ,  $R^2_{T_1} = 0,91$  e  $R^2_{T_2} = 0,82$ ) são excelentes tendo em conta as dispersões em vida em fadiga obtidas nos níveis de tensão mais baixos dos ensaios. A curva a 75°C (T1) apresenta uma queda na vida em fadiga em comparação com à temperatura ambiente (T0), apesar de não haver influência da temperatura no nível de tensão mais alto, esta diferença já se destaca a partir de  $\sigma_a = 55 MPa$  e aumenta conforme os números de ciclos aumentam. Tal resultado indica que a influência da temperatura pode ser ligada ao tempo. Uma banda de confiança de 95% calculada de acordo com a Norma ASTM E739-10 (2015) também é traçada para cada temperatura e o fato de que as bandas T0 e T1 não se sobrepõem confirma que o comportamento dos fios mudou com a temperatura. A vida em fadiga também diminui a 100°C (T2). A curva T2 tem quase o mesmo comportamento que a T1 quando comparada com à temperatura ambiente T0. As bandas de confiança T1 e T2 chegam a se sobreporem nos níveis de tensão mais altos, mas se separam entre 50 e 40 MPa indicando que nesse

caso também houve uma mudança de comportamento dos fios 6201 em relação à temperatura.

A Tabela 5.18 ilustra a redução do número de ciclos durante os testes realizados às temperaturas de 75°C e 100°C em comparação com o teste à temperatura ambiente. Comparando os números de ciclos a 75°C (T1) com a temperatura ambiente T0, observa-se que a redução mais substancial na vida em fadiga, de 71,8%, aconteceu sob um nível de tensão de 45 MPa. Por enquanto, a menor redução de 12,1% foi observada para uma magnitude de tensão de 60 MPa. Aplicando uma média da redução para todos os níveis de tensão, pode-se concluir que na temperatura de 75°C os fios 6201-T81 sofreram uma redução de 34,8%. Comparando T2 com T0 a redução aumenta para 77,8% na magnitude de tensão de 45 MPa e atinge 26,3% para o nível de tensão de 60 MPa, ou seja, a 100°C os fios 6201-T81 tiveram uma redução na vida em fadiga de 43,1%. Finalmente, comparou-se as temperaturas T1 e T2, ou seja, temperatura de operação (75°C) com temperatura de emergência (100°C). Para a amplitude de tensão de 40 MPa a redução na vida em fadiga atinge 54,9% e 16,2% no nível de tensão de 60 MPa. A menor redução, ainda comparando T1 e T2, foi observada na amplitude de tensão de 55 MPa com 6,6%. Em média, a redução na vida em fadiga foi de 22,2% entre as temperaturas de 75 e 100°C. Essa última comparação mostra que pode ocorrer uma redução significativa da vida em fadiga do fio na temperatura de emergência.

A redução da vida observada na temperatura T1, 75°C, está claramente influenciada pela temperatura e o tempo de exposição. Como a temperatura não ultrapassou os 90°C recomendados pelo fabricante para impedir a recristalização, é provável que tal redução na vida em fadiga seja ligada ao processo de recuperação. Já a redução ocorrida na temperatura de 100°C, também influenciada pelos fatores temperatura e tempo, pode ser a consequência do processo de recristalização que tende a ocorrer acima de 90°C na liga de alumínio 6201-T81.

Nos testes realizados em 2021 por Rodrigues em cabos CAL 900, não foram identificadas diferenças entre as curvas a temperatura ambiente e a 75°C. Já no trabalho de Costa em 2020 com cabos CA Orchid uma redução da vida em fadiga de 30% foi observada nos três níveis de tensão testados nessa mesma temperatura de 75°C. Nas análises a seguir tratou-se de identificar se a redução da vida em fadiga dos

fios é ligada a um aumento da corrosão ou à alteração das características mecânicas da liga 6201-T81 em temperatura recorrente da recuperação e recristalização.

Tabela 5.18: Redução da vida em fadiga a 75°C e 100°C em comparação com a temperatura ambiente.

$\sigma_a$ (MPa)	Número médio de ciclos			Redução T0-T1 (%)	Redução T0-T2 (%)	Redução T1-T2 (%)
	A temperatura ambiente, T0	A 75°C, T1	A 100°C, T2			
40	<i>Run out</i>	2.322.903	1.047.483	-	-	54,9
45	3.877.856	1.094.694	862.699	71,8	77,8	21,2
50	1.242.103	768.871	675.137	38,1	45,6	12,2
55	711.138	587.916	549.262	17,3	22,8	6,6
60	477.883	419.894	351.977	12,1	26,3	16,2
<b>Média da redução na vida em fadiga (%):</b>				<b>34,8</b>	<b>43,1</b>	<b>22,2</b>

### 5.3.2 Marcas de *fretting*

A primeira análise das marcas elípticas de *fretting* é feita ao olho nu uma vez o CP retirado da máquina MTS (Figura 5.15). Essa primeira observação já traz duas informações importantes. A primeira é que a falha ocorreu na parte inferior da marca de contato como já foi observado durante o trabalho de avaliação do dispositivo (GARCIA, 2019). A segunda informação relevante é que a marca apresenta indícios de regime de escorregamento parcial como mostrado na foto da Figura 5.15. A marca de *fretting* possui duas zonas bem distintas, uma zona central brilhante e uma zona externa escura. Trata-se, respectivamente, das zonas de adesão e de escorregamento que caracterizam o regime de escorregamento parcial. A zona de escorregamento é coberta por um pó escuro já observado em diversos trabalhos sobre fadiga por *fretting* em cabos condutores (ZHOU et al., 1995; AZEVEDO et al., 2009). Trata-se provavelmente de óxido de alumínio também chamado de alumina ( $Al_2O_3$ ). As partículas de alumínio arrancadas durante o desgaste reagem com o ar formando alumina. Estas partículas escuras têm uma dureza de aproximadamente 2000 HV, significativamente maior que a dos fios 6201-T81 (87 HV).

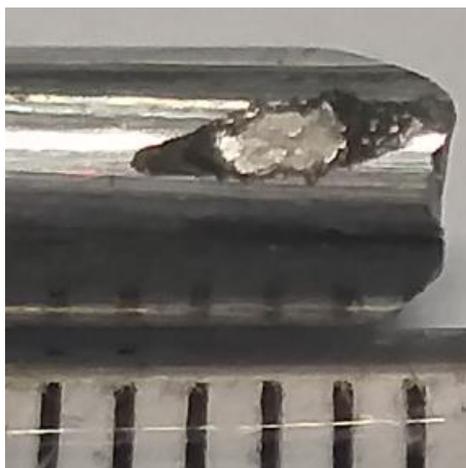


Figura 5.15: Foto da marca de *fretting* logo após a ruptura (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa).

Obviamente essa primeira observação ao olho nu não é suficiente para analisar as marcas elípticas geradas pelo contato fio/fio. Para uma análise mais rigorosa e pertinente usou-se o Microscópio Eletrônico de Varredura JEOL JSM 7100 FA *Field Emission* (MEV). Uma das primeiras informações que o MEV pode fornecer é a confirmação que a marca de *fretting* foi gerada no ângulo de cruzamento  $\beta$  prescrito de  $20^\circ$ . O ângulo da marca elíptica com o eixo do fio deve ser exatamente a metade do ângulo de cruzamento (ZHANG et al., 2018), ou seja,  $10^\circ$ . Na imagem apresentada na Figura 5.16 nota-se que tal ângulo é de  $10.3^\circ$  provando que a montagem do fio em contato (sapata) está correta.

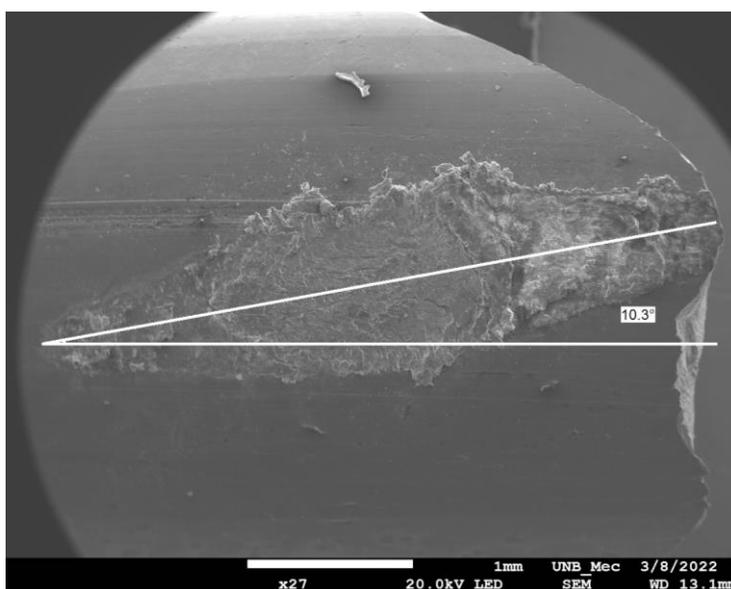


Figura 5.16: Medição do ângulo da marca de *fretting* (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa).

Equipamentos acessórios acoplados ao MEV permitem realizar análises de Espectroscopia por Energia Dispersiva (EDS). Tal análise química foi aplicada nos CPs ensaiados trazendo informações valiosas para este estudo. A Figura 5.17 apresenta a análise EDS da mesma marca de *fretting* observada ao olho nu posteriormente. Os elementos químicos presentes são obviamente o alumínio (Al) e os dois principais elementos da liga 6201-T81, o magnésio (Mg) e o silício (Si). Nota-se que a proporção de Mg e de Si está de acordo com a Tabela 4.2. Observa-se também uma grande quantidade de oxigênio (27,68%) que pode estar relacionada com a formação de óxido de alumínio.

Em seguida é possível realizar um mapeamento dos elementos de interesse para visualizar em que zona da imagem estão localizados tais elementos, pois observando a imagem do MEV na Figura 5.18a, a diferença entre as zonas de adesão e de escorregamento não ficou tão evidente como na foto da Figura 5.15 (trata-se do mesmo CP). Na Figura 5.18b o mapeamento destaca a concentração de alumínio em verde e a de oxigênio em azul, dessa forma observa-se que a zona externa da marca se destaca pela cor azul devido à presença de oxigênio, em outras palavras, óxido de alumínio. Nota-se que a zona central permanece verde com forte concentração de alumínio, demonstrando que não houve oxidação já que esta superfície não foi exposta ao ar. Nota-se que quando comparado com a zona central observada ao olho nu na Figura 5.15 o contorno da zona de adesão é quase idêntico. Portanto, o teste ocorreu sob um regime de escorregamento parcial, caracterizado pela presença de zonas de escorregamento e de adesão perfeitamente destacadas. Essa constatação aplicou-se a todos os CPs ensaiados a temperatura ambiente de 25°C e na temperatura de 75°C.

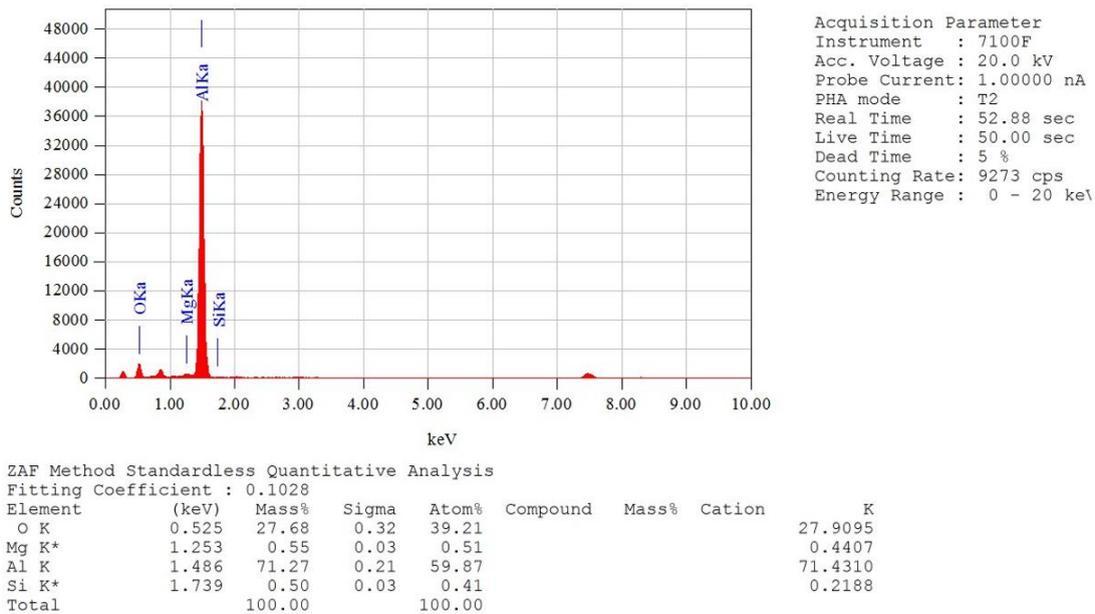


Figura 5.17: Espectrograma e quantidade em massa dos elementos presentes (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa).

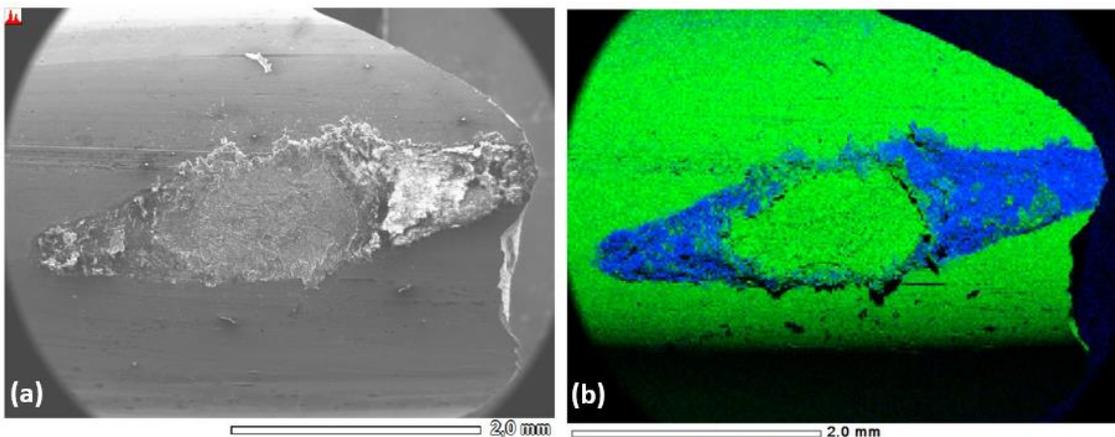


Figura 5.18: Mapeamento EDS do fio 6201-T81, (a) imagem do fio analisado, (b) repartição do alumínio (cor verde) e do oxigênio (cor azul) (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa).

As informações trazidas pelo MEV sobre a concentração de oxigênio permitiram elaborar uma comparação entre os testes a temperatura ambiente e os realizados em altas temperaturas (75 e 100°C). Na Figura 5.19, são apresentadas marcas de *fretting* para as amplitudes de tensão mínima e máxima de ensaios, ou seja, 40 e 60 MPa, e para cada temperatura de testes,  $T_0 = 25^\circ\text{C}$ ,  $T_1 = 75^\circ\text{C}$  e  $T_2 = 100^\circ\text{C}$ . As médias das superfícies de adesão são indicadas em % em relação a superfície total das marcas elípticas. Notou-se em seguida que todos os testes ocorreram sob regime de escorregamento parcial e que para as tensões alternadas mais baixa (40 MPa) a

superfície da zona de adesão é maior (Figuras 5.19b, d e f). A 75°C e a 100°C, as superfícies de adesão são maiores que a temperatura ambiente. Essa última observação poderia levar a conclusão de que o coeficiente de atrito  $f$  aumenta com a temperatura. Porém, se fosse o caso a carga tangencial  $Q$  aumentaria também conforme a relação  $Q = f.P$ , e como mostra a Figura 5.20, ocorre o contrário, ou seja, a carga  $Q$  é menor nos ensaios a 75°C. Já a 100°C esse comportamento não é mais observado. O comportamento pode parecer surpreendente, mas é coerente com os resultados encontrados anteriormente (Tabela 5.8) sobre a evolução do coeficiente de atrito médio,  $f_{m_{al}}$ , com a temperatura. Por fim, o gráfico mostra também que para todas as temperaturas a carga  $Q$  diminui com os níveis de amplitude de tensão menores.

Na Figura 5.21 são comparadas as superfícies de marca de contato em temperatura para cada tensão alternada ensaiada. Observou-se em seguida que na temperatura de 75°C as marcas de *fretting* são maiores e ainda mais a 100°C. O fato que as marcas elípticas de contato são maiores em temperatura assim como as áreas de adesão mostra que o fio 6201-T81 solubiliza com a temperatura deixando o material mais mole.

Uma análise EDS foi realizada em todos os CPs usados para construir as curvas  $S-N$  e a concentração de oxigênio foi comparada para cada tensão alternada  $\sigma_a$  e cada temperatura. O resultado dessa comparação é mostrado por meio do gráfico apresentado na Figura 5.22. Notou-se que a concentração em oxigênio é levemente superior a 75°C especialmente quando a tensão alternada  $\sigma_a$  é maior já que a zona de escorregamento ocupa mais espaço como ilustrado pelas formas elípticas verde e azul do gráfico. Limitando-se à temperatura de 75°C, poderia se concluir que a temperatura acelerou o processo de corrosão, mesmo assim, não seria suficiente para relacionar o aumento da corrosão com redução da vida em fadiga dos fios 6201. Observando o teor de oxigênio a 100°C, nota-se em seguida que a corrosão caiu provavelmente devido ao fato que as superfícies de adesão foram bem maiores a tal temperatura. O gráfico da Figura 5.22 permite descartar o aumento da presença de alumina como agente agravante na resistência a fadiga por *fretting* dos fios 6201-T81.

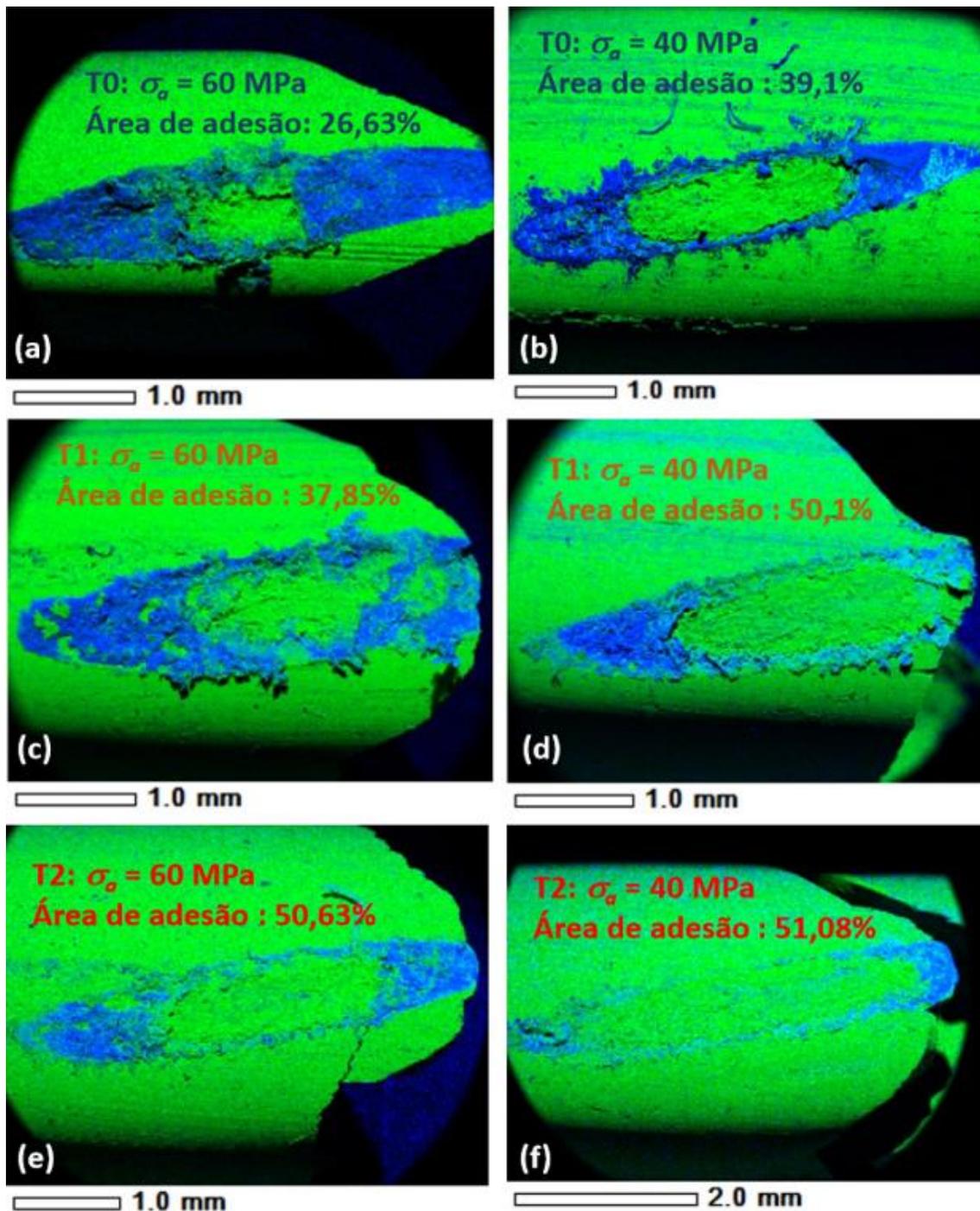


Figura 5.19: Comparação das marcas de *fretting*, (a) (CP1-500-240-T0-02: 522.456 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa), (b) (CP1-500-160-T0-23: 5.121.473 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa), (c) (CP1-500-240-T1-02: 368.503 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa), (d) (CP1-500-160-T1-15: 1.998.078 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa), (e) (CP1-500-240-T2-07: 357.258 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa) e (f) (CP1-500-160-T2-13: 1.047.483 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa).

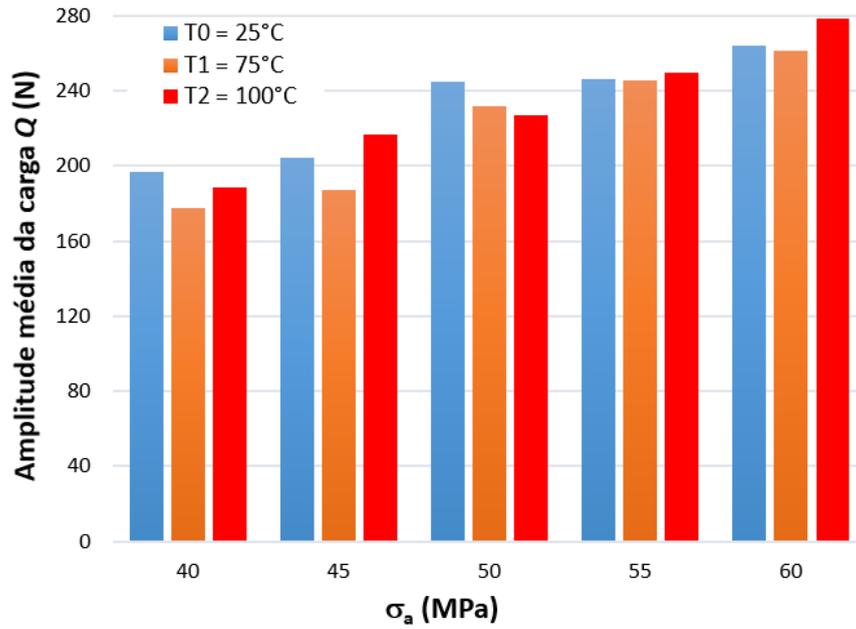


Figura 5.20: Comparação da amplitude média da carga  $Q$  em temperatura e para cada amplitude de tensão  $\sigma_a$ , fios 6201-T81.

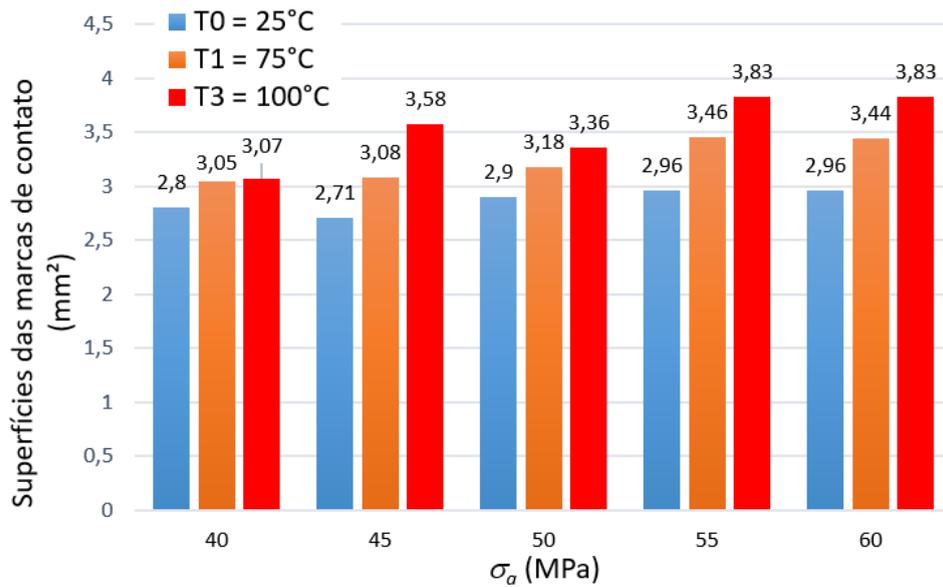


Figura 5.21: Comparação das superfícies de marcas de contato em temperatura e para cada amplitude de tensão  $\sigma_a$ , fios 6201-T81.

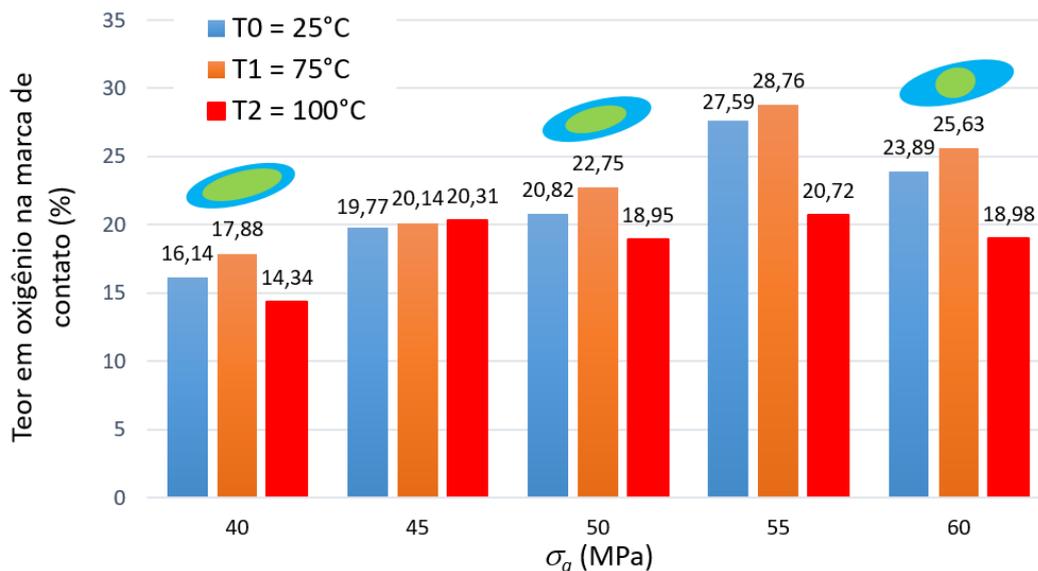
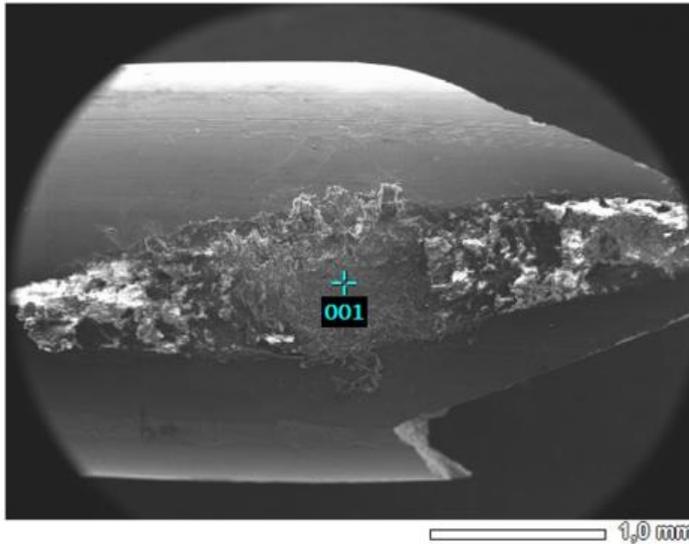
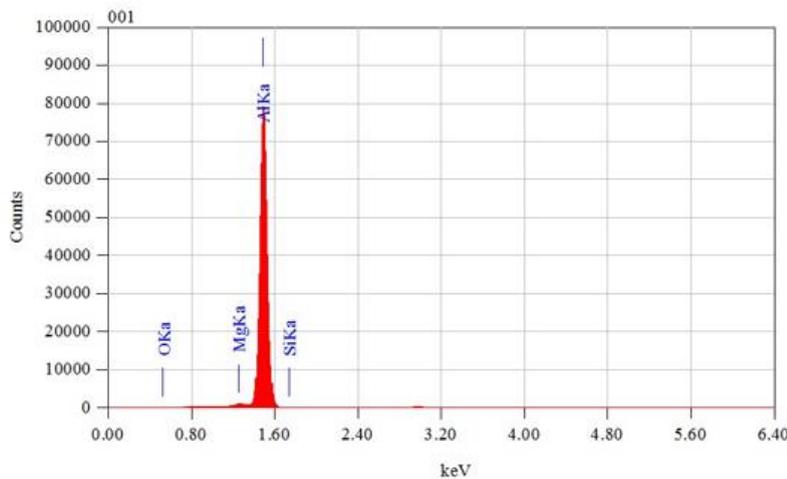


Figura 5.22: Comparação do teor em oxigênio (fios 6201-T81).

As análises realizadas por meio do MEV e em particular a Espectroscopia por Energia Dispersiva (EDS) oferecem outras informações valiosas para a análise das marcas de *fretting*. Por exemplo, é possível realizar a EDS não apenas na imagem, mas também de forma mais localizada indicando o ponto de interesse como mostrado na Figura 5.23 onde a análise foi realizada no ponto indicada pela cruz azul. Observa-se que o ponto escolhido está localizado no centro da marca de *fretting*, no que deveria ser a zona de adesão. Efetivamente, pode-se concluir que este local pertence à tal zona pela grande concentração de alumínio (97,41%) contra apenas 1,57% de oxigênio.



```
Title      : IMG1
-----
Instrument  : 7100F
Volt       : 20,00 kV
Mag.      : x 30
Date      : 2021/07/21
Pixel     : 1024 x 768
```



```
Acquisition Parameter
Instrument   : 7100F
Acc. Voltage : 20.0 kV
Probe Current: 1.00000 nA
PHA mode    : T2
Real Time   : 54.24 sec
Live Time   : 50.00 sec
Dead Time   : 7 %
Counting Rate: 15618 cps
Energy Range : 0 - 20 keV
```

ZAF Method Standardless Quantitative Analysis

Fitting Coefficient : 0.0228

Element	(keV)	Mass%	Sigma	Atom%	Compound	Mass%	Cation	K
O K	0.525	1.57	0.08	2.62				1.0900
Mg K	1.253	0.64	0.02	0.70				0.5656
Al K	1.486	97.41	0.20	96.32				98.2205
Si K	1.739	0.38	0.03	0.36				0.1239
Total		100.00		100.00				

Figura 5.23: Imagem da marca de *fretting* (fio 6201-T81), espectrograma e quantidade em massa dos elementos presentes no ponto 001 em azul (CP1-500-240-T0-02: 522 456 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa).

Repetindo a análise em três pontos diferentes dentro da mesma marca elíptica de um CP ensaiado a temperatura ambiente, obteve-se o resultado apresentado na Figura 5.24a. Nota-se em seguida a concentração maior em oxigênio nas extremidades da marca correspondendo à zona de escorregamento. Outro destaque é a concentração maior de oxigênio na ponta onde ocorreu a falha, 71,82%(O) contra 58,66%(O) na extremidade oposta. Esta parte da marca é a parte inferior do CP quando montado na máquina MTS. Nesta série de ensaio 100% das falhas aconteceram na parte inferior da marca. O fato que a presença de oxidação seja maior nesta zona é devido à queda de

pequenos detritos durante o desgaste. Esse fenômeno já foi observado por outros autores que investigavam danos em fadiga por *fretting* (BERTHIER et al., 1989; CHANDRASEKARAN, 2000). Comparando com um CP ensaiado à temperatura de 75°C (Figura 5.24b), notou-se as mesmas características na marca de *fretting*. As proporções em oxigênio são levemente inferiores dentro da zona de escorregamento (47,44% e 66,32%), isso pode ser atribuído ao fato de que, à temperatura ambiente, o coeficiente de desgaste é maior, levando a um dano de desgaste mais severo e uma formação de detritos mais proeminente do que a 75°C como já foi identificado em outro estudo sobre fadiga por *fretting* em temperatura (ALMEIDA et al., 2023). Por outro lado, o teor em oxigênio é um pouco maior dentro da zona de adesão nessa temperatura. Por fim, as mesmas observações se repetem com um fio ensaiado a 100°C (Figura 5.24c), ou seja, menores proporções em oxigênio dentro da zona de escorregamento (34,4% e 51,83%) e um teor em oxigênio levemente maior dentro da zona de adesão (5,14%).

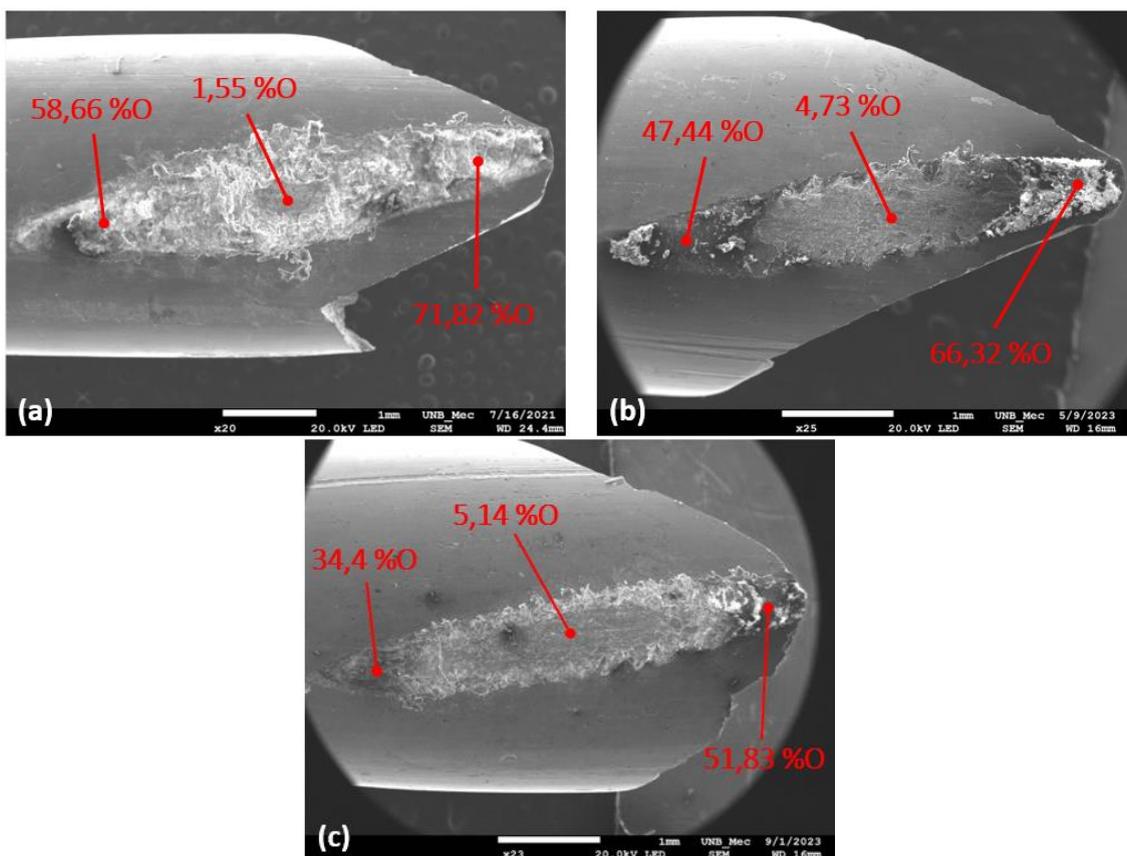


Figura 5.24: Concentração em oxigênio em 3 locais da marca de *fretting*, (a) a temperatura ambiente  $T_0 = 25^\circ\text{C}$  (CP1-500-240-T0-02: 522 456 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa), (b) a temperatura  $T_1 = 75^\circ\text{C}$  (CP1-500-240-T1-04: 369 778 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa) e (c) a temperatura  $T_2 = 100^\circ\text{C}$  (CP1-500-180-T2-10: 826 699 ciclos,  $\sigma_a = 45$  MPa).

Finalmente, outra informação valiosa oferecida pela análise das marcas de contato é a confirmação que a falha ocorreu dentro da zona de escorregamento confirmando as observações realizadas em outras pesquisas (MCGill e RAMEY, 1986; ZHOU et al., 1995; ROCHA et al., 2019), isso porque dentro desta zona as tensões cisalhantes são maiores. Na Figura 5.25 a seguir foram analisadas as duas partes do fio rompido deixando um curto espaço entre elas para não comprometer as superfícies de falha. Aplicando o mapeamento EDS nas duas partes observa-se claramente que a falha ocorreu dentro da zona de escorregamento (Figura 5.25b) destacada em vermelho. Observando com mais ampliação esta região da marca de *fretting* (Figura 5.26), nota-se a presença de trincas (setas vermelhas) na zona de escorregamento perto da falha (Figura 5.26b). As imagens geradas neste local da amostra costumam perder em qualidade devido à presença dos detritos mencionados acima que não conseguem estabelecer um caminho elétrico entre o fio e o suporte metálico do MEV.

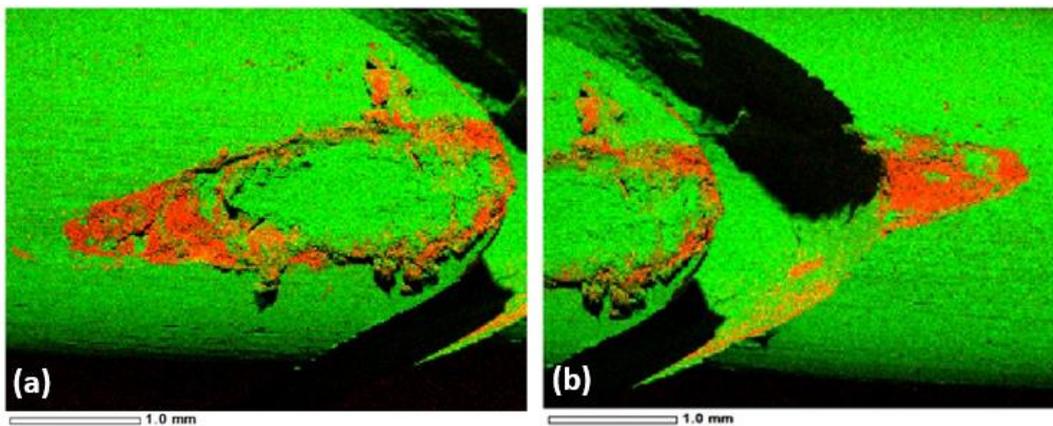


Figura 5.25: Mapeamento EDS do fio 6201-T81, (a) na parte superior, (b) na parte inferior. Concentração de alumínio destacado em verde e oxigênio em vermelho (CP1-500-240-T0-07: 393 483 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa).

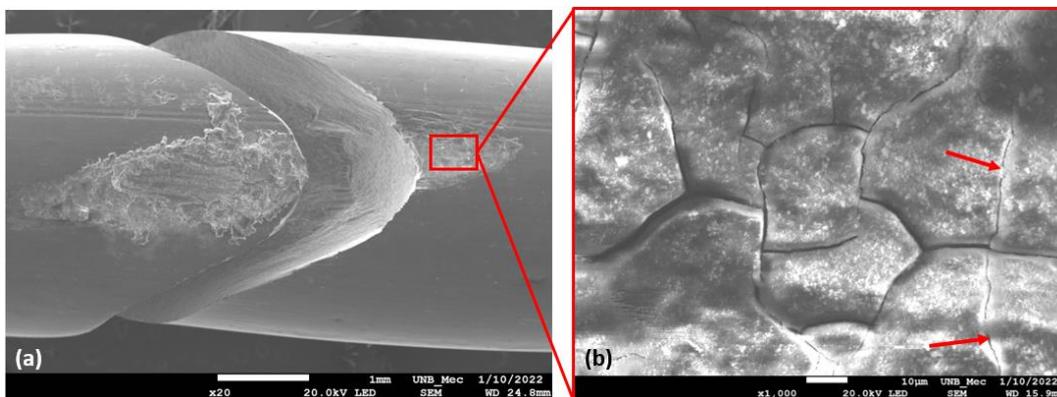


Figura 5.26: Imagem de marca de *fretting*, (a) duas partes do fio rompido, (b) ampliação na zona de escorregamento perto da falha mostrando trincas (CP1-500-240-T0-07: 393 483 ciclos,  $\sigma_a = 60$  MPa).

### 5.3.3 Avaliação das superfícies de falha

Analisar as superfícies de falha dos fios permite verificar se as características de fratura por fadiga estavam presentes. Novamente, o auxílio do MEV foi determinante nessa etapa da pesquisa. Os mecanismos de falha procurados nas imagens obtidas são aqueles descritos no capítulo 2 deste trabalho, ou seja, nucleação da trinca, propagação e ruptura final.

Em sólidos, uma trinca pode propagar-se de três maneiras diferentes. O modo I, chamado modo de abertura, está ligado à condição de tração, com força normal ao plano da fissura. Os modos II e III correspondem a condições de carregamento do tipo cisalhamento. No caso do modo II (modo de cisalhamento), a tensão de cisalhamento atua paralelamente ao plano da trinca, enquanto atua paralelamente à ponta da trinca para o modo III (modo de rasgamento).

Nas Figuras 5.27a, b e c, observam-se para cada temperatura de ensaio as áreas de superfície de fratura de fadiga por *fretting* como a iniciação da trinca, indicada pelo ponto A, localizada na marca de contato fio/fio. No processo de fadiga por *fretting*, as trincas são geralmente iniciadas pela carga de cisalhamento,  $Q$ , causando o início da trinca no modo de cisalhamento (modo II). A área B corresponde à região de propagação da trinca que tende a se propagar de forma quase concêntrica ao ponto A. Nesta região, a trinca se propaga com uma combinação dos modos I e II. Finalmente a área C é a zona de fratura, o estágio final da propagação da trinca, caracterizada pela forma irregular, a superfície rugosa e também pela presença de *dimples*, característicos de uma fratura dúctil (Figuras 5.27d, e e f). Nesta etapa, o fio é fraturado em modo I. Independentemente da temperatura, as superfícies de falha dos fios ensaiados apresentaram o mesmo perfil.

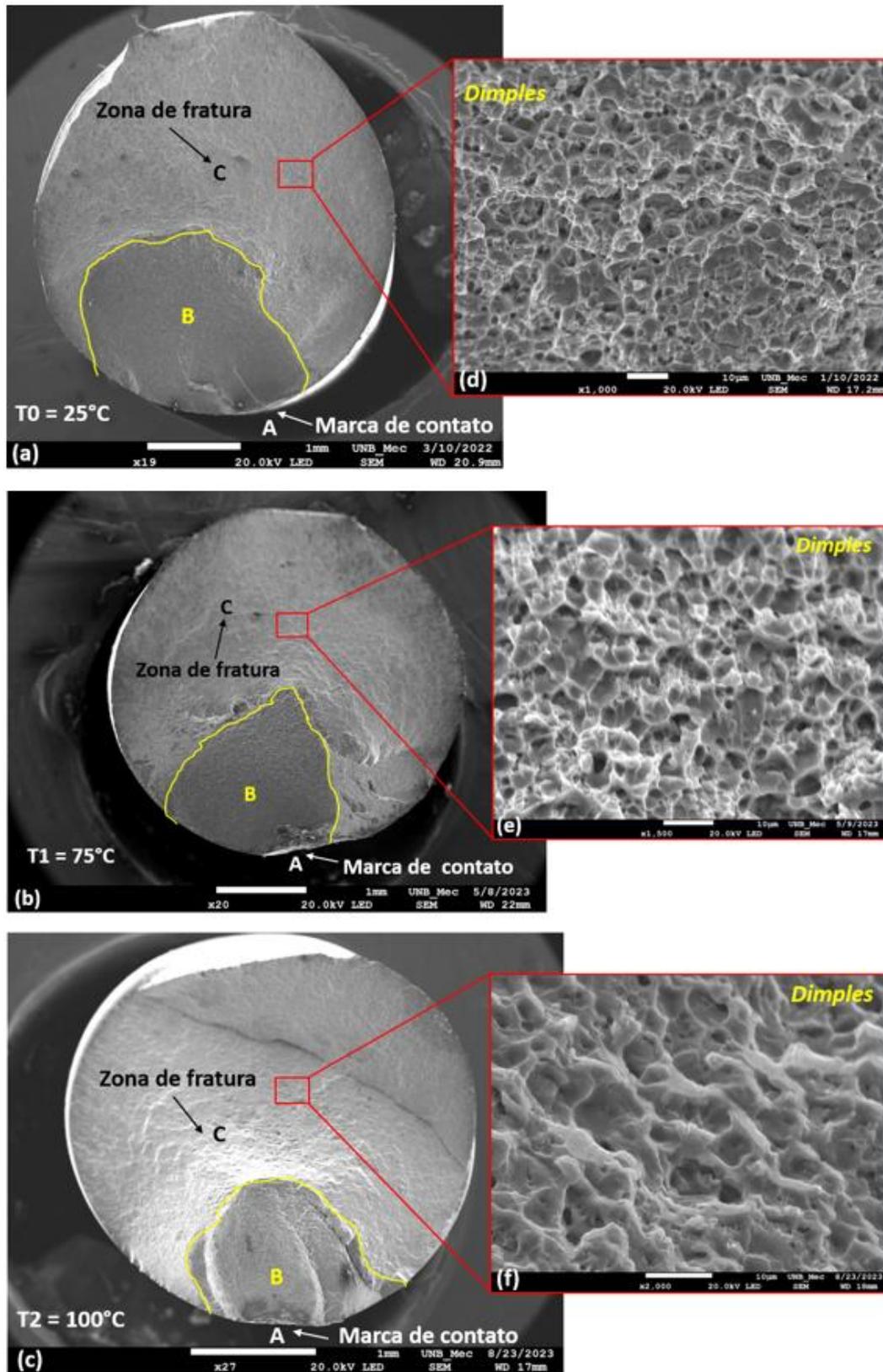


Figura 5.27: Superfície de falha por fadiga por *fretting*, (a) destaque da zona de propagação da trinca (B) partindo da marca de contato (ponto A) e da zona de fratura (C) a 25°C (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa), (b) a 75°C (CP1-500-180-T1-09: 957 634 ciclos,  $\sigma_a = 45$  MPa), (c) a 100°C (CP1-500-220-T2-02: 427 198 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa), (d, e e f) presença de *dimples*.

Indícios de marcas de praia foram identificadas a temperatura ambiente na imagem da Figura 5.28 mostrando que a propagação da trinca evoluiu de forma concêntrica, tendo como origem a marca de contato fio/fio. Marcas de praia similares foram encontradas após testes de fadiga com cabo CAL 900 em outros estudos (KALOMBO et al., 2017; REINKE et al., 2020). Outra marca de praia foi encontrada num fio ensaiado a 100°C (Figura 5.29). Mais uma evidência de que os fios romperam por fadiga foi identificada na Figura 5.30 onde aparecem claramente marcas de estrias dentro da zona de propagação (Figura 5.30b) desta vez em um fio ensaiado a 75°C, marcas de estrias similares já foram observadas em outros trabalhos relacionados a fadiga por *fretting* em fios (REINKE, 2017; MATOS et al., 2020).

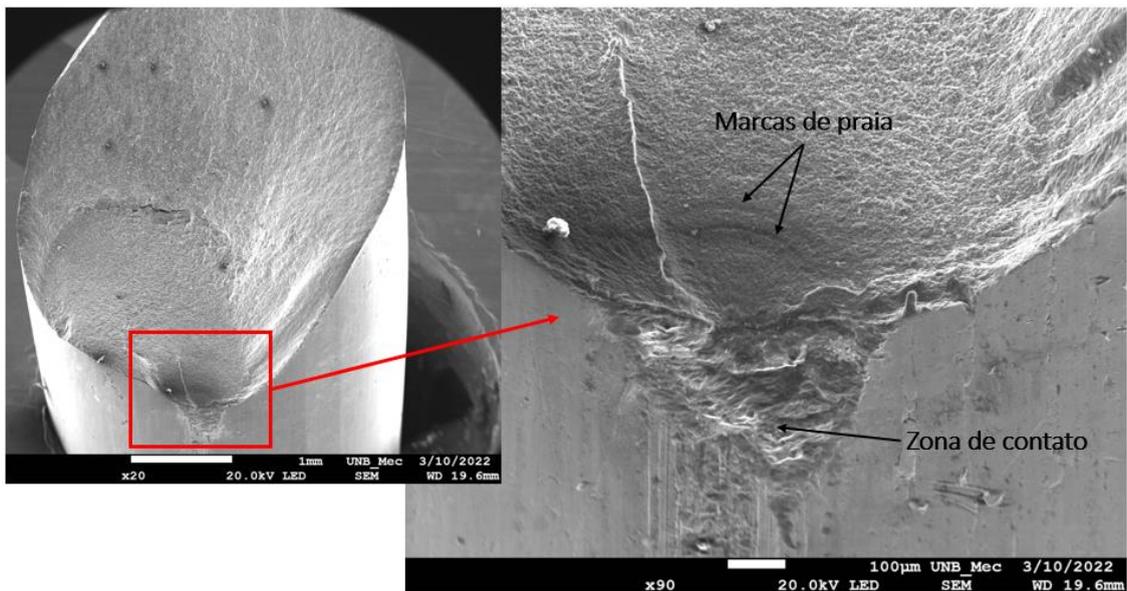


Figura 5.28: Superfície de falha por fadiga por *fretting* com ampliação na zona de contato fio/fio mostrando indícios de marcas de praia (CP1-500-220-T0-16: 743 712 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa).

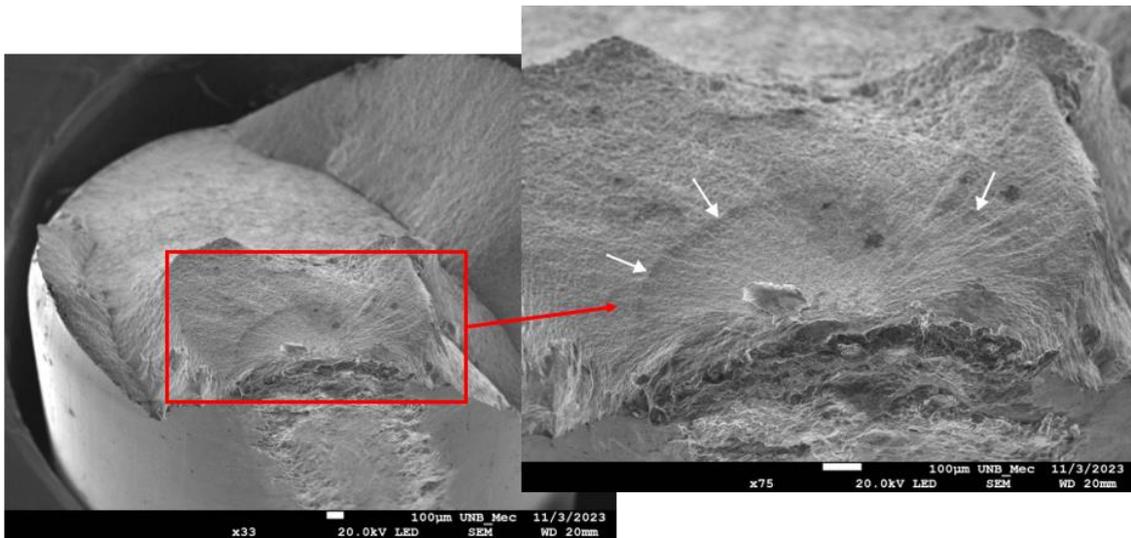


Figura 5.29: Marca de praia observada em fio 6201-T81 ensaiado a 100°C (CP1-500-220-T2-09: 549 262 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa).

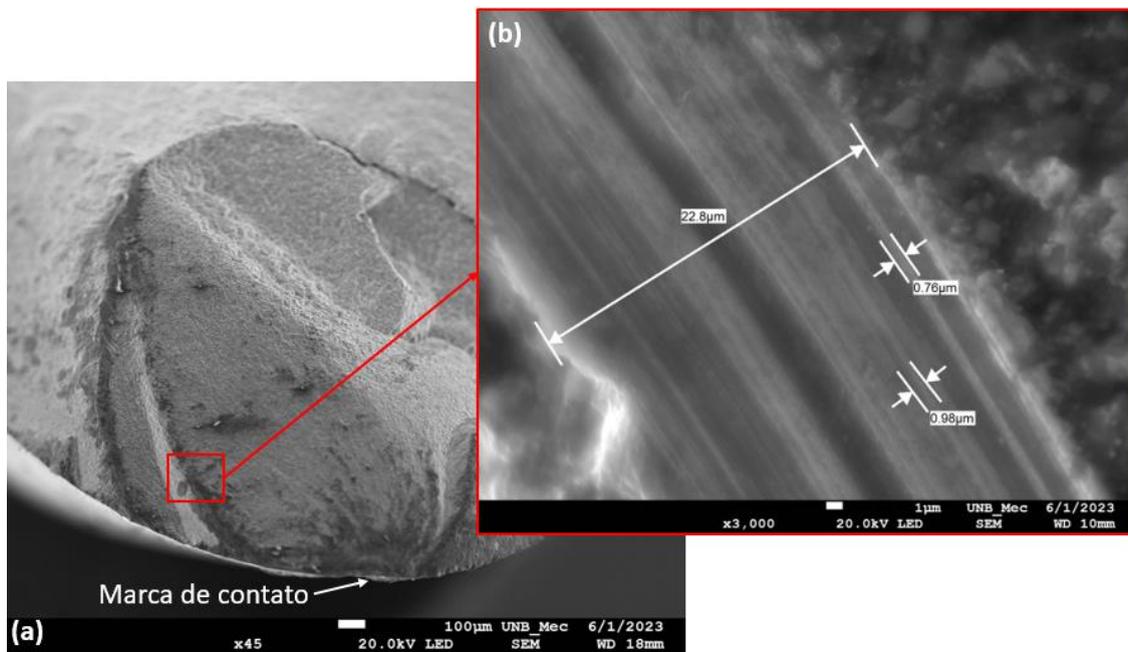


Figura 5.30: Superfície de falha por fadiga por *fretting*, (a) zona de propagação, (b) ampliação mostrando marcas de estrias (CP1-500-200-T1-06: 709 131 ciclos,  $\sigma_a = 50$  MPa).

Finalmente outras marcas de estrias foram encontradas no limite entre a região de propagação e a de fratura tanto a temperatura ambiente como a 75 e 100°C (Figura 5.31).

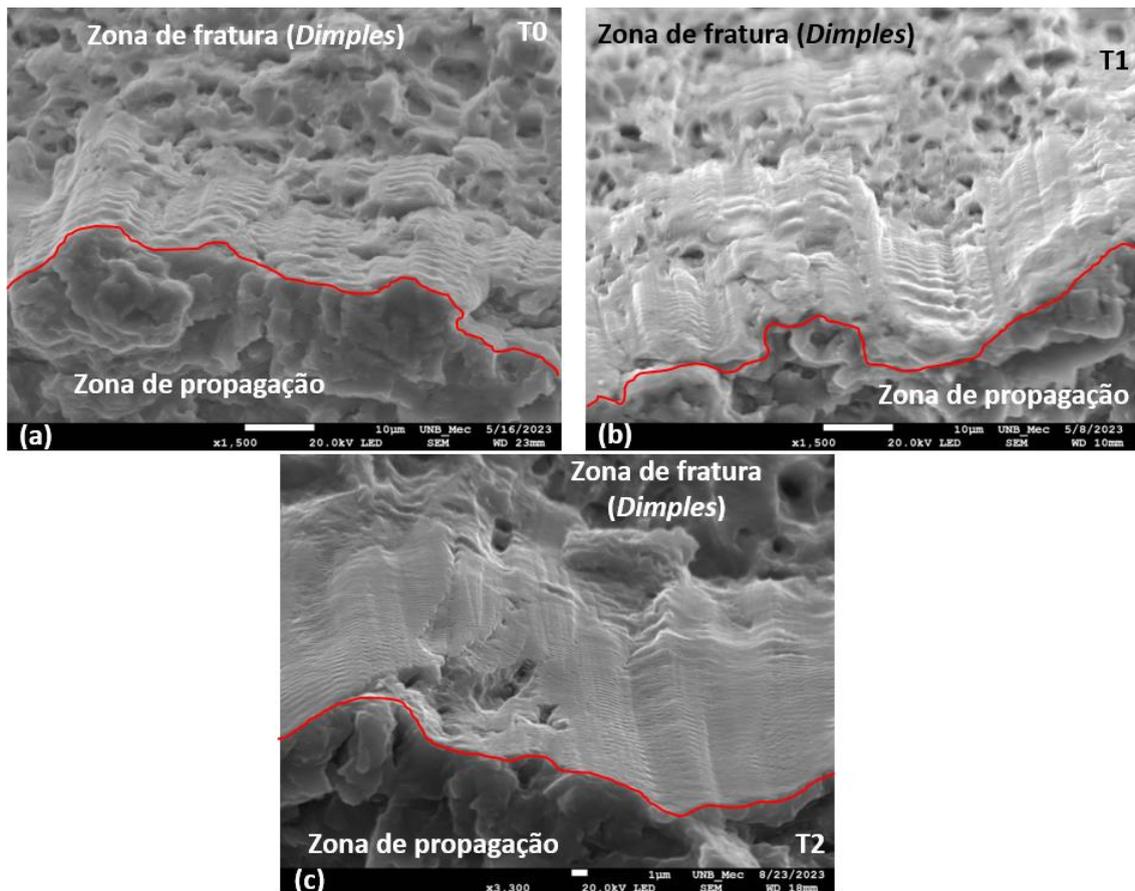


Figura 5.31: Superfície de falha por fadiga por *fretting* com marcas de estrias entre a zona de propagação e a de fratura, (a) a 25°C (CP1-500-180-T0-14: 4 905 475 ciclos,  $\sigma_a = 45$  MPa), (b) a 75°C (CP1-500-160-T1-15: 1 362 996 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa), (c) a 100°C (CP1-500-220-T2-02: 427 198 ciclos,  $\sigma_a = 55$  MPa).

Uma última comparação foi realizada nos fios 6201-T81 em relação à deformação plástica. Na Figura 5.32, observa-se o formato do fio na superfície de falha para as três temperaturas estudadas. Na Figura 5.32a, na temperatura ambiente T0, não há deformação notável da secção do fio, o formato ficou cilíndrico, ou seja, não houve empescoamento do fio na região da ruptura. Já nas temperaturas T1 e T2 (75 e 100°C), nota-se a formação de empescoamento indicado pelas setas vermelhas (Figura 5.32b e c) o que evidencia característica dúctil. Sabe-se que os processos de recuperação e de recristalização aumentam a ductilidade dos fios de alumínio que compõem os condutores (MORGAN, 1979; FONSECA e CIMINI, 2003). Esta última observação reforça a hipótese de que a redução da vida dos fios 6201-T81 está associada aos processos de recuperação, para os testes a temperatura de 75°C, e de recristalização para os testes realizados na temperatura de 100°C.

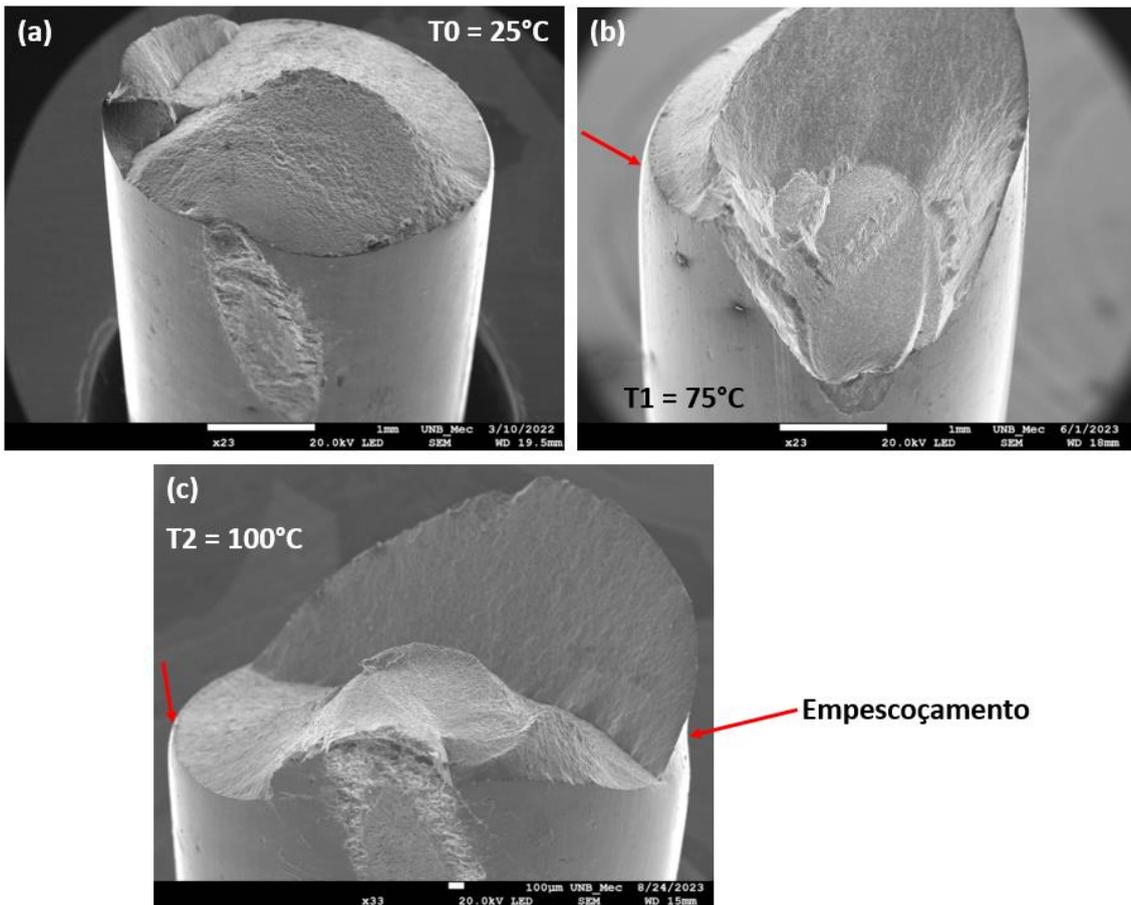


Figura 5.32: Superfície de falha por fadiga por *fretting*, (a) a  $25^\circ\text{C}$  (CP1-500-180-T0-14: 4 905 475 ciclos,  $\sigma_a = 45\text{ MPa}$ ), (b) a  $75^\circ\text{C}$  com seta vermelha indicando empescoamento (CP1-500-200-T1-04: 709 131 ciclos,  $\sigma_a = 50\text{ MPa}$ ), (c) a  $100^\circ\text{C}$  com seta vermelha indicando empescoamento (CP1-500-240-T2-07: 357 258 ciclos,  $\sigma_a = 60\text{ MPa}$ ).

## 5.4 FIOS DE LIGA DE ALUMÍNIO TERMORRESISTENTE TAL

### 5.4.1 Curvas $S-N$ com força normal $P$ 250 N a 25, 75 e $100^\circ\text{C}$

O controle da carga tangencial  $Q(t)$  por deslocamento de  $10\ \mu\text{m}$  independentemente da carga de fadiga  $B(t)$  comportou-se como desejado com os fios de liga TAL. A mesma verificação que aquela efetuada com os fios 6201-T81 foi realizada e as curvas de deslocamento e de carga cisalhante  $Q(t)$  encontram-se nos anexos deste estudo.

Uma vez os ensaios de fadiga por *fretting* em fios de liga TAL concluídos, construiu-se as curvas  $S-N$ . Nas Tabelas 5.19 a 5.21 são mostrados os diferentes níveis de tensão máxima ( $\sigma_{m\acute{a}x}$ ) utilizados, as tensões de amplitude correspondentes, a frequência, a vida em fadiga para cada CP assim como a amplitude da carga cisalhante  $Q(t)$  e o deslocamento para cada nível de tensão, cada Tabela apresenta os testes

realizados para cada temperatura, T0, T1 e T2 (25, 75 e 100°C). Nota-se que o deslocamento prescrito de amplitude de 10  $\mu m$  está aceitável nas temperaturas de 25 e 75°C e que a carga cisalhante  $Q(t)$  está de acordo com a carga normal de contato aplicada e os coeficientes de atrito da liga TAL nessas temperaturas (Tabelas 5.19 e 5.20). Tanto o deslocamento quanto a carga cisalhante permaneceram constantes ao longo de cada ensaio. Já na temperatura T2 (100°C), não foi possível obter valores constantes da carga cisalhante  $Q(t)$  e do deslocamento (Tabela 5.21). Para tratar de entender o que aconteceu, os dados dos ensaios a 100°C foram analisados. A Figura 5.33 mostra como evoluiu o *loop* de *fretting* (deslocamento vs carga tangencial  $Q$ ) ao longo dos ciclos. A partir de 20.000 ciclos o *loop* começa a reduzir tanto em deslocamento como em carga cisalhante, depois de 400.000 ciclos a 100°C o deslocamento caiu para uma amplitude de 2  $\mu m$  e carga  $Q$  oscila entre -20 e 50N aproximadamente. Vale a pena ressaltar que um ensaio foi realizado na temperatura T3, 130°C, e o mesmo fenômeno foi observado, ou seja, isso não ocorre na temperatura de 100°C, mas sim a partir de 100°C.

Tabela 5.19: Resultados de vida em fadiga do fio TAL para  $P = 250$  N a temperatura ambiente T0 (25°C).

$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)	Freq. (Hz)	Vida em fadiga (ciclos)	$Q(t)_{m\acute{a}x/m\acute{i}n}$ (N)	Deslocamento ( $\mu m$ )	CP (fio)
170	42,5	14	1 026 326	124,4 / -157,3	8,15 / -8,49	CP2-250-170-T0-04
		14	635 287	127 / -131	7,98 / -8,11	CP2-250-170-T0-07
		14	1 240 610	169,3 / -156,3	9,76 / -10,55	CP2-250-170-T0-09
160	40	14	1 513 039	151 / -171,7	9,19 / -9,44	CP2-250-160-T0-02
		14	1 229 129	140 / -153,5	7,99 / -8,14	CP2-250-160-T0-03
		14	1 850 732	137,7 / -151,5	9,18 / -8,99	CP2-250-160-T0-08
140	35	14	3 067 534	111,7 / -134,6	7,73 / -7,10	CP2-250-140-T0-01
		14	4 399 271	125,9 / -133,7	8,19 / -7,58	CP2-250-140-T0-06
		14	3 307 045	138 / -118,3	8,93 / -8,95	CP2-250-140-T0-10
130	32,5	14	5 000 000 <i>Run out</i>	119 / -113,9	8,33 / -8,22	CP2-250-160-T0-11

Tabela 5.20: Resultados de vida em fadiga do fio TAL para  $P = 250$  N a temperatura  $T1$  ( $75^{\circ}\text{C}$ ).

$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)	Freq. (Hz)	Vida em fadiga (ciclos)	$Q(t)_{m\acute{a}x/m\acute{i}n}$ (N)	Deslocamento ( $\mu\text{m}$ )	CP (fio)
170	42,5	14	685 195	140,9 / -147,3	8,90 / -9,36	CP2-250-170-T1-02
		14	1 092 784	135,6 / -138,6	8,33 / -8,48	CP2-250-170-T1-03
		14	807 241	123 / -154,8	7,81 / -7,60	CP2-250-170-T1-06
160	40	14	1 077 714	113,5 / -124,8	7,16 / -7,41	CP2-250-160-T1-07
		14	940 067	165,1 / -154	9,01 / -8,92	CP2-250-160-T1-09
		14	839 400	122,8 / -148,8	6,90 / -7,21	CP2-250-160-T1-11
140	35	14	4 328 959	98 / -125,6	7,52 / -7,20	CP2-250-140-T1-01
		14	2 513 394	116,1 / -137,1	6,99 / -6,89	CP2-250-140-T1-05
		14	3 357 781	119,7 / -155,7	7,56 / -7,81	CP2-250-140-T1-08

Tabela 5.21: Resultados de vida em fadiga do fio TAL para  $P = 250$  N a temperatura  $T2$  ( $100^{\circ}\text{C}$ ).

$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)	Freq. (Hz)	Vida em fadiga (ciclos)	$Q(t)_{m\acute{a}x/m\acute{i}n}$ (N)	Deslocamento ( $\mu\text{m}$ )	CP (fio)
170	42,5	14	968 579	-	-	CP2-250-170-T2-03
		14	819 415	-	-	CP2-250-170-T2-04
		14	802 911	-	-	CP2-250-170-T2-10
160	40	14	2 076 922	-	-	CP2-250-160-T2-02
		14	1 169 969	-	-	CP2-250-160-T2-05
		14	1 917 749	-	-	CP2-250-160-T2-09
140	35	14	3 904 207	-	-	CP2-250-140-T2-06
		14	2 727 755	-	-	CP2-250-140-T2-07
		14	<i>Run out</i>	-	-	CP2-250-140-T2-11

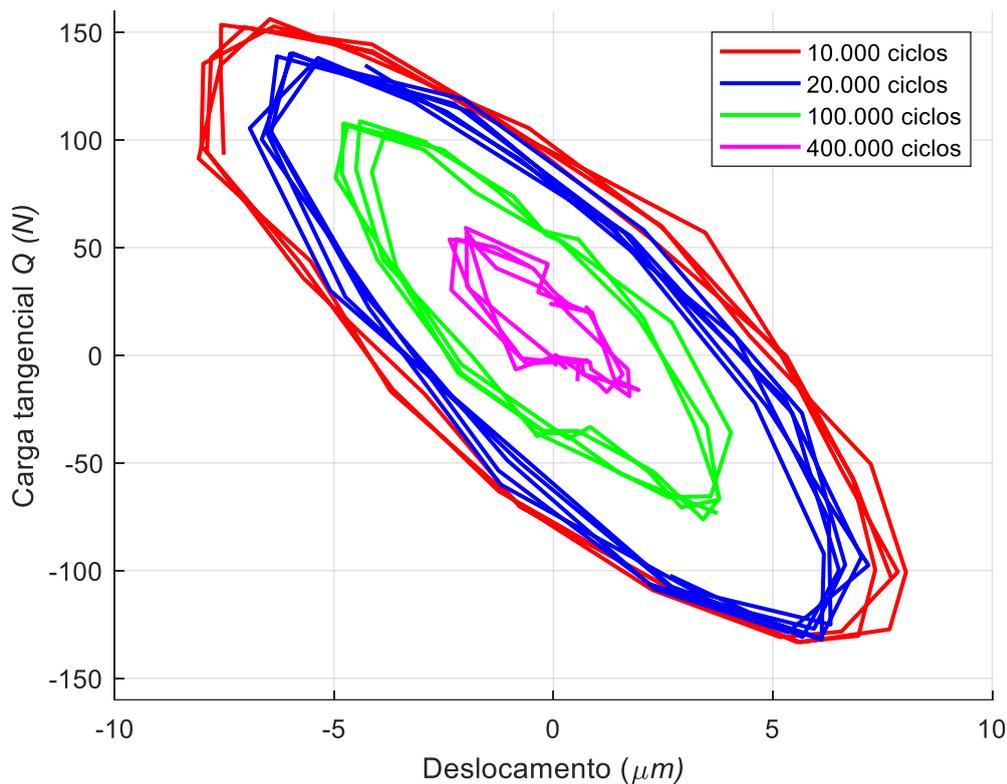


Figura 5.33: Evolução do *Loop de fretting* ao longo dos testes de fadiga por *fretting* a 100°C em fio de liga TAL.

Esse fenômeno pode ter duas origens, ou trata-se do comportamento da liga TAL nessa temperatura ou o atuador da máquina MTS que gera a carga cisalhante  $Q$  não consegue aplicar o deslocamento a 100°C. Para descartar uma falha do atuador MTS foram realizados dois testes. O primeiro foi simplesmente aplicar o deslocamento da carga cisalhante  $Q$  na temperatura T2 (100°C) sem carga de fadiga atuando (apenas uma tração), ou seja, gerar apenas o deslocamento de *fretting* por meio do atuador MTS. O teste mostrou que o atuador conseguiu gerar um deslocamento de amplitude de 10  $\mu\text{m}$  constante gerando uma carga cisalhante de amplitude constante durante mais de 1.000.000 de ciclos. Este primeiro teste comprovou que o atuador de *fretting* opera corretamente em condição de temperatura alta.

O segundo teste consistiu em repetir um teste de fadiga por *fretting* a 100°C até observar a queda do deslocamento e da carga cisalhante  $Q$ . Como mostrado na Figura 5.34a no início do teste o deslocamento de 10  $\mu\text{m}$  está perfeito e a carga  $Q$  oscila com uma amplitude de quase 150 N. Depois de 100.000 ciclos na temperatura de 100°C, o

*loop* de *fretting* está quase nulo tanto em carga como em deslocamento (Figura 5.34b). A partir deste momento desligou-se o sistema de aquecimento e conforme a temperatura ia baixando o *loop* de *fretting* voltou na situação inicial com um deslocamento acima de  $8\ \mu\text{m}$  e uma carga tangencial  $Q$  de mesma amplitude que no início do ensaio (Figura 5.34c). Em conclusão, este fenômeno é um comportamento próprio da liga termorresistente TAL em condição de fadiga por *fretting* em temperatura alta.

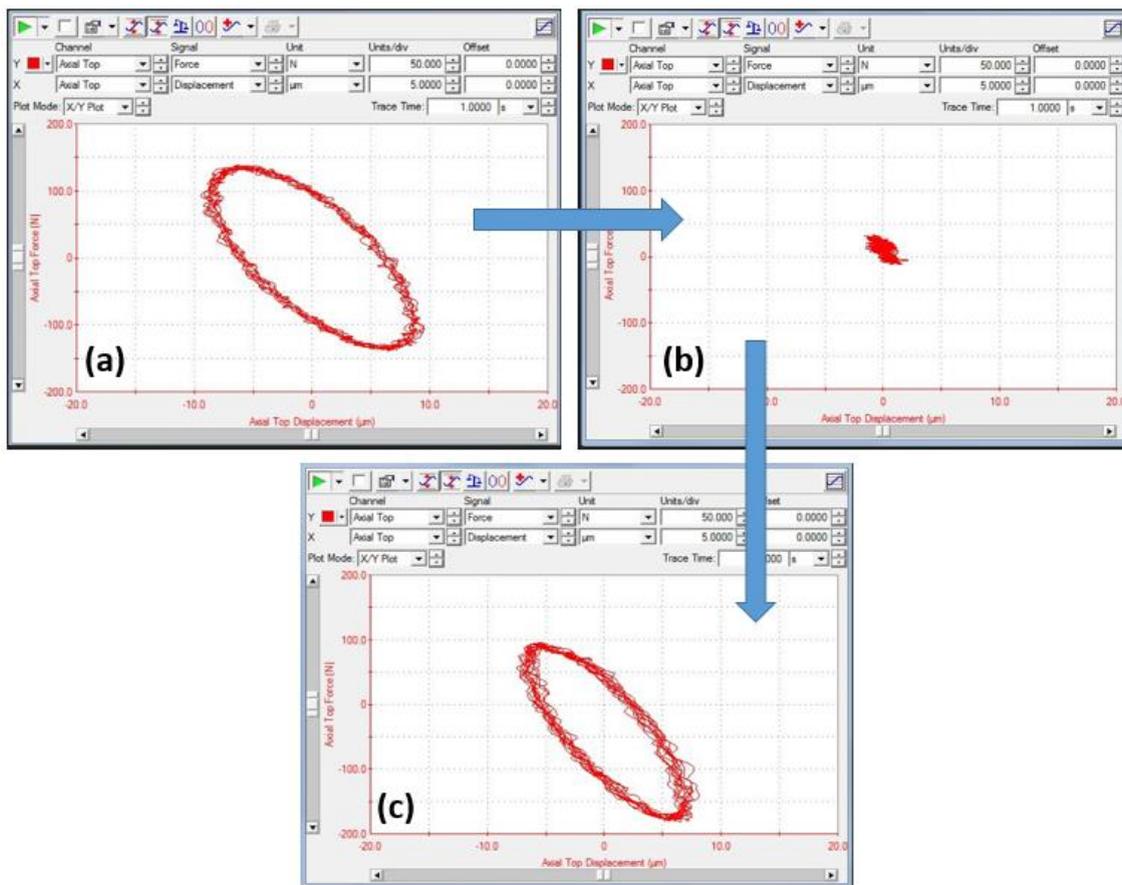


Figura 5.34: Teste de fadiga por *fretting* em fios de liga TAL a  $100^\circ\text{C}$ , (a) *loop* de *fretting* no início do teste, (b) *loop* de *fretting* após 100.000 ciclos e (c) *loop* de *fretting* após desligamento do sistema de aquecimento.

Mesmo tendo um comportamento diferente a  $100^\circ\text{C}$ , as curvas  $S-N$  (Figura 5.35) foram construídas apresentando as linhas de tendência dos dados obtidos nestes últimos ensaios. Cada losango preto, círculo vermelho e quadrado azul representam um ensaio de fadiga por *fretting* a temperatura ambiente ( $25^\circ\text{C}$ ),  $75^\circ\text{C}$  e  $100^\circ\text{C}$ , respectivamente, concluído pela falha do CP. Os ensaios que não falharam (*run out*) são também indicados no gráfico por meio de uma seta.

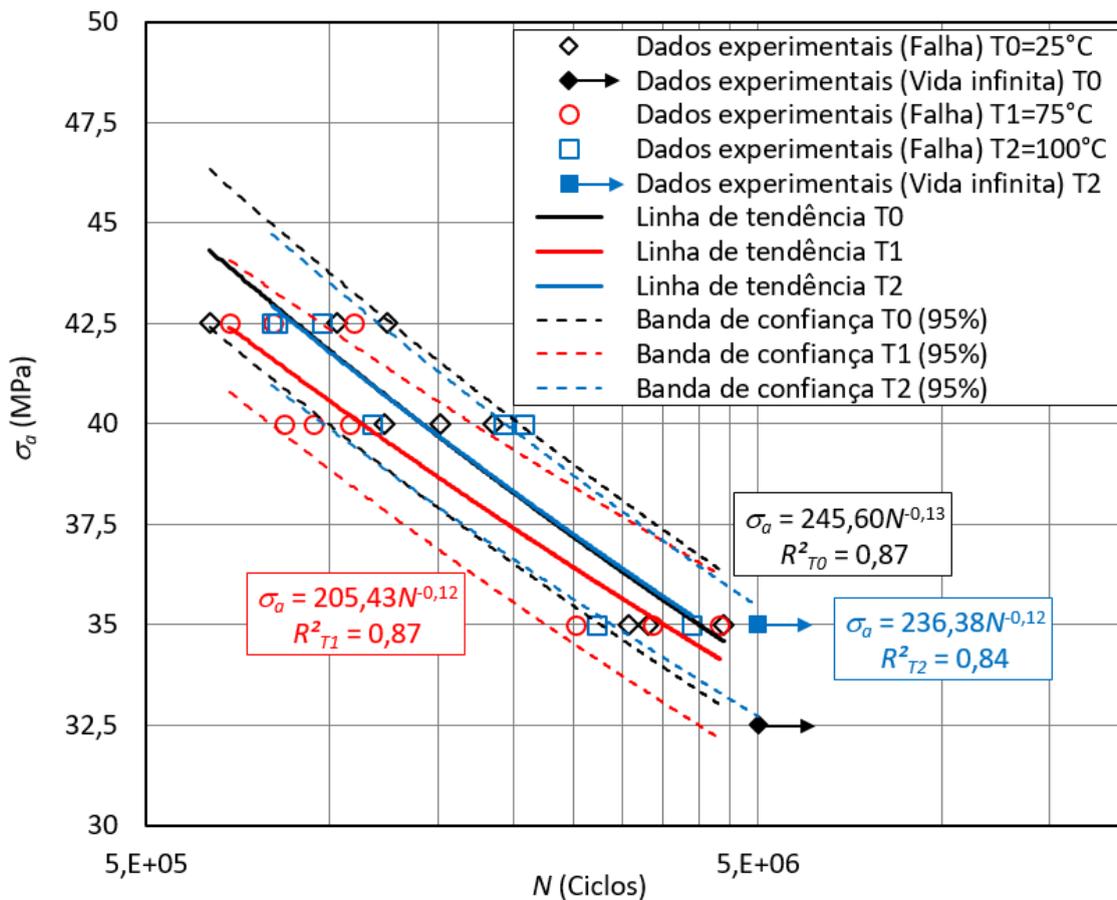


Figura 5.35: Curvas S-N dos fios de liga TAL para força normal de 250 N a temperatura ambiente (25°C), 75°C e 100°C, R = 0,5.

Os coeficientes de correlação das linhas de tendência obtidos nas curvas da Figura 5.35 ( $R_{T_0}^2 = 0,87$ ,  $R_{T_1}^2 = 0,87$  e  $R_{T_2}^2 = 0,84$ ) atendem as necessidades do estudo. A curva vermelha ( $T_1 = 75^\circ\text{C}$ ) apresenta uma redução na vida em fadiga em comparação com à temperatura ambiente ( $T_0$ ), esta redução não é tão acentuada se comparada à mesma curva obtida com os fios convencionais 6201-T81. A curva T1 (em vermelho) é quase paralela à curva T0 (em preto) e tende a se aproximar de T0 no nível de tensão mínimo, isto mostra que a redução na vida não foi influenciada pelo fator tempo, mas apenas pela temperatura de 75°C. Este primeiro resultado prova que a liga termorresistente possui um comportamento diferenciado em relação à temperatura e que ela não sofreu processo de recuperação ou de recristalização como observado com a liga de alumínio 6201. A curva S-N T2 (100°C), em azul na Figura 5.35, se sobrepõe quase inteiramente à curva T0, ou seja, quase não houve alteração da vida em fadiga a 100°C

quando comparado à temperatura ambiente T0. Em relação à curva T1 a vida em fadiga aumentou. Porém, devido ao comportamento diferente dos testes nessa temperatura é preciso analisar as marcas de *fretting* e as superfícies de falha antes de qualquer conclusão.

Bandas de confiança de 95% calculadas conforme à Norma ASTM E739-10 (2015) também foram traçadas para cada temperatura. As bandas T0 e T1 se sobrepõem por mais da metade da largura ao contrário do observado com os fios 6201, isto indica que os fios de liga TAL não sofreram grandes mudanças devido a temperatura. Finalmente, as bandas de confiança T0 e T2 se sobrepõem perfeitamente, nota-se também que todos os testes realizados a 100°C (quadrados azuis) estão dentro da banda de confiança T0.

A Tabela 5.22 apresenta a diferença de número de ciclos durante os testes realizados às temperaturas de 75°C e 100°C em comparação com o teste à temperatura ambiente. Comparando os números de ciclos a 75°C (T1) com a temperatura ambiente T0, nota-se que a redução mais substancial na vida em fadiga foi de 37,8% no nível de tensão de 40 MPa. A menor redução, 5,3%, foi observada para a magnitude de tensão de 35 MPa. Aplicando uma média da redução para todos os níveis de tensão, pode-se concluir que na temperatura de 75°C os fios de liga TAL sofreram uma redução de 18%. Comparando este resultado com a redução de 34,8% observada nos fios 6201-T81 nesta mesma temperatura, pode-se concluir os fios termorresistentes foram menos impactados em relação a temperatura de 75°C.

Tabela 5.22: Alteração da vida em fadiga a 75 e 100°C em comparação com a temperatura ambiente.

$\sigma_a$ (MPa)	Número médio de ciclos			Redução (-) T0-T1 (%)	Redução (-) Aumento (+) T0-T2 (%)	Redução (-) Aumento (+) T1-T2 (%)
	A temperatura ambiente, T0	A 75°C, T1	A 100°C, T2			
35	3.591.283	3.400.044	3.315.981	-5,3	-7,7	-2,5
40	1.530.966	952.393	1.721.546	-37,8	+22,8	+12,4
42,5	967.407	861.740	863.635	-11	-10,7	+0,2
<b>Média da alteração na vida em fadiga (%):</b>				<b>-18</b>	<b>+1,5</b>	<b>+3,2</b>

#### 5.4.2 Marcas de *fretting*

O comportamento diferente dos ensaios realizados na temperatura de 100°C levou a um passo importante desse tipo de pesquisa, analisar as marcas de *fretting*. Se a 100°C o deslocamento e a carga cisalhante caíram tanto como observado acima, isso deveria ter uma consequência na marca de contato. A Figura 5.36 apresenta as marcas de contato obtidas por meio da análise EDS para os três níveis de tensão e para as três temperaturas ensaiados, T0, T1 e T2 (respectivamente: 25, 75 e 100°C). As imagens foram mapeadas destacando o alumínio em verde e o oxigênio em azul. Nota-se em seguida que as marcas obtidas a 100°C (Figuras 5.36g, h e i) não apresentaram marcas de adesão, ou seja, houve regime de escorregamento total. Já nas temperaturas T0 e T1, todas as marcas apresentam zonas de adesão e zonas de escorregamento, em outras palavras, nas temperaturas de 25 e 75°C, os fios experimentaram regime de escorregamento parcial. Comparado agora as imagens por nível de tensão, por exemplo com  $\sigma_a = 42,5 \text{ MPa}$  (Figuras 5.36a, d e g), observa-se que a superfície da zona de adesão diminui com a temperatura até sumir totalmente a 100°C. O fato de ter um regime de escorregamento total a 100°C justifica o fato de que a vida em fadiga melhorou quando comparada a 75°C e quase não mudou quando comparada a temperatura ambiente (25°C). Isso porque em regime de escorregamento total ocorre apenas desgaste e as trincas não conseguem se propagar aumentando a vida. Esta mudança no comportamento dos fios de liga TAL a 100°C não parece ser oriunda do coeficiente de atrito do material, pois como mostrado na Tabela 5.14 o coeficiente não evoluiu muito com a temperatura, 0,66 a temperatura ambiente, 0,63 a 75°C e 0,62 a 100°C.

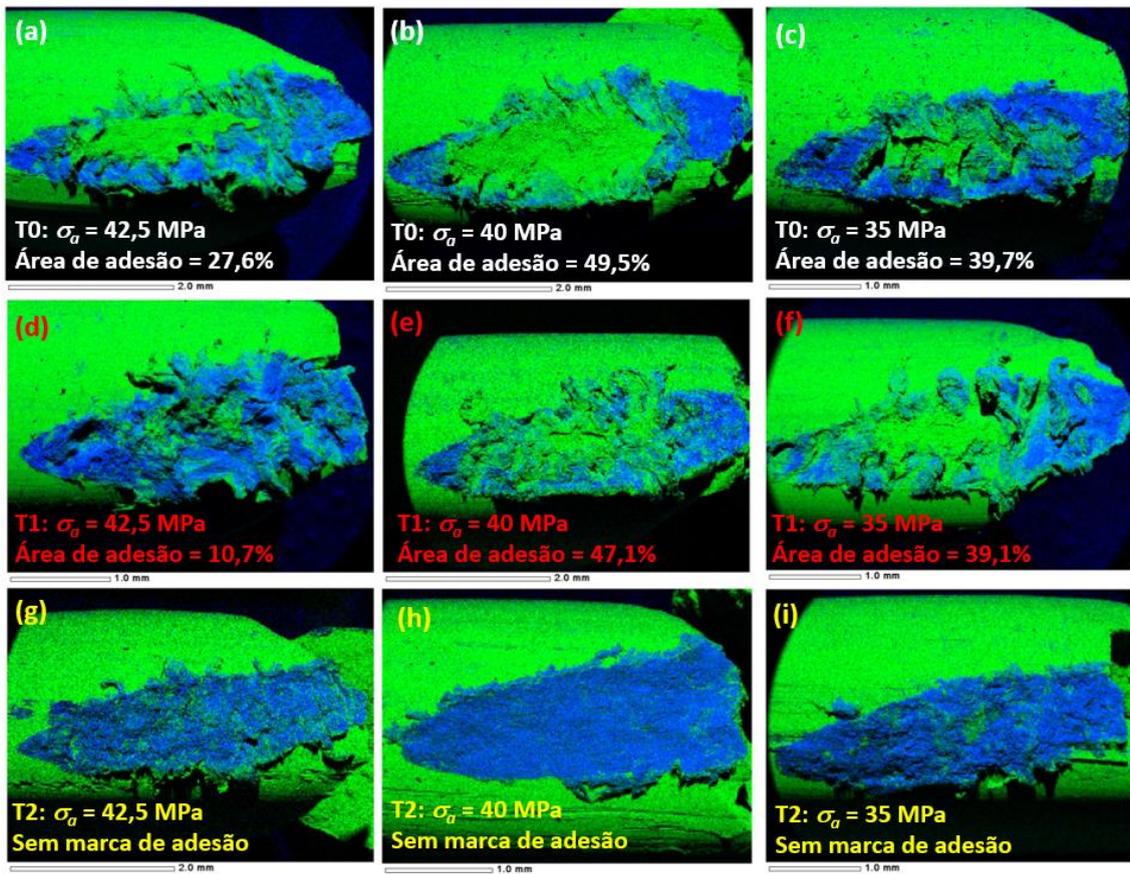


Figura 5.36: Comparação das marcas de *fretting* dos fios de liga TAL, (a), (b) e (c) na temperatura  $T_0 = 25^\circ\text{C}$ , (d), (e) e (f) na temperatura  $T_1 = 75^\circ\text{C}$ , (g), (h) e (i) na temperatura  $T_2 = 100^\circ\text{C}$ .

Outra observação indica que na temperatura de  $100^\circ\text{C}$  os fios de liga TAL experimentaram um regime de escorregamento total. Nas temperaturas de  $25$  e  $75^\circ\text{C}$ , onde houve regime de escorregamento parcial, 100% dos fios falharam na parte inferior da marca (dentro da zona de escorregamento), já na série de testes realizados a  $100^\circ\text{C}$ , foram 75%. Duas falhas ocorreram quase no meio da marca de contato como mostrado na Figura 5.37. As Figuras 5.37a e c, mostram as duas extremidades da mesma marca de contato, já as Figuras 5.37b e d apresentam o mapeamento correspondente.

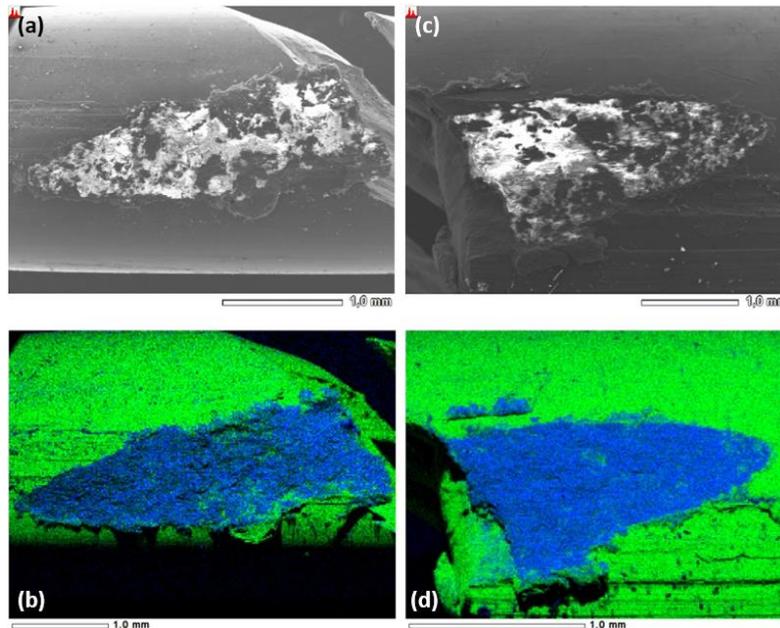


Figura 5.37: Marca de *fretting* de fio de liga TAL, (a) parte superior do fio, (b) mesma imagem com mapeamento do alumínio em verde e do oxigênio em azul, (c) parte inferior do fio, (d) mesma imagem com mapeamento (temperatura  $T_2 = 100^\circ\text{C}$ ).

A concentração de oxigênio foi comparada para cada tensão alternada  $\sigma_a$  e cada temperatura e o resultado de tal comparação foi apresentado na Figura 5.38. Notou-se que a concentração em oxigênio é superior a  $100^\circ\text{C}$  ( $T_2$ ) já que nesse caso a superfície total da marca é submetida à corrosão, pois não há zona de adesão. Observou-se também um leve aumento do teor em oxigênio a  $75^\circ\text{C}$  quando comparado ao teor observado na temperatura ambiente  $T_0$ . Isso está de acordo com o observado na Figura 5.36 onde as superfícies das zonas de adesão eram menores a  $75^\circ\text{C}$ .

Ao contrário do fio de liga de alumínio 6201-T81 onde as superfícies das marcas de contato ficavam maiores conforme a temperatura aumentava, o fio de liga TAL apresentou este comportamento apenas no nível de tensão alternada mais alto (Figura 5.39). No caso dos fios 6201-T81 o aumento da superfície da marca era associado ao amolecimento da liga em temperaturas altas, já com os fios de liga TAL não há sinal de amolecimento do material. O aumento da superfície observado na nível de tensão,  $\sigma_a = 42,5 \text{ MPa}$ , parece mais ligado ao regime de escorregamento total, porém como o comportamento não se repetiu nos outros níveis de tensão, é difícil interpretar tais resultados.

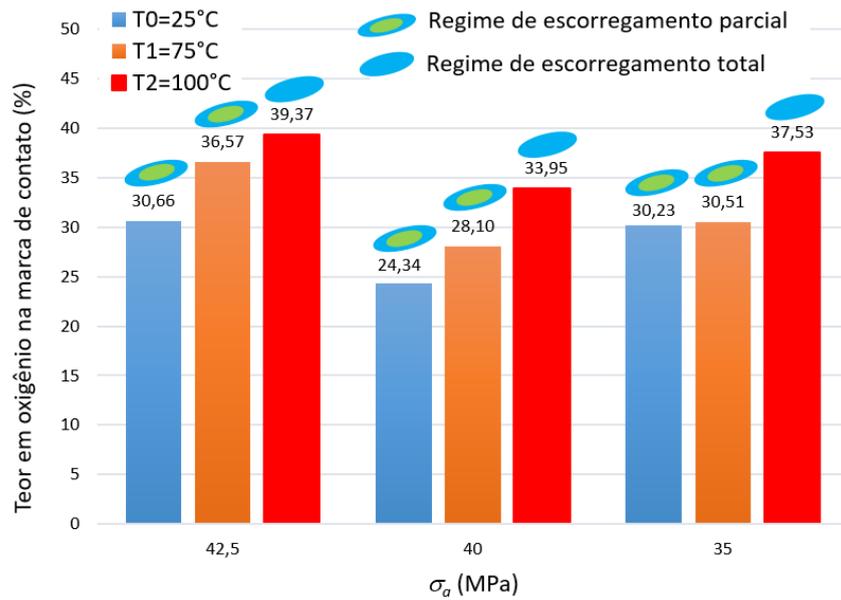


Figura 5.38: Comparação do teor em oxigênio (fios liga TAL).

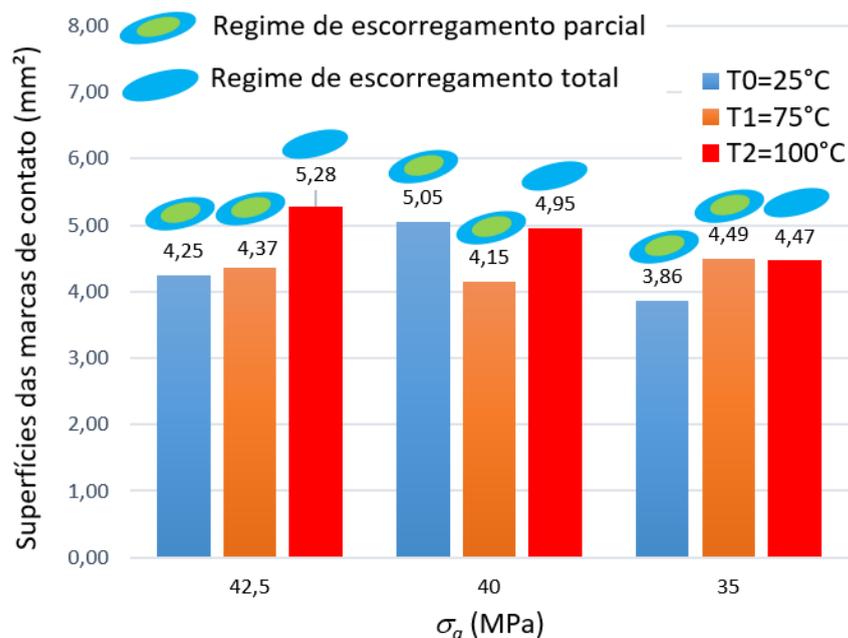


Figura 5.39: Comparação das superfícies de marcas de contato em temperatura e para cada amplitude de tensão  $\sigma_a$ , fios liga TAL.

Na Figura 5.40 podem ser comparados os detritos de oxido de alumínio proveniente do desgaste após ensaios realizados a 100°C com fios 6201-T81 (Figura 5.40a) e com fios de liga termorresistente (Figura 5.40b). Observa-se que os fios de liga TAL deixaram detritos maiores caídos no mordente inferior da máquina MTS mostrando um

maior desgaste durante o teste em regime de escorregamento total. No caso dos fios 6201, os detritos se apresentam em forma de pó de alumina.

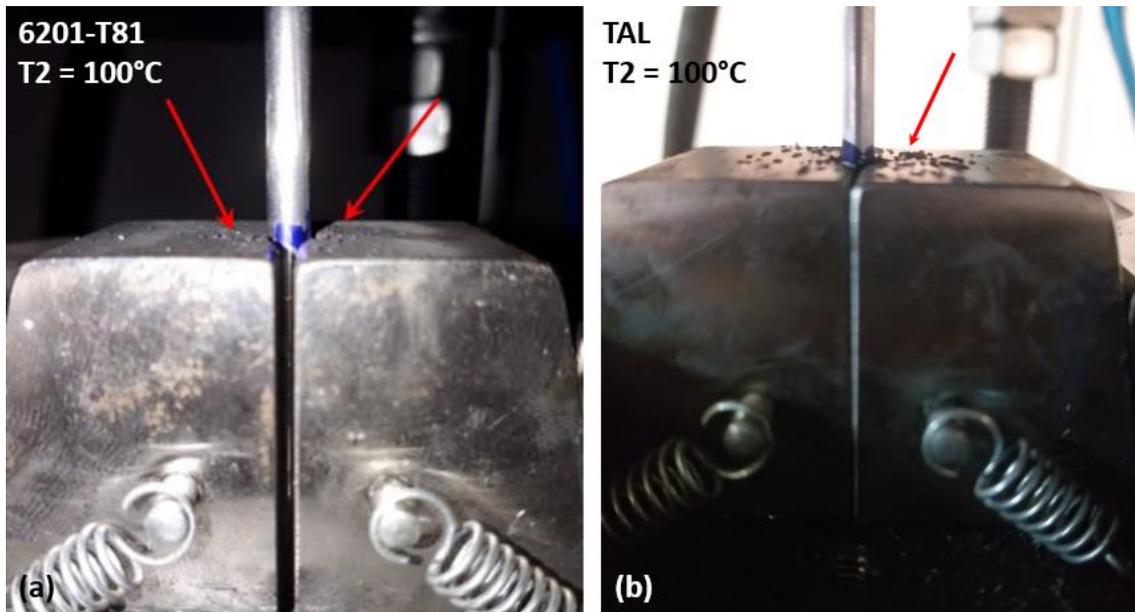


Figura 5.40: Detritos de oxido de alumínio caídos no mordente inferior, (a) fio 6201-T81 ensaiado a 100°C em regime de escorregamento parcial, (b) fio de liga TAL ensaiado a 100°C em regime de escorregamento total.

### 5.4.3 Avaliação das superfícies de falha

As superfícies de falha dos fios de liga TAL apresentaram as mesmas características que aquelas observadas nos fios de liga de alumínio 6201-T81, ou seja, nucleação da trinca, propagação e ruptura final. Nas Figuras 5.41a, b e c, observam-se para cada temperatura de ensaio as áreas de superfície de fratura de fadiga por *fretting*. O ponto A indica a iniciação da trinca, localizada na marca de contato fio/fio. A área B corresponde à região de propagação da trinca que tende a se propagar de forma quase concêntrica ao ponto A. Por fim a área C, a zona de fratura, corresponde ao estágio final da propagação da trinca. Nota-se em todos os casos a presença de *dimples*, característicos de uma fratura dúctil (Figuras 5.41d, e e f). Mesmo com um regime de fadiga por *fretting* diferente, escorregamento total, os fios ensaiados na temperatura de 100°C apresentaram superfícies de falha idênticas àquelas observadas a temperatura ambiente ou a 75°C com regime de escorregamento parcial.

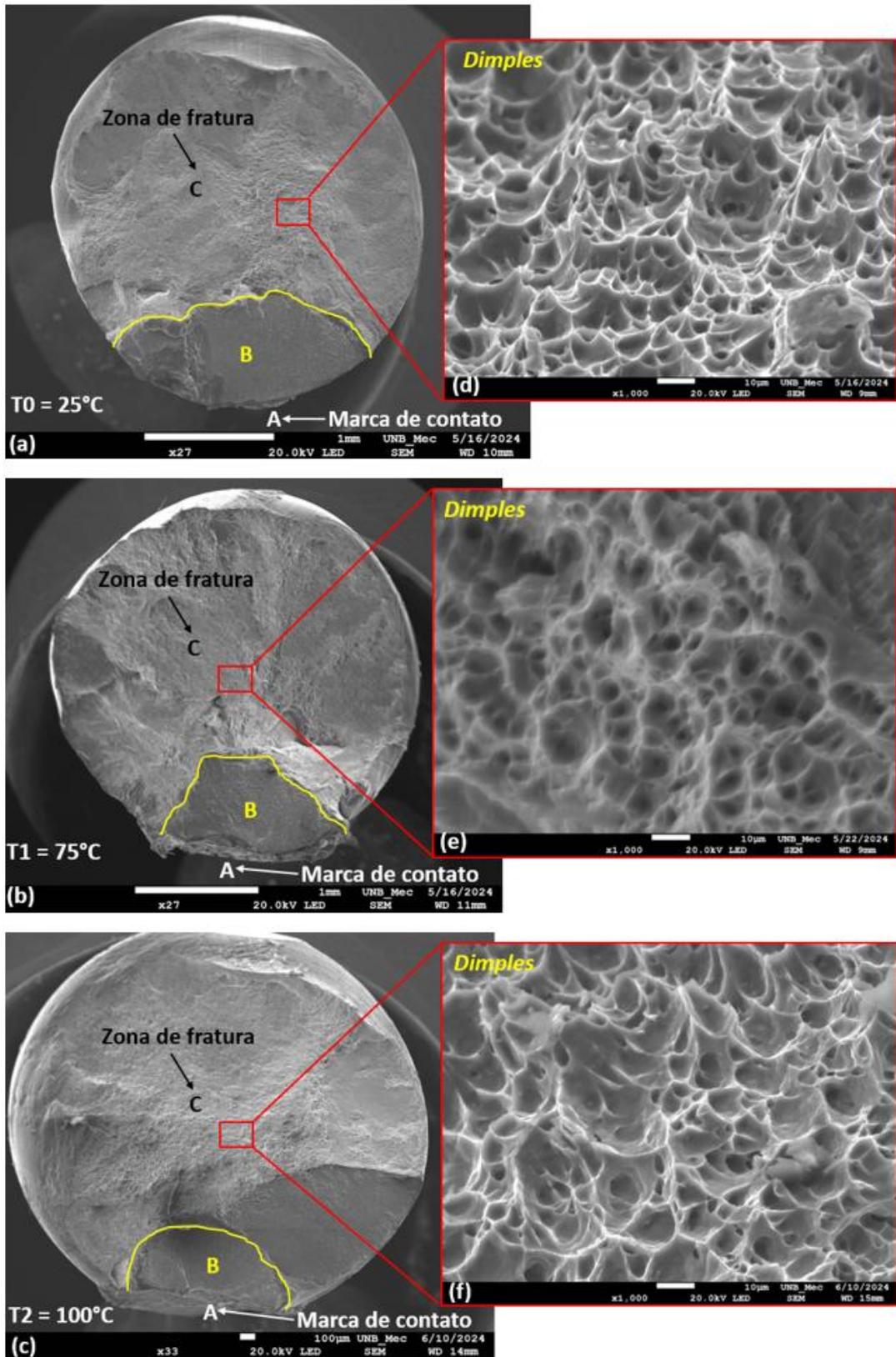


Figura 5.41: Superfície de falha por fadiga por *fretting*, (a) destaque da zona de propagação da trinca (B) partindo da marca de contato (ponto A) e da zona de fratura (C) a 25°C (CP2-250-160-T0-02: 1 513 039 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa), (b) a 75°C (CP2-250-160-T1-11: 839 400 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa), (c) a 100°C (CP2-250-160-T2-09: 1 917 749 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa), (d, e e f) presença de *dimples*.

Não foram encontradas marcas de praia nos fios termorresistente ensaiados, mas outros indícios de ruptura por fadiga foram encontrados como marcas de estrias (Figura 5.42) e uma marca de catraca indicada por setas amarelas na Figura 5.43. Este tipo de marca indica um concentrador de tensão localizado na marca de contato dos fios.

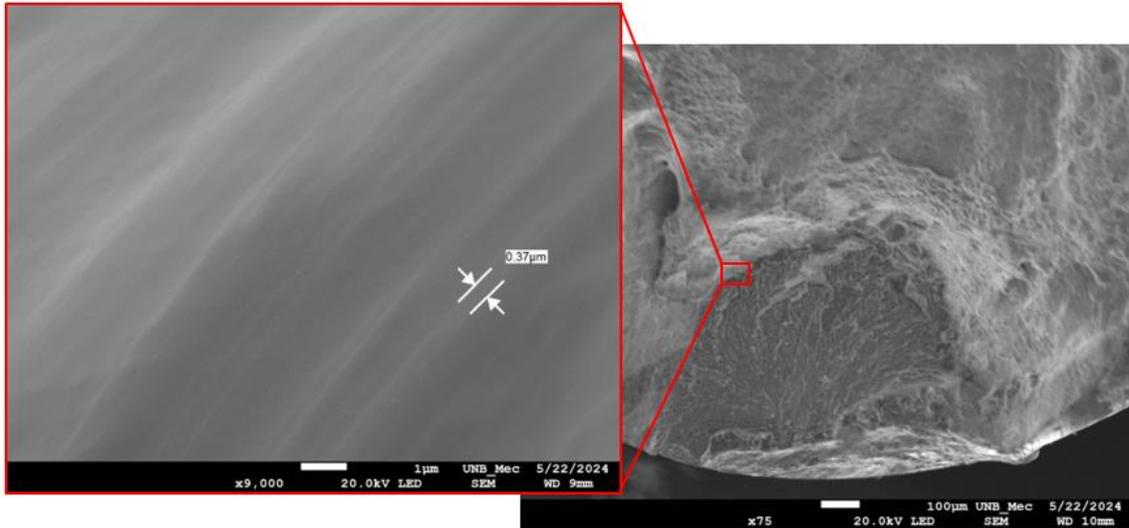


Figura 5.42: Estrias observadas em fio liga TAL ensaiado a 75°C (CP2-250-160-T1-11: 839 400 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa).

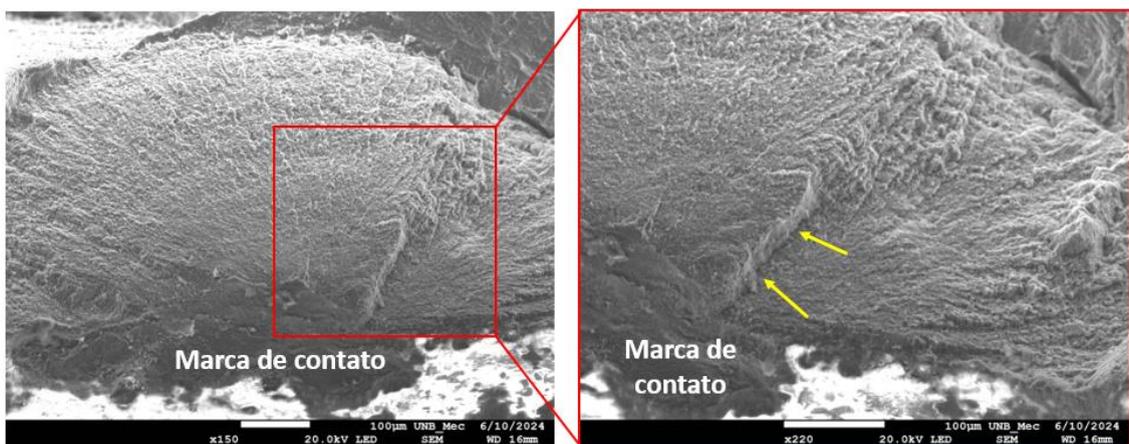


Figura 5.43: Marca de catraca (setas amarelas) observada em fio de liga TAL ensaiado a 100°C (CP2-250-160-T2-09: 1 917 749 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa).

Por fim uma comparação da deformação plástica foi realizada nos fios de liga TAL. A Figura 5.44 mostra os formatos dos fios na superfície de falha para as três temperaturas estudadas. Nota-se que para as três temperaturas ensaiadas os fios apresentam o mesmo perfil de empescoçamento (indicado pelas setas vermelhas), ou

seja, a temperatura não parece ter influenciado a ductilidade da liga termorresistente durante os testes de fadiga por *fretting*. Ao contrário dos fios 6201-T81, a liga termorresistente TAL não apresentou sinais de processos de recuperação ou de recristalização já que a resistência à tração e a ductilidade dos fios foram pouco alteradas pelas temperaturas altas. O que prova o comportamento privilegiado dessa liga em temperaturas altas devido a presença do Zr na sua composição.

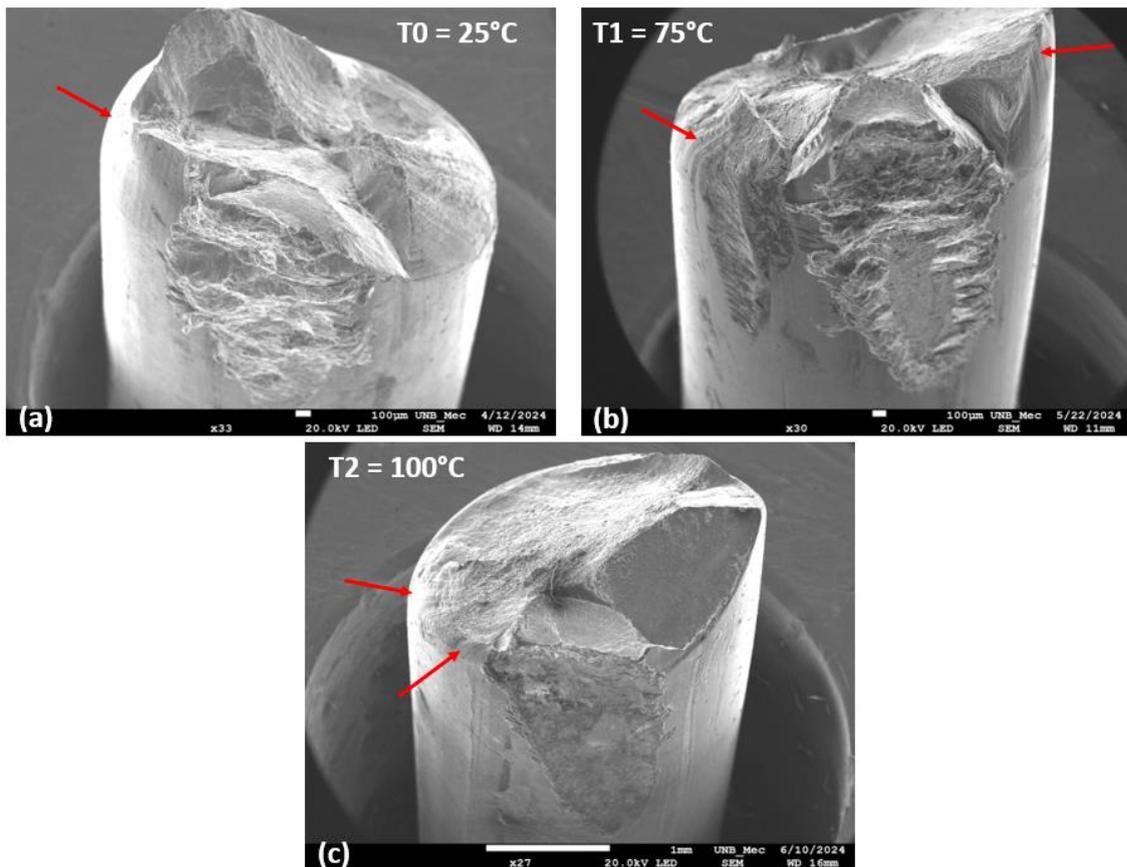


Figura 5.44: Superfície de falha por fadiga por *fretting* com setas vermelhas indicando empescoçamento, (a) a 25°C (CP2-250-170-T0-07: 635 287 ciclos,  $\sigma_a = 42,5$  MPa), (b) a 75°C (CP2-250-160-T1-11: 839 400 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa), (c) a 100°C (CP2-250-160-T2-09: 1 917 749 ciclos,  $\sigma_a = 40$  MPa).

## CAPÍTULO 6

### 6. CONCLUSÕES

Para estudar o efeito da temperatura na resistência à fadiga por *fretting* em fios de cabos condutores foi proposto neste trabalho desenvolver um sistema de aquecimento que possa se adaptar ao dispositivo existente de fadiga por *fretting* em fios. O referido dispositivo foi testado numa série de ensaios de fadiga por *fretting* em fios de cabos condutores. Dois materiais foram testados, fios de liga de alumínio 6201-T81 e fios de liga de alumínio termorresistente TAL. As duas campanhas de testes foram realizadas a temperatura ambiente (25°C), 75°C e 100°C e controlando a carga tangencial por deslocamento. A partir dos resultados obtidos é possível concluir que:

- O sistema de aquecimento desenvolvido foi capaz de realizar os testes em temperaturas altas (75 e 100°C) com uma excelente estabilidade e um precisão de  $\pm 2^\circ\text{C}$ . O dispositivo de fadiga por *fretting* pode agora testar os fios de cabos condutores nas temperaturas reais de operação e de emergência experimentadas por cabos convencionais reais. O dispositivo é ainda capaz de realizar teste até 130°C sem danos nos componentes sensíveis próximo da zona aquecida (células de carga, rolamento e garras MTS).
- O controle do deslocamento (20  $\mu\text{m}$  para os fios 6201 e 10  $\mu\text{m}$  para os fios termorresistentes) mostrou-se eficiente para todas as temperaturas testadas com os fios 6201. No caso dos fios de liga TAL, tal controle operou corretamente nas temperaturas de 25 e 75°C, porém não funcionou corretamente a partir da temperatura de 100°C devido a uma mudança no comportamento dos fios de liga TAL nessa temperatura.

**Para os fios de liga de alumínio 6201-T81 as conclusões são:**

- A resistência à fadiga por *fretting* dos fios de alumínio 6201 mostrou uma dependência à temperatura apresentando uma redução de 34,8% a 75°C e de 43,1% a 100°C quando comparada com a temperatura ambiente. Apesar do leve aumento da corrosão observado a 75°C a redução na vida é principalmente ligada às alterações mecânicas reveladas por marcas de contato maiores e zonas de adesão ocupando uma área maior nas marcas de *fretting*, ou seja, mesmo não ultrapassando a temperatura de operação máxima de 90°C (limite para

recozimento conforme fabricante), os fios de alumínio 6201 já sofrem alterações mecânicas na temperatura de 75°C. Na temperatura de 100°C houve uma redução ainda maior comparada à temperatura ambiente mas também uma redução de 22,2% em relação a curva obtida a 75°C. Tal resultado mostra a importância de realizar teste de fadiga por *fretting* em fios de condutores nas condições reais de temperatura sofridas pelos cabos reais.

- As imagens do MEV e as análises EDS após os testes de fadiga por *fretting* à temperatura ambiente, 75 e 100°C demonstram que as marcas fio/fio geradas pelo dispositivo apresentam, na região da fratura, todas as características de fadiga por *fretting* como zonas de adesão e de escorregamento claramente definidas e a presença de óxido de alumínio, proveniente do desgaste por *fretting*. Em outras palavras, todos os testes de fadiga por *fretting* ocorreram sob regime de escorregamento parcial.
- A avaliação da superfície de fratura revelou características de ruptura devido à fadiga por *fretting*, com local de iniciação de trinca dentro da marca de contato e mais especificamente, dentro da zona de escorregamento, conforme observado em estudos anteriores em escala real envolvendo fadiga do condutor.
- Os ensaios de fadiga por *fretting* na temperatura de 75°C contribuíram para menor resistência do fio como resultado da recuperação inicial do trabalho a frio dos fios realizado em seu processo de fabricação. Isso envolve rearranjo de discordâncias. O calor gerado pelo sistema de aquecimento no próprio teste de fadiga por *fretting* resultou na redução da resistência à fadiga e no aumento da ductilidade dos fios de alumínio 6201.
- Os ensaios de fadiga por *fretting* na temperatura de 100°C também contribuíram para menor resistência e uma redução da resistência à fadiga dos fios de alumínio 6201. Desta vez, tais reduções foram resultado do processo de recristalização da liga de alumínio.

**Para os fios de liga de alumínio termorresistente TAL as conclusões são:**

- As imagens do MEV e as análises EDS após os testes de fadiga por *fretting* à temperatura ambiente (25°C) e 75°C mostram que as marcas fio/fio geradas pelo dispositivo apresentam zonas de adesão e escorregamento bem evidentes e a presença de óxido de alumínio, devido ao desgaste por *fretting*, ou seja, houve regime de escorregamento parcial. Ao contrário do notado com os fios 6201, as

zonas de adesão são menores a temperatura de 75°C que a temperatura ambiente. Já na temperatura de 100°C, as marcas fio/fio não apresentam mais zona de adesão, apenas zona de escorregamento em toda a superfície da marca, ou seja, a partir de 100°C o regime passou de escorregamento parcial para escorregamento total.

- Os ensaios de fadiga por *fretting* na temperatura de 75°C contribuíram para uma redução da resistência à fadiga dos fios de liga TAL. Comparada com a redução observada com os fios 6201-T81, tal redução foi bem menor, mostrando que a liga termorresistente teve um comportamento melhor em relação a temperatura de 75°C sob condições de fadiga por *fretting*.
- Os ensaios de fadiga por *fretting* na temperatura de 100°C apresentaram uma mudança radical. Apesar de não sofrer redução da resistência à fadiga comparado com os resultados obtidos a temperatura ambiente, os fios de liga TAL que experimentavam um regime de escorregamento parcial a 25 e 75°C mudaram para um regime de escorregamento total, ou seja, fadiga por desgaste.

## 6.1. PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

O desenvolvimento do presente trabalho apontou novos caminhos para pesquisas futuras, que incluem:

- Uma investigação mais focada na mudança de regime de fadiga por *fretting* ocorrida a partir de 100°C com os fios de liga termorresistente. Tal pesquisa deverá incluir análises com microscopia eletrônica de transmissão da liga TAL para obter imagens de discordâncias, dos precipitados de  $Al_3Zr$  e de contornos de grãos. Realizar ensaios de fadiga em temperaturas altas.
- Realizar testes de fadiga pura nos fios 6201-T81 nas mesmas temperaturas que no presente trabalho.
- Repetir os ensaios realizados até hoje com o dispositivo em temperaturas de operação ou mais afim de comparação.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abbasi, M. Z., Aman, M. A., Afridi, H. U., & Khan, A. (2018). *Sag-tension analysis of AAAC overhead transmission lines for hilly areas. International Journal of Computer Science and Information Security (IJCSIS)*, 16(4), 111-114.
- Abreu, A. M., Saavedra, A. R., Araújo, J. A., Murça, L. B., Fragelli, R. R., Frontin, S. O. e Rêgo, V. B., *Prospecção e hierarquização de linhas de transmissão aplicadas a linhas de transmissão*. 1<sup>a</sup> ed. Brasília: Teixeira Gráfica, 2010.
- Adriano, V. S. R., (2017). *Previsão de Vida à Fadiga em Fios de Alumínio Liga, Utilizados em Cabos Condutores, Contendo Descontinuidades Geométricas*. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM-DM 262/2017, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF.
- Albizu, I., Mazón, A. J., Valverde, V., & Buigues, G. (2010). *Aspects to take into account in the application of mechanical calculation to high-temperature low-sag conductors. IET generation, transmission & distribution*, 4(5), 631-640.
- Almeida, G. M. J., Cardoso, R. A., Garcia, M. A., Chassaing, G., Pommier, S., & Araújo, J. A. (2022). *Four actuators fretting fatigue rig and tests with cyclic normal load for Ti-6Al-4V. Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 103292.
- Almeida, G. M. J., Cardoso, R. A., Chassaing, G., Pommier, S., & Araújo, J. A. (2023). *Fretting fatigue of Inconel 718 at room and elevated temperatures considering both constant and cyclic normal contact loads. Tribology International*, 108382.
- Alshwawreh, N., Alhamarneh, B., Altwarah, Q., Quandour, S., Barghout, S., & Ayasrah, O. (2021). *Electrical resistivity and tensile strength relationship in heat-treated all aluminum alloy wire conductors. Materials*, 14(19), 5738.
- ALUBAR, *Catalogo Técnico Condutores Elétricos de Alumínio*, 2015.
- Aluminum Electrical Conductor Handbook - Bare Aluminum Wire and Cable, The Aluminum Association*, 3rd ed., 1989.
- Amaral, M. A., Reis, W. L. S., Souza, A. T. M. D., & Quaresma, J. (2010). *Evaluation of mechanical and electrical properties for an aluminium alloy thermo resistant for application in electrical cables and wires; Avaliação das propriedades mecânicas e elétricas para uma liga de alumínio termorresistente para aplicação em fios e cabos elétricos*.

- Amjadi, M., & Fatemi, A. (2021). *Creep behavior and modeling of high-density polyethylene (HDPE)*. *Polymer Testing*, 94, 107031.
- Amontons, G. *De la résistance causée dans les machines, tant par les frottements des parties qui les composent, que par la raideur des cordes qu'on y employe, et la manière de calculer l'un et l'autre*. *Mem. L'Académie R*, 1699.
- Araújo, J. A., & Nowell, D. (1999). Analysis of pad size effects in fretting fatigue using short crack arrest methodologies. *International Journal of Fatigue*, 21(9), 947-956.
- Araújo, J. A., Castro, F. C., Matos, I. M., & Cardoso, R. A. (2020). Life prediction in multiaxial high cycle fretting fatigue. *International Journal of Fatigue*, 134, 105504.
- Armstrong, O., Southern, G., Carroll, A., & O'Brien, G. (2018, April). *Low wind speed occurrences and aging conductors: More than just a sag problem?* In *2018 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D)* (pp. 1-5). IEEE.
- ASTM B941-05. *Standard Specification for Heat Resistant Aluminum-Zirconium Alloy Wire for Electrical Purposes*. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2005.
- ASTM E1823. *Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing*. West Conshohocken, PA, 2013.
- ASTM E739-10, *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life ( $\epsilon$ -N) Fatigue Data*, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.
- Azevedo, C. R. F., & Cescon, T. (2002). *Failure analysis of aluminum cable steel reinforced (ACSR) conductor of the transmission line crossing the Parana River*. *Engineering Failure Analysis*, 9(6), 645-664.
- Azevedo, C.R.F., Henriques, A. M. D., Pulino Filho, A. R., Ferreira, J. L. A., Araújo J. A. (2009), "*Fretting Fatigue in Overhead Conductors: Rig Design and Failure Analysis of a Grosbeak Aluminium Cable Steel Reinforced Conductor*", *Engineering Failure Analysis*, 16, pp 136-151.
- Barbosa, C. D. F. (2011). *Impactos do desempenho das emendas dos cabos de linhas de transmissão na confiabilidade de redes elétricas*, Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo.
- Basquin, O. H. (1910). *The exponential law of endurance tests*. In *Proc Am Soc Test Mater* (Vol. 10, pp. 625-630).
- Beça, J. M. M. (2019). *Modelagem e validação de técnicas de recapacitação em linhas de transmissão* (*Master's thesis*, Universidade Federal de Pernambuco).

- Bellecave, J. (2015). *Stress Gradients In Fretting Fatigue (Doctoral dissertation, École normale supérieure de Cachan-ENS (Cachan).*
- Berthier, Y., Vincent, L., & Godet, M. (1989). *Fretting fatigue and fretting wear. Tribology international*, 22(4), 235-242.
- Braga, G. E., CEMIG Filho, E. B. G., CEMIG, C., & CEMIG, C. Recapacitação de linhas aéreas de transmissão existentes utilizando cabos condutores especiais de altas temperaturas de operação e baixa flecha. Belo Horizonte: CEMIG, 2007.
- Callister Jr, W. D. (2015). *Materials science and engineering an introduction.*
- Cardou, A., Leblond, A., Goudreau, S., Cloutier, L., *Electrical Conductor Bending Fatigue at Suspension Clamp : a Fretting Fatigue Problem, Fretting Fatigue*, ESIS 18, *Mechanical Engineering Publications*, London, 1994, pp.357-266.
- Cattaneo, C. (1938). Sul Contatto di due Corpi Elasticie: Distribuzione Locale Degli Sforzi. *Reconditi dell Accademia Nazionale die Lincei*, 27, 474-478.
- Cavassin, R. S., & Fernandes, T. S. P. (2012). Uma abordagem multicritérios para recapacitação de linhas de transmissão. *Sba: Controle & Automação Sociedade Brasileira de Automatica*, 23, 749-765.
- Çengel, Y. A., & Ghajar, A. J. *Heat and mass transfer: fundamentals and applications fifth edition in SI units*, 2015. New York, America.
- Chandrasekaran, V., Yoon, Y. I., & Hoepfner, D. W. (2000). *Analysis of fretting damage using confocal microscope. ASTM SPECIAL TECHNICAL PUBLICATION*, 1367, 337-351.
- Chen, S. L., Black, W. Z., & Loard, H. W. (2002). *High-temperature ampacity model for overhead conductors. IEEE Transactions on Power Delivery*, 17(4), 1136-1141.
- CIGRE, SC22, WG04 (1985), "Guide for Endurance Tests of Conductors Inside Clamps", *Electra*, No100, pp. 77-86, May.
- CIGRE, SC22 (1988), "Final Report of Working Group 4, Endurance Capability of Conductors Inside Clamps", Paris, Jul 1988, 19p.
- CIGRE, WG22.12 (2002) "Thermal Behaviour of overhead conductors", *Electra Article*, number 203, August 2002, pp. 70-73.
- CIGRE, WG B2-12 (2003) "Conductors for the Uprating of Overhead Lines", 1 Nov., 2003.
- CIGRE, WG B2.30 (2008), "Engineering Guidelines Relating to Fatigue Endurance Capability of Conductor/Clamp Systems", October.

- CIGRE, WG B2.68 (2023), TB 905 - *Sustainability of OHL conductors and fittings – Conductor condition assessment and life extension* – Vol. 1.
- Cloutier, L., Goudreau, S., & Cardou, A., (2006). *Fatigue of overhead conductors*, EPRI Transmission Line Reference Book: Wind Induced Conductor Motion, Palo Alto, CA, USA; [Chapter 3].
- Costa, E. R. D., Araújo, J. A., Veloso, L. A. C. M., Silva, C. R. M., & Ferreira, J. L. A. (2020). *Development of controlled heating for fatigue test in overhead conductors at high temperature*. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 42(7), 1-14.
- Costa, E. R. D. (2024). Um estudo experimental sobre a influência da temperatura no comportamento da resistência à fadiga de cabos condutores de energia fabricados com a liga AL 1350. Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM – TD 212/2022. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 212 p.
- Coulomb, C.A. (1785). *Théorie des machines simples, Mémoires de Mathématique et de Physique de l'Académie Royale*, 161-342
- Cruzado, A., Hartelt, M., Wäsche, R., Urchegui, M.A. & Gómez, X., “*Fretting wear of thin steel wires. Part 2: influence of crossing angle*”. *Wear* 273 (2011) 60–69.
- Davies, G. (1988, November). *Aluminium alloy (6201, 6101A) conductors*. In 1989 International Conference on Overhead Line Design and Construction: Theory and Practice (pp. 93-98). IET.
- DE PRODUÇÃO, E., & DE, T. GRUPO III GRUPO DE ESTUDO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO-GLT.
- Diniz, L. M. (2018). Influência do tratamento térmico na vida em fadiga de fios de alumínio. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM-DM 299/2018, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF.
- Douglass, D., & Reding, J. (2007). IEEE standard for calculating the current-temperature of bare overhead conductors. *IEEE Standard*, 738-2006.
- Dowling, N. E. *Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*. 4ªEd. ed. New Jersey: Prentice Hall, 2013.
- EPRI - *Electrical Power Research Institute* (1979). *Wind Induced Conductor Motion, Transmission Line, Reference Book*, Palo Alto, CA.

- Erturk, A. T., Guven, E. A., & Karabay, S. (2015). *Manufacturing of Al-Zr Thermal-resistant Alloys for Transmission Lines. Acta Physica Polonica A*, 127(4), 1292-1294.
- Fadel, A. A. Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS Sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5 MCM). [s.l.] Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM.TD-005/2010, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2010.
- Fonseca, B., & Cimini JR, C. A. (2003). Análise de Vida Útil de Cabos Condutores de Linhas Aéreas de Transmissão. *Uberlândia, MG: [sn]*.
- Fouvry, S., Liskiewicz, T., & Paulin, C. (2007). A global–local wear approach to quantify the contact endurance under reciprocating-fretting sliding conditions. *Wear*, 263(1-6), 518-531.
- Fraga, F. N., Nascimento, B. A., Veloso, R. L. S., Melo, R. O., & Godoy, A. V. (1992). *Thermal-resistant aluminium-alloy conductor: an alternative for bus uprating of substations*. In *CIGRE Session* (Vol. 43).
- Fuchs, R. D. et al. *Projetos Mecânicos de Linhas Aéreas de Transmissão*. Brasil: Editora Edgard Blucher Ltda., 1992.
- Garcia, A., Spim, J. A., Santos, C. A. (2000), “*Ensaaios dos Materiais*”, LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, 247p.
- Garcia, M. A. (2019). Concepção, fabricação e avaliação de um dispositivo de ensaio de fadiga por *fretting* em fios de alumínio de cabos condutores. xxi, 148 f., il. Dissertação (Mestrado em Sistemas Mecatrônicos) - Universidade de Brasília, Brasília.
- Garcia, M. A., Veloso, L. A. M., de Castro, F. C., Araújo, J. A., Ferreira, J. L., & da Silva, C. R. M. (2020). *Experimental device for fretting fatigue tests in 6201 aluminum alloy wires from overhead conductors. Wear*, 460, 203448.
- Gateau, R., (2010). *Comportement vis-à-vis de la corrosion à haute température de métaux (Ti, TA6V) revêtus d'aluminium de titane*. Université de Bourgogne. NNT: 2010DI-JOS084. tel-00689142.
- Gaudry, M., Chore, F., Hardy, C., Ghannoum, E. “*Accroître la capacité de transit des lignes aériennes grâce à l'utilisation de conducteurs compacts homogènes*”, Paper 22-201, CIGRE Session Paris 1998.
- Global, I. E. A. (2018). Energy & CO2 status report.

- Gomes, R. C., Araújo, J. A., Cardoso, R. A., Ferreira, J. L., & Silva, C. R. (2023). Fatigue Life Prediction Using Critical Distance on Aluminum Alloy Wire Containing Indentation Produced Marks. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 104135.
- Harrington, R. H. (1949). *The effect of single addition metals on the recrystallization electrical conductivity and rupture strength of pure aluminum. Transactions of the American Society for Metals*, 41, 443-459.
- Harvey, J. R. (1972). *Effect of elevated temperature operation on the strength of aluminum conductors. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, (5), 1769-1772.
- Hertz, H. R. (1882). *Über die Berührung fester elastischer Körper und Über die Härte. Verhandlung des Vereins zur Beförderung des Gewerbefleißes, Berlin*, 449.
- Henriques, A. M. D. (2006). Bancada de ensaios mecânicos à fadiga de cabos condutores de energia. Tese de Doutorado, Universidade de Brasília, PECC.TD-006A/06.
- Herek, O. (1997). Bancada de ensaios mecânicos de cabos condutores a altas temperaturas. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico.
- Hills, D.A. e Nowell, D. (1994), “*Mechanics of Fretting Fatigue, Solid Mechanics and its Applications*”, *Kluwer Academic Publishers*
- Hoffmann, S. P., & Clark, A. M. (2004). *The Approach to Thermal Upgrading of Transmission Lines in the UK*. Cigré.
- IEEE Report, I. C. (1966). *Standardization of conductor vibration measurements. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, (1), 10-22.
- IEEE (2006). *Guide for aeolian vibration field measurements of overhead conductors*, IEEE Standard 1368.
- IEEE Edition, S. (2000). *The authoritative dictionary of IEEE standards terms. IEEE Std*, 100-2000.
- IEEE Power and Energy Society (2013). *1283-2013-IEEE guide for determining the effects of high-temperatures operation on conductors, connectors, and accessories. New York*.
- International Electrotechnical Commission. (2007). *Thermal-resistant aluminium alloy wire for overhead line conductor. IEC/TC7*, 14.
- Joule, J. P. (1840). *On electro-magnetic forces. Annals of Electricity*, 5, 187-198.
- Kalombo, R. B., Martínez, J. M. G., Ferreira, J. L. A., Da Silva, C. R. M., & Araújo, J. A. (2015). *Comparative fatigue resistance of overhead conductors made of aluminium and aluminium alloy: tests and analysis. Procedia Engineering*, 133, 223-232.

- Kalombo, R. B., Araújo, J. A., Ferreira, J. L. A., Da Silva, C. R. M., Alencar, R., & Capra, A. R. (2016). *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, 61*, 77-87.
- Kalombo, R. B. (2017). *Evaluation of the fatigue resistance of power line conductors function of the H/w parameter. Ph.D. thesis. Department of Mechanical Engineering, University of Brasilia.*
- Kalombo, R. B., Pestana, M. S., Ferreira, J. L. A., da Silva, C. R. M., & Araújo, J. A. (2017). *Influence of the catenary parameter (H/w) on the fatigue life of overhead conductors. Tribology International, 108*, 141-149.
- Kanálík, M., Margitová, A., & Beňa, L. (2019). *Temperature calculation of overhead power line conductors based on CIGRE Technical Brochure 601 in Slovakia. Electrical Engineering, 101(3)*, 921-933.
- Kiessling, F., Nefzger, P., Nolasco, J. F., & Kaintzyk, U. (2014). *Overhead power lines: planning, design, construction. Springer.*
- Knipling, K. E., Dunand, D. C., & Seidman, D. N. (2007). *Atom probe tomographic studies of precipitation in Al-0.1 Zr-0.1 Ti (at.%) alloys. Microscopy and Microanalysis, 13(6)*, 503-516.
- Knipling, K. E., Karnesky, R. A., Lee, C. P., Dunand, D. C., & Seidman, D. N. (2010). *Precipitation evolution in Al-0.1 Sc, Al-0.1 Zr and Al-0.1 Sc-0.1 Zr (at.%) alloys during isochronal aging. Acta Materialia, 58(15)*, 5184-5195.
- Kofstad, P. (1988). *High Temperature Corrosion. Elsevier Applied Science.*
- Lee, H., & Mall, S. (2004). *Stress relaxation behavior of shot-peened Ti-6Al-4V under fretting fatigue at elevated temperature. Materials Science and Engineering: A, 366(2)*, 412-420.
- Mall, S., Kim, H. K., Porter, W. J., Ownby, J. F., & Traylor, A. G. (2010). *High temperature fretting fatigue behavior of IN100. International journal of fatigue, 32(8)*, 1289-1298.
- Mateescu, E., Marginean, D., Florea, G., St IA, G., & Matea, C. (2011, May). *Reconductoring Using HTLS Conductors. Case study for a 220 kV double circuit transmission LINE in Romania. In 2011 IEEE PES 12th International Conference on Transmission and Distribution Construction, Operation and Live-Line Maintenance (ESMO) (pp. 1-7). IEEE.*

- Matos, I. D. M. (2020). *Fretting fatigue of 6201 aluminum alloy wires of overhead conductors: experiments and life prediction*. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM-DM xx/2020, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 63p.
- Matos, I. M., Rocha, P. H. C., Kalombo, R. B., Veloso, L. A. C. M., Araújo, J. A., & Castro, F. C. (2020). *Fretting fatigue of 6201 aluminum alloy wires of overhead conductors*. *International Journal of Fatigue*, 141, 105884.
- Matos, I. M., Araújo, J. A., & Castro, F. C. (2022). *Fretting fatigue performance and life prediction of 1120 aluminum alloy wires of overhead conductors*. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 103521.
- Matos, I. M., Araújo, J. A., & Castro, F. C. (2023). *Life prediction of 6201-T81 aluminum alloy wires under fretting fatigue and variable amplitude loading*. *Tribology International*, 108407.
- McGill, P.B. e Ramey, G.E. (1986), “*Effect of Suspension Clamp Geometry on Transmission Line Fatigue*”. *Journal of Energy Engineering*, v. 112, n. 3.
- Mekhilef, S., Saidur, R., & Safari, A. (2011). *A review on solar energy use in industries*. *Renewable and sustainable energy reviews*, 15(4), 1777-1790.
- Mendes, M. F. R. (2006). *Estimativa do limite de fadiga sob condições de fretting considerando o método da distância crítica do ponto em uma abordagem por elementos finitos*. Dissertação de Mestrado, Publicação ENM-DM-94/06, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 77p.
- Mindlin, R. D. (1949). *Compliance of elastic bodies in contact*. *J. Appl. Mech.*, ASME, 16, 259-268.
- Moreto, J. A. (2012). *Estudo da corrosão e corrosão-fadiga em ligas de Al e Al-Li de Alta Resistência para Aplicação Aeronáutica (Doctoral dissertation, Universidade de São Paulo)*.
- Morgan, V. T. (1979). *The loss of tensile strength of hard-drawn conductors by annealing in service*. *IEEE Transactions on power apparatus and systems*, (3), 700-709.
- Morgan, V. T. (1996). *Effect of elevated temperature operation on the tensile strength of overhead conductors*. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 11(1), 345-352.
- Muskhelishvili, N. I. (2013). *Some basic problems of the mathematical theory of elasticity*. Springer Science & Business Media.
- Nascimento, C. A. M., Mourão, M. A., Brito, J. M. C., Assunção, J. M., Fonseca, B. Q. A., Ferreira, V. O. A. H., ... & Ueda, S. (1999). *Aumento da capacidade de transmissão*

- de linhas aéreas, utilizando cabo CAA de liga de alumínio termorresistente (TAL). XV SNPTEE, Foz do Iguaçu, PR.
- NEXANS, Alumínio: Condutores Nus, 2017.
- Nishikawa, T., Takaki, Y., Sanai, M., Kitamura, S., Nakama, K., & Kariya, T. (2010). *Development of high strength invar alloy wire for high voltage overhead power transmission line. SEI Technical Review, 71.*
- Northeast Group, LLC (2016), *Global electricity transmission and distribution infrastructure investment to reach \$351bn per year by 2026*, <http://www.prnewswire.com/news-releases/globalelectricity-transmission-and-distribution-infrastructure-investment-to-reach-351bn-per-year-by-2026-300320202.html>. (Accessed 08 November 2019).
- Nowell, D. (1988). *An analysis of fretting fatigue* (Doctoral dissertation, University of Oxford).
- Nowell, D., & Hills, D. A. (1990). Crack initiation criteria in fretting fatigue. *Wear, 136*(2), 329-343.
- Omrani, A., Langlois, S., Van Dyke, P., Lalonde, S., Karganroudi, S. S., & Dieng, L. (2021). *Fretting fatigue life assessment of overhead conductors using a clamp/conductor numerical model and biaxial fretting fatigue tests on individual wires. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 44*(6), 1498-1514.
- ONS, (2018). Plano de Ampliações e Reforços nas Instalações de Transmissão do SIN, PAR Executivo 2019-2023, Brasil.
- Oogi, I., Ito, T., Uino, H., Hase, N., Matuo, H., & Takeda, K. (1997, October). *Conductors for Overhead Transmission Lines in Japan*. In *Colloquium on Environmental Impact of OHL, Introduction to OHL Technologies in Japan, CIGRE SC22 Meeting, Sendai, Japan*.
- Papailiou, K. O. (1997). *On the bending stiffness of transmission line conductors. IEEE transactions on Power Delivery, 12*(4), 1576-1588.
- Pereira, R. L., Díaz, J. I., Ferreira, J. L., da Silva, C. R., & Araújo, J. A. (2020). *Numerical and experimental analysis of fretting fatigue performance of the 1350-H19 aluminum alloy. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 42*(8), 419.
- Pessoa, L. V. G. (2017). Proposta de Tecnologia para Recapitação de Linhas de Transmissão baseado na Relocação de Estruturas de Concreto (*Master's thesis*, Universidade Federal de Pernambuco).

- Poffenberger, J.C., and Swart, R. L. (1965), “*Differential Displacement and Dynamic Conductor Strain*”, IEEE Transactions Paper, Vol PAS 84, pp. 281-289
- Pyttel, B., Schwerdt, D., & Berger, C. (2011). *Very high cycle fatigue—Is there a fatigue limit?*. *International Journal of fatigue*, 33(1), 49-58.
- Ramey, G.E. e Silva, J.M. (1981), “*An Experimental Evaluation of Conductor Aeolian Fatigue Damage Mitigation by Amplitude Reduction*”. *IEEE PES Summer Meeting*, Portland, Oregon, pp. 26-31, July.
- Ramey, G.E., Asce, A.M., Duncan, R.R. e Brunair, R.M. (1986). “*Experimental Evaluation of S-N Curves for Drake ACSR Conductor*”. *Journal of Energy Engineering*, v. 112, n. 02, pp. 138-151.
- Raouf, M. (1990), “*Axial Fatigue of Multilayered Strands*”. *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 116, N°. 10, October.
- Rawlins, C. B. (2005). *Analytical elements of overhead conductor fabrication*. Fultus Corporation.
- Reinke, G. (2017). *Influência do tratamento térmico nas propriedades mecânicas de fios de alumínio liga usados em cabos condutores submetidos a ensaios de fadiga*, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Publicação 252/2017, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF.
- Reinke, G., Badibanga, R. K., Pestana, M. S., de Almeida Ferreira, J. L., Araujo, J. A., & da Silva, C. R. M. (2020). *Failure analysis of aluminum wires in all aluminum alloy conductors-AAAC*. *Engineering Failure Analysis*, 107, 104197.
- Régis Jr, O., de Barros Bezerra, J. M., Domingues, L. A. C., Ueda, S. M., & Furukawa, C. U. C. (1999), *A Utilização de Condutores de Liga de Al Termo-resistente na Repotencialização de LT de Transmissão e Sub-transmissão*. XV SNPTEE, GLT, Paraná.
- Riba, J. R., Bogarra, S., Gómez-Pau, Á., & Moreno-Eguilaz, M. (2020). *Uprating of transmission lines by means of HTLS conductors for a sustainable growth: Challenges, opportunities, and research needs*. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 134, 110334.
- Rocha, P. H. C., Diaz, J. I. M., Silva, C. R. M., Araújo, J. A., & Castro, F. C. (2019). *Fatigue of two contacting wires of the ACSR Ibis 397.5 MCM conductor: Experiments and life prediction*. *International Journal of Fatigue*, 127, 25-35.

- Rocha, P. H. C., Langlois, S., Lalonde, S., Araújo, J. A., & Castro, F. C. (2022). *A general life estimation method for overhead conductors based on fretting fatigue behavior of wires*. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 103443.
- Rodrigues, R. L. D. S., Garcia, M. A., Araújo, J. A., Ferreira, J. L. D. A., da Silva, C. R. M., & Badibanga, R. K. (2024). *Overhead conductor heating chamber and temperature effects on the fatigue life of aluminum alloy 6201-T81 conductors*. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 47:4151-4164.
- Rodrigues, R. L. D. S. (2021). *Análise da influência da temperatura na vida em fadiga de cabos condutores de energia em alumínio liga (CAL) 6201-T81*, Dissertação (Mestrado em Sistemas Mecatrônicos) - Universidade de Brasília, Brasília.
- Sachs, N. W. (2019). *Practical plant failure analysis: a guide to understanding machinery deterioration and improving equipment reliability*. CRC Press.
- Said, J., Garcin, S., Fouvry, S., Cailletaud, G., Yang, C., & Hafid, F. (2020). *A multi-scale strategy to predict fretting-fatigue endurance of overhead conductors*. *Tribology International*, 143, 106053.
- Said, J., Fouvry, S., Cailletaud, G., Yang, C., & Hafid, F. (2020). *Shear driven crack arrest investigation under compressive state: Prediction of fretting fatigue failure of aluminium strands*. *International Journal of Fatigue*, 136, 105589.
- Silva, A. A. P. D. (2009). *Modelagem para repotencialização de linhas de transmissão através da aplicação de condutores especiais*, Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Pernambuco, BCTG/2010-016.
- Silva, T. C. (2020). *Efeito da deformação a frio no endurecimento por precipitação de ligas de Al-Zr e Al-Zr-Mg envelhecidas artificialmente*, Dissertação de Mestrado em Ciência e Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- Soto, F., Alvira, D., Martin, L., Latorre, J., Lumbreras, J., & Wagensberg, M. (1998). *Increasing the capacity of overhead lines in the 400 kV Spanish transmission network: real time thermal ratings*. *Sesja CIGRE*, 22-211.
- Stephens, R. I., Fatemi, A., Stephens, R. R., & Fuchs, H. O. (2000). *Metal fatigue in engineering*. John Wiley & Sons.
- Tunstall, M. J., Hoffmann, S. P., Derbyshire, N. S., & Pyke, M. J. (2000). *Maximizing the ratings of national grid's existing transmission lines using high temperature low sag conductor*. In *CIGRE 2000*.

- Ueda, S. M. (1995). *Thermo-resistant aluminium alloy (TAI Alloy)*; Liga de alumínio termo-resistente (Liga TAI).
- Verde, J. A. S. C. (2016). Desenvolvimento de Projeto de Linha Aérea de Alta Tensão-Viabilidade Técnica do Uso de Condutores de Alta Temperatura. Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Eletrotécnica e de Computadores, Faculdade de Engenharia, Universidade de Porto.
- Vieira, E. R., Ferreira, J. L. D. A., Araújo, J. A., Kalombo, R. B., & Silva, C. R. M. D. (2021). Análise comparativa da resistência à fadiga por fretting entre os cabos condutores feitos de liga de alumínio 900 MCM e 823 MCM. *Matéria* (Rio de Janeiro), 26.
- Wang, F., Qiu, D., Liu, Z. L., Taylor, J. A., Easton, M. A., & Zhang, M. X. (2013). *The grain refinement mechanism of cast aluminium by zirconium*. *Acta materialia*, 61(15), 5636-5645.
- Waterhouse, R. B. (1992). *Fretting fatigue*. *International materials reviews*, 37(1), 77-98.
- Waterhouse, R. B. (2003). Fretting in steel ropes and cables—A review. *Fretting fatigue: advances in basic understanding and applications*.
- Wiedmer, R. S.; Souza JR, O. H.; Silva, V.P.; Hoffmann, J. N. Recapitação de Linhas de Transmissão 138kV Utilizando Cabo de Alumínio Liga 6201. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA. Outubro, 2007, Rio de Janeiro, RJ.
- Yuan, W., & Liang, Z. (2011). *Effect of Zr addition on properties of Al–Mg–Si aluminum alloy used for all aluminum alloy conductor*. *Materials & Design*, 32(8-9), 4195-4200.
- Zainuddin, N. M., Rahman, M. A., Kadir, M. A., Ali, N. N., Ali, Z., Osman, M., ... & Nasir, N. M. (2020). *Review of Thermal Stress and Condition Monitoring Technologies for Overhead Transmission Lines: Issues and Challenges*. *IEEE Access*, 8, 120053-120081.
- Zamora, I., Mazón, A. J., Saenz, J. R., Criado, R., & Alonso, C. (2001a, June). *Upgrading using high-temperature electrical conductors*. In *IEE CONFERENCE PUBLICATION* (Vol. 1, No. 1; VOL 1, pp. 1-15). London; Institution of Electrical Engineers; 1999.
- Zamora, I., Mazon, A. J., Eguia, P., Criado, R., Alonso, C., Iglesias, J., & Saenz, J. R. (2001b, September). *High-temperature conductors: a solution in the upgrading of*

*overhead transmission lines. In 2001 IEEE Porto Power Tech Proceedings (Cat. No. 01EX502) (Vol. 4, pp. 6-pp). IEEE.*

Zhang, D., Yang, X., Chen, K., & Zhang, Z. (2018). *Fretting fatigue behavior of steel wires contact interface under different crossing angles. Wear, 400, 52-61.*

Zhou, Z. R., Cardou, A., Goudreau, S., e Fiset, M., (1994), “*Fretting patterns in a conductor-clamp contact zone*”. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 17, issue 6, pp. 661-669.

Zhou, Z. R., Goudreau, S., Cardou, A. e Fiset, M., (1995). “*Single wire fretting fatigue tests for electrical conductor bending fatigue evaluation*”. *Wear*, pp. 181-183, pp. 531-536.

Zhou, Z. R., Cardou, A., Goudreau, S., e Fiset, M., (1996), “*Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue*”, *Tribology International*, 29, pp. 221–232.

## ANEXO A - AJUSTES DE GANHO ADOTADOS PARA O ATUADOR SUPERIOR MTS

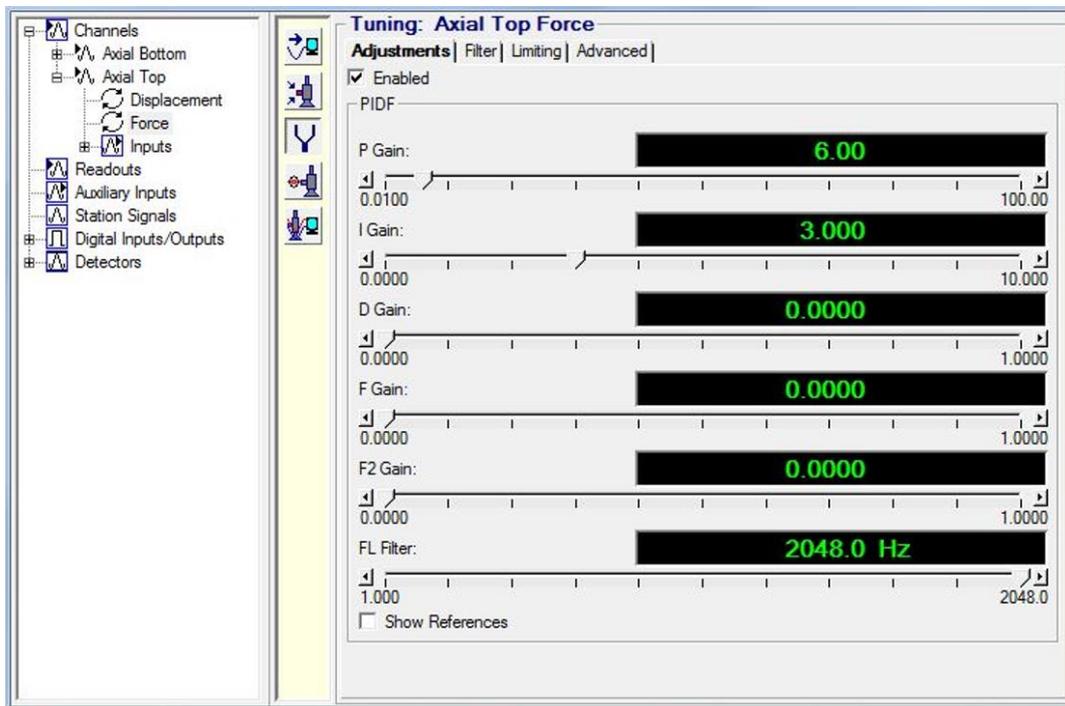


Figura A.1: Configuração de ajustes de ganho adotada para o atuador superior (*fretting*) da máquina MTS.

## ANEXO B – CONTROLE DA CARGA TANGENCIAL $Q(t)$ POR DESLOCAMENTO DE $10\ \mu\text{m}$ NOS FIOS DE LIGA TAL

Durante os ensaios com fios de liga TAL, verificou-se se o controle da carga tangencial  $Q(t)$  por deslocamento de  $10\ \mu\text{m}$  independentemente da carga de fadiga  $B(t)$  comportou-se como desejado. A Figura B.1 apresenta a evolução do deslocamento durante 50 ciclos no início do teste (Figura B.1a) e no final (Figura B.1b). Nota-se que o atuador de *fretting* consegue manter o deslocamento dentro do prescrito com uma boa precisão ( $\approx 9\ \mu\text{m}$ ). Já a Figura B.2 apresenta, no mesmo período, o resultado deste controle de deslocamento em termo de força, ou seja, a carga  $Q(t)$  calculada por meio da equação:  $Q < f_{TAL}P$ . Lembrando que para garantir um regime de escorregamento parcial, a carga  $Q(t)$  precisa se manter a baixo de  $165\ \text{N}$  ( $P = 250\ \text{N}$ ;  $f_{TAL} = 0,66$ ). Para todos os testes, adotou-se uma margem de segurança de 80%, ou seja,  $132\ \text{N}$ . A Figura B.2a mostra que o atuador consegue manter a carga  $Q(t)$  dentro da faixa prescrita ( $150\ \text{N}$ ) com uma amplitude constante até os últimos ciclos antes da falha (Figura B.2b).

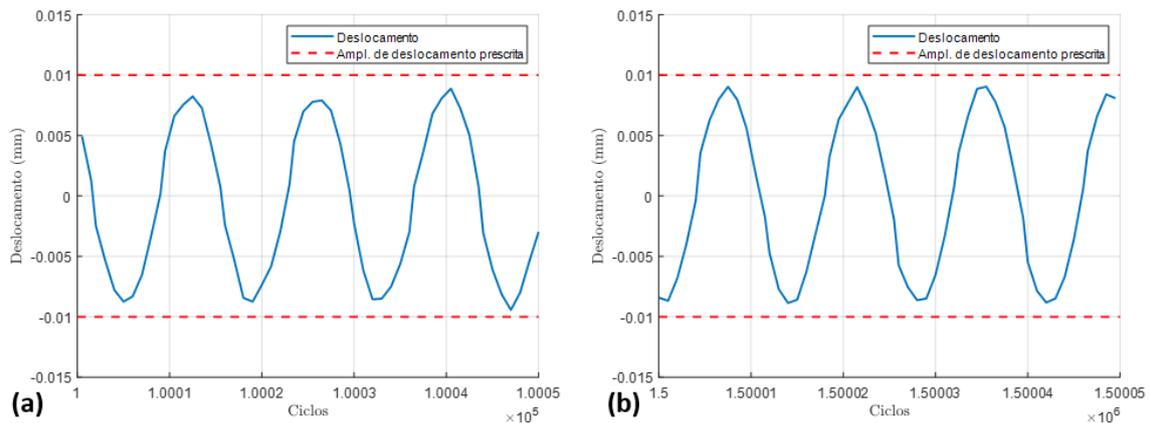


Figura B.1: Deslocamento do CP02,  $\sigma_a = 40\ \text{MPa}$ ,  $N_f = 1\ 513\ 039$  ciclos, (a) deslocamento durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) deslocamento durante 50 ciclos no final do teste a partir de 1 500 000 ciclos.

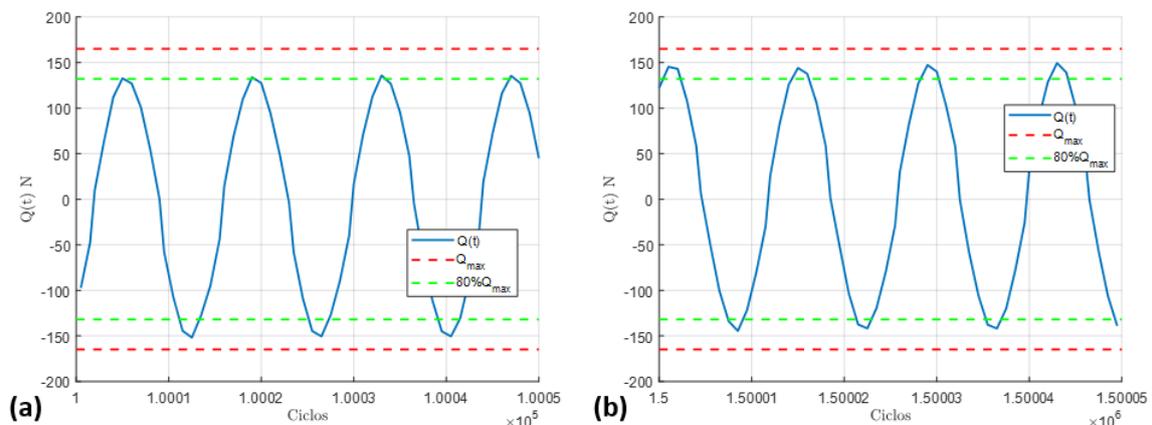


Figura B.2: Carga tangencial  $Q(t)$  do CP02,  $\sigma_a = 40\ \text{MPa}$ ,  $N_f = 1\ 513\ 039$  ciclos, (a) carga  $Q(t)$  durante 50 ciclos no início do teste a partir de 100 000 ciclos, (b) carga  $Q(t)$  durante 50 ciclos no final do teste a partir de 1 500 000 ciclos.