



**TESE DE DOUTORADO**

**CONSTRUÇÃO E VALIDAÇÃO DE UMA CURVA MESTRA  
PARA A PREVISÃO DA VIDA EM FADIGA DE CONDUTORES  
AÉREOS**

Por

**THAMISE SAMPAIO VASCONCELOS VILELA**

**Brasília, 11 de março de 2024**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA**

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

Faculdade de Tecnologia

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA  
FACULDADE DE TECNOLOGIA**

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**CONSTRUÇÃO E VALIDAÇÃO DE UMA CURVA MESTRA  
PARA A PREVISÃO DA VIDA EM FADIGA DE CONDUTORES  
AÉREOS**

**Thamise Sampaio Vasconcelos Vilela**

**Orientador: Prof. Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira**

**TESE DE DOUTORADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS**

**Brasília-DF, 11 de março de 2024**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA  
FACULDADE DE TECNOLOGIA**

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**CONSTRUÇÃO E VALIDAÇÃO DE UMA CURVA MESTRA  
PARA A PREVISÃO DA VIDA EM FADIGA DE CONDUTORES  
AÉREOS**

**THAMISE SAMPAIO VASCONCELOS VILELA**

**TESE DE DOUTORADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE  
ENGENHARIA MECÂNICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA  
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS  
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTORA EM CIÊNCIAS  
MECÂNICAS.**

**APROVADO POR:**

---

**Prof. Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira (ENM-UnB)**  
(Orientador)

---

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

---

**Prof. Dr. Jéferson Aparecido Moreto (EESC-USP)**  
(Examinador Externo)

---

**Prof. Dr. Raphael Araújo Cardoso (UFRN)**  
(Examinador Externo)

**Brasília-DF, 11 de março de 2024.**

### 1.1.1 FICHA CATALOGRÁFICA

THAMISE SAMPAIO VASCONCELOS VILELA

Construção e Validação de uma Curva Mestra para a Previsão da Vida em Fadiga de Condutores Aéreos (Distrito Federal) 2024.

111 p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Doutora, Ciências Mecânicas, 2024)

Tese de Doutorado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia Departamento de Engenharia Mecânica.

- |                     |                  |
|---------------------|------------------|
| 1. Cabos Condutores | 2. Fadiga        |
| 3. Tensão Média     | 4. Curva Mestra  |
| 5. Curva S-N        | 6. Vida Estimada |

### REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA:

VILELA, T.SV. (2024) Construção e Validação de uma Curva Mestra para a Previsão da Vida em Fadiga de Condutores Aéreos. Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM DT- XX/2024, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 111 p.

### 1.1.2 CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Thamise Sampaio Vasconcelos Vilela

TÍTULO: Análise integrada do comportamento à fadiga de condutores aéreos: desenvolvimento de curva mestra para estimativa de vida útil

GRAU: Doutora

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. A autora reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa tese de doutorado pode ser reproduzida sem autorização por escrito da autora.

***“Nunca deixe ninguém tentar fazer de você algo que você não é. Lembre-se do que você quer ser, e sempre permaneça forte nisso.”***

Abigail Breslin

*Dedico este trabalho à minha mãe  
Gilzeli e ao meu pai Aderivaldo.*

## AGRADECIMENTOS

*Agradeço a Deus, por me dar equilíbrio, perseverança e determinação para conseguir chegar até o final.*

*Agradeço aos meus pais Gilzeli Vasconcelos e Aderivaldo Vilela, pelo amor incondicional, dedicação e paciência que sempre tiveram comigo. “Obrigada Mãe e Pai. Obrigada por me apoiar e me fazer acreditar que eu conseguiria tudo que desejasse desde que eu tivesse determinação e coragem de enfrentar o caminho”.*

*Às minhas avós Valdecy Dias e Gilza Vasconcelos, que sempre estão torcendo e rezando para o sucesso de seus netos.*

*Aos meus irmãos “Agradeço a paciência e por aguentarem as minhas mudanças de humor. E por terem me dado a oportunidade de ser chamada de ‘titia’. Obrigada Thâmara e Frederico”.*

*Aos meus amigos e amigas, pela amizade verdadeira e duradoura e por todos os momentos juntos.*

*Ao meu orientador Jorge Ferreira, que dispôs de horas e horas a me orientar com sua calma, paciência e inteligência. “Muito obrigada, Jorge! Você é muito importante para mim. Você faz parte da minha história”. Aos demais professores do grupo do GFFM que direta ou indiretamente fizeram parte do meu desenvolvimento acadêmico e pessoal. Agradeço aqui a professora Aida Fadel (in memoriam), que foi minha orientadora em projeto de graduação e mestrado, por ter me acolhido e me considerou parte de sua família. “Professora você é excepcional, uma grande amiga e sempre terá meu afeto e respeito”.*

*Agradeço ao IFG a oportunidade de poder concluir meu curso de doutorado. E o apoio dos meus colegas do Departamento IV (Mecânica) – IFG nos momentos finais da minha tese. e pela amizade construída entre nós.*

*Muito obrigada.*

*Thamise Sampaio Vasconcelos Vilela*

## PREFÁCIO

Esta tese de doutorado apresentada pela autora foi realizada no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília. Supervisionado pelo professor Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira.

O trabalho listado foi publicado:

- ✓ Vilela, T.S.V., Ferreira, J.L.A., Araújo, J.A. Silva, C.R.M. da **Application and Comparative Study of the Master Curve Methodology for Predicting Fatigue Life in Over-head Conductor**, Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, DOI 10.1007/S40430-024-04708-1 (publicado em 23/02/2024).

## RESUMO

Ao instalar condutores aéreos em linhas de transmissão, uma carga de alongamento estático é aplicada para manter a subvão de segurança (ou distância do solo segura) de acordo com o projeto da linha de energia e proteger o condutor contra vibrações nocivas do vento. A EDS (*Every Day Stress*) e o parâmetro  $H/w$ , que controlam a carga de esticamento, foram propostos como um meio de projetar linhas de energia com segurança contra a fadiga devido à excitação do vento. No entanto, a medida que a tensão de esticamento aumenta, o condutor torna-se mais vulnerável à vibração eólica, pois a sua capacidade de autoamortecimento é reduzida e a tensão média aumenta, podendo causar falha prematura. Contudo, há uma lacuna na literatura no que diz respeito ao estudo do efeito da tensão média na vida em fadiga dos condutores, como a modelagem do efeito EDS (ou  $H/w$ ) nos condutores. A diversidade de tipos de condutores (forma, materiais e disposição) é uma das principais razões para esta lacuna. Em vista disso, este trabalho desenvolve uma curva mestra que permita prever a vida em fadiga de uma série de condutores em relação ao efeito da tensão média a partir de modelos de análise do efeito da tensão média como: Goodman, Smith- Watson-Topper e Walker. Ao analisar as curvas obtidas pelos três modelos apresentados, verificou que os modelos que englobaram melhor os dados avaliados foram SWT e Walker. Então, para avaliar e parametrizar o efeito da tensão média na vida em fadiga, foram utilizadas as abordagens SWT e Walker com dados de testes de fadiga (realizados utilizando diferentes valores de carga de esticamento) para criar as curvas mestras e validar a aplicação de tais critérios à vida em fadiga de diferentes famílias de condutores. Esta curva mestra fornece uma ferramenta prática e simples que permite a previsão da vida em fadiga em uma faixa limite de três vezes a vida útil, a baixo custo, abrangendo uma variedade de condutores. Com isso, a comunidade que trabalha com projetos de linhas de transmissão de energia poderia essa curva para análise de previsão de vida em fadiga de condutores aéreos.

**Palavras-chave:** curva mestra; fadiga em condutor; vida estimada; tensão média; condutor aéreo; curva S-N.

## ABSTRACT

When installing overhead conductors on transmission lines, it is necessary to apply a static stretching load to protect the conductor against harmful wind vibrations, maintaining a line clearance in accordance with the power line design. The parameters that control this stretching load are the Everyday Stress (EDS) and the H/w parameter. They have been proposed as a means of power lines designing safe from fatigue due to Aeolian vibration. The greater the stretching stress, the more the conductor becomes vulnerable to wind vibration, as its self-damping capacity is reduced and the mean stress increases, which can cause premature failure. However, the study of the effect of mean stress on the fatigue life of conductors is a gap in the literature, as it is not as widely studied with regard to modeling the EDS (or H/w) effect on conductors. The diversity of conductor types (shape, materials and arrangement) is one of the main reasons for this gap. Therefore, this work aims to develop a master curve that allows predicting the fatigue life of any conductor under the effects of average voltage, using the models: Goodman, Smith-Watson-Topper e Walker. When analyzing the curves obtained by the three models presented, it was verified that the models that best represented the evaluated data were SWT and Walker. To this end, the SWT and Walker approaches were used with results from fatigue tests from different stretching load values to create the master curves and validate the application of such criteria to the fatigue life of different conductors' families and, thus, evaluate the effect of mean stress on life in fatigue. This master curve is a practical and simple tool that provides fatigue life prediction at a high level (three times the useful life) to variety of conductors at low cost. Thus, the power line transmission design community could use this curve to analyze the fatigue life of overhead conductors.

**Keywords** - master curve; conductor fatigue; estimated life; mean stress; overhead conductor; S-N curve

# SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO .....	1
2	FADIGA EM CABOS CONDUTORES E EFEITO DA TENSÃO MÉDIA .....	19
2.1	FADIGA EM CABOS CONDUTORES.....	19
2.1.1	Excitação eólica.....	20
2.1.2	Cabos Condutores Aéreos.....	24
2.1.3	O Mecanismo de Falha por Fadiga em Condutores Aéreos.....	28
2.1.4	Cálculo da Tensão Dinâmica.....	31
2.1.5	Equação de Poffenberger-Swart (P-S).....	32
2.1.6	Metodologias de Estimativa de Vida em Fadiga e Critérios de Projeto para Linhas de Transmissão .....	34
2.1.7	Limites de Resistência à Fadiga de Cabos Condutores.....	38
2.1.8	A Curva Limite de Segurança da CIGRÉ .....	38
2.1.9	Critério de Projeto $H/w$ .....	40
2.2	EFEITO DA TENSÃO MÉDIA .....	44
3	MATERIAIS E MÉTODOS .....	52
3.1	MATERIAIS .....	52
3.1.1	Cabo Condutor.....	52
3.1.2	Grampo de Suspensão .....	55
3.2	METODOLOGIA .....	57
3.2.1	Programa experimental para levantamento da curva S-N.....	57
3.2.2	Planejamento do Experimento.....	58
3.2.3	Metodologias para Predição do Efeito de Tensão Média.....	59
3.2.4	Estratégia de avaliação da curva mestra.....	64
3.2.5	Estimativa do intervalo de previsão dos modelos de previsão do tempo de vida da fadiga	66
4	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS .....	71
4.1	CURVAS TENSÃO VERSUS VIDA EXPERIMENTAL .....	71

4.1.1	Parâmetros H/w agrupados.....	77
4.2	RESULTADOS DA APLICAÇÃO DA TENSÃO MÉDIA NOS MODELOS....	78
4.2.1	Tensão Equivalente Versus Vida Observada ( $P * x N$ ).....	78
4.2.2	Curva Vida Estimada Versus Vida Observada ( $NestP * x N$ ).....	81
4.2.3	A estimativa da uma medida de incerteza, $\Delta$ , e dos parâmetros das curvas mestres para prever a vida à fadiga dos condutores para diferentes níveis de confiabilidade ..	83
5	CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS .....	90
5.1	CONCLUSÕES .....	90
5.2	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS .....	91
6	REFERENCES.....	93

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1- Estados atingidos por uma falha em uma linha de transmissão (ONS, 2014).....	2
Figura 1.2– Amostra de cabo CAA, evidenciando regiões de contato, desgaste e falhas sobre as marcas de <i>fretting</i> (Fadel, 2010).....	9
Figura 2.1 – Montagem cabo – grampo de suspensão (Adaptado Aida (2010) e <i>Preformed Line Products</i> (2013)).....	19
Figura 2.2 – Movimento do cabo em y, causado pelo vento (U) incidindo em x (Vilela (2013)) ...	20
Figura 2.3– Regimes de vento sobre o Brasil. (Global Wind Atlas 2021).....	21
Figura 2.4 – Regimes de fluxo em torno de um corpo cilíndrico liso. (Lienhard, 1966) condutores.	23
Figura 2.5 – (a) Foto de um cabo condutor CAA em corte, (b) Regiões de contato (Fadel, 2010). .....	28
Figura 2.6 –(a) Cabo condutor CAA rompido após ensaio de fadiga; (b) Óxido de alumínio formado pelo desgaste do fio (c) Fratura de fios de alumínio de marcas de <i>fretting</i> (Fadel, 2010) .....	29
Figura 2.7 – Esquema do problema de contato entre dois cilindros, equivalente ao contato entre dois fios do condutor (Fadel, 2010).....	30
Figura 2.8 – Imagem do mecanismo de falha de fadiga por <i>fretting</i> . (Boniardi, 2007).....	31
Figura 2.9– Limite de tensão admissível no condutor (estático x dinâmico) (ROCHA, 2016).....	32
Figura 2.10 – Esquema da montagem cabo-grampo (FADEL, 2010).....	32
Figura 2.11 –Vibrógrafo tipo Pavica e esquema da montagem do no condutor (Vilela, 2013).	37
Figura 2.12 – Curva Safe Border Line, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRE (CIGRE, 2003 modificado). .....	39
Figura 2.13 – Recomendações para a seleção da EDS com e sem amortecimento em <i>Hw</i> (Rocha, 2016) .....	42
Figura 2.14 – <i>Hw</i> em função da razão de área transversal dos materiais do condutor para variadas temperaturas (Barret & Motils, 2001).....	44
Figura 2.15 – Efeito da tensão média na vida em fadiga (Souza, 2011).....	45
Figura 2.16 – Variação da tensão alternada no limite de tensão máxima de acordo com a tensão média (SOUZA, 2011).....	45
Figura 2.17 – Representação Esquemática das Relações de Goodman e Gerber (Souza, 2011). .....	47
Figura 2.18 – Representação Esquemática das Relações de Goodman e de Morrow (Souza, 2011). .....	48
Figura 2.19 – Gráfico comparativo dos modelos de Goodman, Gerber, Soderberg, Morrow e SWT (Souza, 2011).....	49

Figura 3.1 – Geometria do grampo de suspensão monoarticulado Forjasul 55101/003.....	56
Figura 3.2 – Conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado (Watanabe,2014). .....	56
Figura 3.3 – Representação esquemática da estratégia de avaliação da aderência dos modelos de estimativa do efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga de cabos. ....	63
Figura 4.1 - Curvas S-N dos cabos testados.....	74
Figura 4.2 - Curvas S-N dos condutores (a) C9 e (b) C11.....	77
Figura 4.3 - Curvas $SP * x N$ para cada modelo: (a) Walker; (b) SWT; (c) Goodman. ....	81
Figura 4.4 - Curvas $NestP * x N$ para cada modelo: (a) Walker; (b) SWT; (c) Goodman.	83
Figura 4.5 – Diagrama correlacionando os logaritmos da Vida em Fadiga, $Log(N)$ , com o desvio padrão residual das previsões dos valores individuais dos logaritmos dos parâmetros Smith- Watson-Topper, $\delta Log(PSWT)$ e Walker, $\delta Log(PWalker)$ .....	85
Figura 4.6 - Relação entre o nível de significância $\alpha$ e as constantes das curvas de fadiga ajustadas (linha contínua) e a distância medida em k-vidas entre a fadiga nominal e as curvas de fadiga ajustadas .....	86
Figura 4.7 - Correlações entre a vida em fadiga observada experimentalmente e as amplitudes de tensão equivalentes estimadas de acordo com os critérios de Smith-Watson-Topper (a) e Walker (b).....	88

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1– Resumo da Incidência de dano em linhas x EDS aplicada, Zetterholm (1960) .....	8
Tabela 2.1– Comparação entre os tipos de vibração em cabos condutores aéreos (adaptado EPRI,1979) .....	23
Tabela 2.2 – Principais tipos de cabos condutores aéreos .....	25
Tabela 2.3 – Geometria dos condutores (adaptação Vilela, 2013 e Kalombo, 2017).....	27
Tabela 2.4– Regime de <i>fretting</i> e regime de falha equivalente (Zou <i>et al</i> , 1996) .....	30
Tabela 2.5 – Limites de Resistência a Fadiga do EPRI.....	36
Tabela 2.6 – Constantes da Curva Limite de Segurança ( <i>CSBL</i> ). (CIGRE, 1985).....	39
Tabela 2.7 – Limites do parâmetro H/w para proteção contra danos nos condutores por vibração (Badibanga, 2017).....	42
Tabela 3.1 - Propriedades mecânicas das ligas de alumínio presentes dos condutores utilizados no trabalho: Al 1350 - H19, Al 6201 - T81 e Al 1120 (Matos, 2020).....	54
Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas e geométricas dos diferentes condutores utilizados.....	54
Tabela 3.3 – Parâmetros dos testes de fadiga para cada condutor. ....	60
Tabela 3.4 - Parâmetros utilizados em cada cabo condutor avaliado.....	63
Tabela 4.1 - Equações das curvas S-N experimentais dos condutores testados. ....	75
Tabela 4.2 - Constantes equivalentes das curvas de ajuste tensão-vida.....	81
Tabela 4.3 - Parâmetros estatísticos de $\delta \text{Log}(P^*)$ .....	85
Tabela 4.4 - Constantes de ajuste da tensão-vida equivalente.....	85

## LISTA DE ABREVIACÕES

ACAR	Condutores de Alumínio Reforçados com Alumínio Liga ( <i>Aluminum Conductor Aluminum Alloy Reinforced</i> )
Al	Alumínio
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CA (AAC)	Condutores de Alumínio ( <i>All Aluminum Conductor</i> )
CAA (ACSR)	Condutores de Alumínio com Alma de Aço ( <i>Aluminum Conductor Steel Reinforced</i> )
CAL (AAAC)	Condutores de Alumínio Liga ( <i>All Aluminum Alloy Conductor</i> )
CSBL	<i>Curve Safe Border Line</i>
CIGRE	<i>Conseil International des Grands Réseaux Electriques (International Council on Large Electric Systems)</i>
EDS	<i>Every Day Stress</i>
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
EPRI	<i>Electric Power Research Institute</i>
ERE	Extensômetro de Resistência Elétrica
GFFM	Grupo Fadiga, Fratura e Materiais
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
LT	Linha de Transmissão
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
P-S	Poffenberger-Swart
RNA	Redes Neurais Artificiais
S-N	S é a tensão nominal e N é o número de ciclos
SWT	Smith-Watson-Topper
UnB	Universidade de Brasília
UPC	Último Ponto de Contato entre o cabo e o grampo de suspensão
NBR	Norma Brasileira Registrada no INMETRO
ERE	Extensômetro de Resistência Elétrica
RTS	Carga de Ruptura

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	Constante de Basquin
$A_s$	Área ocupada pelos fios de aço do condutor, m <sup>2</sup> .
$A_{al}$	Área ocupada pelos fios de alumínio do condutor, m <sup>2</sup> .
$B$	Constante de Basquin
$D$	Diâmetro de um fio da camada mais externa do condutor, mm.
$D_s$	Diâmetro de um fio de aço, mm.
$D_{al}$	Diâmetro de um fio de alumínio, mm.
$D_c$	Diâmetro do condutor, m.
$E$	Módulo de elasticidade, MPa.
$E_s$	Módulo de elasticidade do fio de aço, MPa.
$E_{al}$	Módulo de elasticidade do fio de alumínio, MPa.
$Ei_{mín}$	Mínima rigidez do cabo à flexão, kgf.
$F_n$	Frequência natural, Hz.
$F_s$	Frequência de desprendimento de vórtices, Hz.
$G$	Constante gravitacional, m/s <sup>2</sup> .
$H$	Carga de esticamento, kgf.
$K$	Fator de conversão da formulação de P-S, MPa/mm.
$L$	Comprimento do vão, m.
$M$	Massa por unidade de comprimento do condutor
$N$	Número de ciclos.
$N_{estp*}$	Vida em Fadiga estimada para modelo específico
$N$	Fator de projeto.
$N$	Modo natural de vibração.
$N_s$	Número de fios de aço.
$N_{al}$	Número de fios de alumínio.
$N_i$	Número de ciclos até a falha sob um mesmo nível de tensão.
$P^*$	Parâmetro correspondente a tensão equivalente

$R$	Razão de tensão
$S_a$	Tensão alternada, MPa
$S_f$	Limite de Fadiga, MPa
$S'_f$	Coefficiente de resistência à fadiga, MPa
$S_m$	Tensão media, MPa
$S_{max}$	Tensão máxima, MPa
$S_{min}$	Tensão minima, MPa
$S_{rt}$	Limite de resistência a tração, MPa
$S_y$	Limite de escoamento, MPa
$T$	Tração no condutor, N
$U$	Velocidade do vento, m/s.
$V$	Vida.
$W$	Peso específico do condutor, kgf/km
$X$	Distância entre o ponto de medida da amplitude de deslocamento do cabo e o último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão, mm.
$Y_B$	Amplitude de deslocamento pico a pico, mm.

### **Gregos**

$\alpha$	Constante de material da equação de Kwofie
$\alpha$	Nível de significância (estatística)
$\varepsilon$	Deformação, $\mu strain$ .
$\gamma$	Constante de material da equação de Walker
$\nu$	Viscosidade cinemática do fluido, m <sup>2</sup> /s.
$\rho_s$	Massa específica dos fios de aço do condutor, kg/m <sup>3</sup> .
$\rho_a$	Massa específica dos fios de alumínio do condutor, kg/m <sup>3</sup> .
$\sigma$	Tensão, MPa.
$\sigma_a$	Tensão alternada ou amplitude de tensão, MPa.
$\sigma_m$	Tensão média, MPa.

## CAPÍTULO 1

### 1 INTRODUÇÃO

#### 1.1. CONTEXTO DO DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO

O crescimento econômico brasileiro demanda um aumento significativo no fornecimento de energia elétrica. Em 2019, consumo de energia foi cerca de 1,6% maior do que no ano anterior com um consumo de 482 TWh, conforme aponta o Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2020, ano base 2019 (EPE, 2020). A respeito à eletricidade gerada, no ano de 2019, correspondeu a um crescimento de 4,1 %. No entanto, há alguns desafios que o setor elétrico terá nas próximas décadas. Um desafio é a deteriorização da infraestrutura do sistema elétrico e conseqüentemente a necessidade de investimentos significativos. Outro desafio está associado à complexidade ambiental, ligada às alterações climáticas, que podem alterar a amplitude das temperaturas regionais, intensidade dos ventos, densidade do ar, intensidade e frequência de chuvas, entre outros. Algumas dessas alterações podem alterar o carregamento mecânico suportado pelos condutores, que pode levar a necessidade de obras adicionais no sistema para assegurar a continuidade e qualidade do fornecimento de energia elétrica.

Uma ação que já está sendo efetuada, e deve ser acentuada, é a substituição dos cabos condutores das linhas de transmissão. Outra ação é recapacitação das linhas de transmissão a partir da alteração da carga de esticamento, aumentando-a (Cavassin *et al.*, 2012). Com isso há elevação da altura da catenária dos condutores, sendo uma alternativa para o aumento da capacidade das linhas em função de razões técnicoeconômicas ou pela redução do impacto ambiental (Fadel, 2010). Os cabos substitutos, normalmente, são de maior capacidade, com materiais de maior condutividade.

O condutor é o componente mais valoroso em um projeto de uma linha de transmissão de energia (Frontin, 2010). Diante disto, é importante supervisionar e avaliar as linhas de transmissão, dando uma maior atenção aos condutores, uma vez que, eles sustentam os esforços mecânicos, elétricos e ambientais durante seu tempo de operação e qualquer falha inesperada deles pode trazer prejuízos socioeconômicos elevados. Nesse contexto, a falha por fadiga por *fretting* de cabos, provocada pela combinação da ação dos ventos e o problema de contato cabo-grampo, deve receber uma atenção diferenciada quando se fala

de manutenção de linhas de transmissão e, conseqüentemente, de condutores. Essa falha, usualmente, ocorre nos pontos de restrição do movimento do cabo, como em grampos de suspensão (CIGRÉ, 1985). Portanto, há necessidade da criação de mecanismos que promovam o controle da ocorrência de falhas (conseqüentemente de blecautes) junto à avaliação da inspeção de linhas e a avaliação da vida residual dos condutores, garantindo o bom funcionamento do sistema elétrico.

No que tange ao prejuízo socioeconômico pode-se citar, como exemplo, o blecaute que ocorreu em 2001 devido à fadiga mecânica provocada por vibrações eólicas. Esse blecaute deixou 11 estados da federação brasileira sem energia elétrica, ou seja, mais de 60 milhões de habitantes das regiões Sul, Sudeste e Centro-Oeste do Brasil ficaram sem energia elétrica. Isso porque ocorreu o rompimento de um cabo condutor na linha de transmissão que atravessava o Rio Paraná, no estado de São Paulo. O acidente provocou o desligamento de 13 das 18 turbinas da usina de Itaipu, que é responsável por 30% do fornecimento de energia do país. Isso resultou em prejuízos estimados em 100 milhões de reais, além da perda de vidas e o prejuízo à imagem do país no cenário mundial (Fadel, 2010). Em 2014, onze estados (Figura 1.1) também ficaram sem energia elétrica devido à falha por fadiga em uma linha de transmissão que liga as regiões Norte e Sudeste. Nesse sentido, é importante compreender o mecanismo que controla a ocorrência de falhas por fadiga provocadas pela ação do vento no condutor, pois isso possibilita o desenvolvimento de novas metodologias de projeto, tornando a instalação e a manutenção de linhas de transmissão mais confiáveis e economicamente viáveis.



Figura 1.1- Estados atingidos por uma falha em uma linha de transmissão (ONS, 2014).

A capacidade de previsão da falha e o conhecimento dos fatores que aceleram o processo de falha são recursos fundamentais para o projeto e a manutenção de linhas de transmissão. A vista disso, a carga de esticamento usada nos cabos condutores (tensão estática) é um dos parâmetros de projeto de linhas de transmissão que deve ser bem modelado quando esses estão sob a influência da resistência em fadiga. Devido à presença dessa carga, os cabos condutores se tornam mais vulneráveis à vibração eólica e, posteriormente, a danos por fadiga à medida que a carga de tração é aumentada (EPRI, 2006, Fadel *et al*, 2012). Essa carga é determinada no estágio de projeto a fim de reduzir efeitos climáticos e das vibrações eólicas sem violar a transmissão de energia elétrica. E em condições climáticas adversas, a altura do vão livre deve estar contida dentro da faixa de segurança e os limites máximos de tensão não podem ser excedidos. Portanto, é importante o dimensionamento de uma tensão/carga segura tanto para projeto quanto para manutenção dos cabos condutores em linhas de transmissão.

Para tanto, no painel da CIGRÉ em 1960, foi proposto a EDS (*Every Day Stress*) como o parâmetro a ser utilizado nesta orientação de vida segura dos cabos. A EDS é um parâmetro de projeto seguro em relação à vibração eólica, que corresponde à maior carga de tração a qual um condutor pode ser submetido na temperatura de trabalho pré-estabelecida (CIGRÉ, 2005). Ela é expressa pela porcentagem da carga de ruptura à tração do condutor. No entanto, mesmo controlando a EDS como recomendado pela CIGRÉ, é observado falha por fadiga nas linhas de transmissão, (CIGRÉ, 2005). Assim um segundo parâmetro, chamado  $H/w$  ou parâmetro de catenária, foi proposto pela CIGRÉ.

Em 1999, a CIGRÉ incorporou em seu relatório o conceito do parâmetro  $H/w$  associando as condições do terreno e da vegetação para um projeto seguro para cabos sem amortecimento. Este parâmetro é definido como a razão entre a tração do cabo na temperatura média do mês mais frio do ano,  $H$ , e sua densidade linear,  $w$ . Ele tem sido aplicado com frequência em projetos contra fadiga dos cabos condutores de novas linhas no Brasil e em outros países e se mostrou mais adequado em relação ao EDS (Rocha, 2016). Apesar do uso do  $H/w$  não representar uma solução definitiva para o estudo de falha em condutores, ele abrange mais informações para a comparação de vida entre os diferentes condutores quando comparado a EDS. Como por exemplo, relacionar o diâmetro dos condutores e a influência da energia induzida pelo vento.

Deste modo, a tensão média, representada pelo carregamento estático devido à carga de tração prevista em projetos que utilizam tanto a EDS quanto  $H/w$ , influencia diretamente a vida em fadiga. À medida que o condutor tem sua carga de tração aumentada, a pressão de contato entre os fios também aumenta e, conseqüentemente, intensifica a severidade do *fretting* presente no processo de fadiga conjuntamente ao esforço dinâmico provocado pela ação do vento (tensão alternada). Outros fatores também podem afetar a resistência à fadiga em cabos condutores como: geometria do grampo de suspensão; carga de aperto no grampo; tipo de material; geometria do contato dos fios e da alma (quando há); etc. Sendo que, a principal causa da falha por fadiga em condutores é devido à tensão de flexão cíclica imposta pela ação do vento em pontos onde há uma restrição ao movimento (normalmente na região dos grampos de suspensão).

Componentes e estruturas de engenharia, como os condutores aéreos de linha de transmissão são frequentemente submetidos a cargas cíclicas com a presença da tensão média. Com isso, vários métodos foram desenvolvidos para modelar os efeitos da tensão média, que tem influência significativa na vida em fadiga de metais. Em condutores, a tensão média está diretamente ligada a carga de esticamento, que quando aumentada influencia na redução da vida em fadiga do condutor, uma vez que a pressão de contato entre os fios é aumentada e o autoamortecimento do condutor diminui (Câmara *et al.*, 2020). Segundo Fadel *et al.* (2012), a vida do condutor Ibis 397.5 MCM foi reduzida em até 50% com um aumento na carga de esticamento do condutor de 20% a 30% da resistência à tração nominal do condutor (RTS).

Diante disso, para analisar o efeito da tensão média na vida em fadiga de condutores, abordagens, como de Goodman, Smith-Watson-Topper (SWT) e Walker, são usadas para corrigir o limite de fadiga no regime de alto ciclo ( $10^6 - 10^8$  ciclos). E no presente trabalho, estes modelos foram utilizados para analisar o efeito da tensão média resultante da carga de esticamento e prever a vida em fadiga de condutores aéreos.

Este estudo foi feito a partir dos dados experimentais resultantes dos testes de fadiga em onze condutores, que foram realizados no Laboratório de Integridade Estrutural de Análise em Cabos (LabCabos) - Universidade de Brasília (UnB), utilizando  $H/w$  ou EDS como parâmetros relacionados à carga de tração nos condutores. Com isso, as equações, oriundas das curvas  $S-N$  (amplitude de tensão nominal *versus* número de ciclos) obtidas, são usadas

em conjunto com os modelos usados para análise do efeito da tensão média para a avaliação da influência da tensão média na vida dos onze condutores para obter a curva mestra, bem como os diagramas de vida estimada ( $N_{estp_*}$ ) versus a vida experimental ( $N$ ). Com isso, é possível aperfeiçoar os projetos das linhas de transmissão, uma vez que a possibilidade do aumento da carga de esticamento pode possibilitar o uso de diferentes condutores, ou re-esticamento de um mesmo condutor na recapitação de uma linha de transmissão, podendo gerar uma economia de milhões de reais. Isso porque, ao aumentar a carga de tração do condutor, podem-se utilizar torres mais baixas e comprimentos menores de cabos sem que haja prejuízo dos critérios técnicos e de segurança de operação (Tonetti, 2017). No entanto, vale ressaltar a importância de um estudo detalhado, pois a ampliação de uma carga de tração pode resultar em falhas precoces por fadiga.

## 1.2. APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA MECÂNICO

A resistência à solicitação dinâmica de condutores aéreos é um importante parâmetro para o projeto de linhas de transmissão. Assim, como a vida remanescente do condutor também é relevante para a manutenção das linhas. Geralmente, a falha em cabos se inicia nas regiões de restrição de movimento, onde há contato entre o condutor e as ferragens (grampos de suspensão, espaçadores, amortecedores etc.). As trincas se iniciam e se propagam nos fios de alumínio que constituem o cabo condutor até a completa ruptura desses, o que leva a perda de eficiência na transmissão de energia elétrica. Em casos mais críticos, pode ocorrer a ruptura total da linha.

O atrito causado pelo deslizamento dos fios do condutor entre si e em relação às ferragens durante a vibração apresenta um componente adicional de grande importância à resistência a fadiga. Este fenômeno de roçamento entre os fios é conhecido como *fretting*, que leva à perda de material e conseqüentemente a falha. Normalmente, a falha ocorre na região de *fretting* e região de maior restrição de movimento do conjunto cabo-grampo. No entanto, a quantificação do problema de fadiga por *fretting* em condutores é um desafio, uma vez que há um estado de tensão complexo provocado pelo contato mecânico e a presença de desgaste superficial provocado pelo movimento relativo de pequena amplitude entre os fios, Fadel (2010). Ressaltando que a resistência à fadiga de metais sob condições de *fretting* é substancialmente reduzida com relação à condição sem o *fretting*, Cigré (1979). No capítulo 2 deste trabalho, será descrito de forma mais detalhada o problema de fadiga em condutores

aéreos.

O fenômeno fadiga por *fretting* em condutores aéreos normalmente estão relacionados a ação dos ventos. Com isso, estudos relacionados a esse fenômeno da fadiga em condutores aéreos provocado pela ação dos ventos foram iniciados entre os anos 1925-1933 e continua atualmente. Esses estudos tiveram como precursores: Stockbrige (1925), Varney (1926) e Nefzger (1933). E, em 1953, a CIGRÉ (*Conseil International de Grands Réseaux Electriques*) criou o grupo de estudos do sub-comitê SC-06 para investigar as causas de danos em linhas de transmissão devido à vibração eólica.

Como resultado dos estudos de fadiga em condutores, as curvas de Wöhler (ou *S-N*) foram consideradas um bom método para prever a vida útil do condutor no projeto e manutenção de linhas de transmissão com intuito de evitar a ocorrência de falhas catastróficas. Essas curvas são resultantes de ensaios fadiga, que tentam simular as condições reais de operação, capturando assim efeitos de grande relevância como o *fretting*. Neste contexto, diversos trabalhos foram elaborados a fim de entender e qualificar/quantificar tal fenômeno, como o de Poffenberger e Swart (P-S), em 1965, que desenvolveram uma solução analítica que correlaciona a tensão nominal na região de falha e o deslocamento do cabo numa posição a 89 mm do último ponto de contato (UPC) cabo-grampo e, em 2013, Vilela validou a fórmula desenvolvida por Poffenberger-Swart para diferentes tipos de cabos condutores. Essa solução de P-S associada às curvas S-N é a mais empregada em projetos de linhas de transmissão (Fadel, 2010). Já, em 1968, Frickle e Rawlins verificaram por meio de ensaios e estudos em campo um desgaste superficial devido ao movimento relativo de pequena amplitude associado ao contato entre cabos e ferragens (desgaste por *fretting*) e reconheceram que este fenômeno é um fator de aceleração da falha, já que a iniciação das trincas ocorria nas marcas de contato, sendo, um salto importante no estudo da evolução do dano em condutores. Outros trabalhos podem ser citados como: Fadel (2010); Murça (2011); Watanabe (2014); Pestana, (2017); Badibanga, (2017) e Câmara *et al.* (2020).

Fadel, em seu doutorado, investigou o impacto de diferentes valores de EDS sobre a vida em fadiga do condutor Ibis (CAA 397,5 MCM), levantando curvas S-N com valores de 20 e 30 % de EDS. Já Murça, elaborou um estudo experimental do efeito da sequência de carregamento sobre a resistência à fadiga do condutor Ibis. Para o mesmo cabo, Watanabe propôs utilizar uma curva de fadiga alternativa, extraída a partir de ensaios experimentais

do cabo submetido a carregamento aleatório. Enquanto, Badibanga conduziu um estudo experimental para avaliar os efeitos do parâmetro catenário ( $H/w$ ) na vida em fadiga de condutores aéreos CAA Tern, CAL 900 MCM, CA Orchid e ACAR 750 MCM, comparando as curvas S-N geradas. Por fim, Pestana e Câmara utilizaram modelo de inteligência artificial conhecido como Redes Neurais Artificiais (RNA) para estimar o comportamento de fadiga de condutores de alumínio. Sendo que, Pestana usou as RNA para modelar o efeito da tensão média de tração sobre a resistência em fadiga do cabo condutor CAL 1055 MCM, e Câmara estimou o comportamento em fadiga de condutores CAL 900 MCM e 1055 MCM, CA Orchid e ACAR 750 MCM, considerando peso específico ( $w$ ) e rigidez à flexão (EI) como parâmetros de influência.

Normalmente, para obter as curvas S-N dos condutores são realizados testes em pelo menos três níveis de tensões distintos associados às amplitudes de deslocamentos diferentes para cada EDS ou  $H/w$ . Estes parâmetros estão ligados à tensão média, que aumentada pode provocar redução na vida do condutor (Fadel, 2010). Nesses testes é contabilizado o número de ciclos gravados na ruptura do terceiro fio de alumínio (ou o equivalente de 10% do número de fios de alumínio, prevalecendo o maior número) para cada nível tensão ensaiado (Fadel, 2010). As informações obtidas a partir das curvas S-N podem ser usadas para obter informações confiáveis acerca do efeito da tensão média na vida em fadiga dos condutores aéreos, levando a novas conclusões acerca da ocorrência de falhas. Bem como, fornecer parâmetros para procedimentos de montagem e manutenção de linhas e para o projeto de novos componentes para linhas de transmissão aérea. Para tanto, neste trabalho serão enfatizados três modelos (Goodman, SWT e Walker) para a análise do efeito da tensão média conjuntamente com as curvas S-N de onze condutores para avaliar a influência do uso dos parâmetros  $H/w$  e EDS (carga de esticamento) na vida em fadiga dos condutores e a elaboração da curva mestra.

### **1.3. O ESTADO DA ARTE**

Em 1953, a Cigré (*Conseil International de Grands Réseaux Electriques*) criou o grupo de estudos do sub-comitê SC-06 para investigar as causas de danos em linhas de transmissão devido à vibração eólica. Neste mesmo sub-comitê, em 1960, foi elaborada por Zetterholm uma tabela que apresentava diversos condutores e seus valores de carga de esticamento abaixo da qual o cabo não estaria sujeito ao dano (vida infinita). Assim, parâmetros de

projetos, como a EDS (*Every Day Stress*), foram definidos.

A EDS corresponde, em porcentagem da carga de ruptura à tração do condutor, a maior carga de tração a qual um condutor pode ser submetido na temperatura de trabalho pré-estabelecida. Assim, é estipulada a maior carga de tração onde o condutor pode operar em uma determinada temperatura média anual para evitar riscos de falha dos condutores devido às vibrações eólicas. Embora a EDS seja usada como padrão há mais de quarenta anos em projetos de linhas de transmissão, conforme apresentado Tabela 1.1, nota-se que condutores apresentaram falhas mesmo dentro da especificação limite recomendada (CIGRÉ, 2005).

Tabela 1.1– Resumo da Incidência de dano em linhas x EDS aplicada, Zetterholm (1960)

Vida em Serviço (anos)	% de Linhas Danificadas	
	EDS < 18%	EDS ≥ 18%
≤ 5	5,26	25,00
> 5 ≤ 10	20,93	35,29
> 10 ≤ 20	45,00	78,00
> 20	58,93	91,67

Poffenberger e Swart (P-S) assumiram que o cabo atua como uma viga de Euler ligeiramente encurvada pelo pequeno deslocamento vertical na região próximo ao grampo de suspensão (a uma distância de 3,5” (89 mm) do UPC entre o cabo e o grampo de suspensão) (Papailiou, 1997). Os estudos de P-S foram amplamente usados no desenvolvimento de teorias de durabilidade de condutores baseadas em propostas de fadiga de metais (Vilela, 2013). Assim, em 1966, o IEEE, Institute of Electrical & Electronic Engineers, propôs um padrão para avaliar a severidade das vibrações eólicas nos condutores a partir da medição de tensões nominais baseado na fórmula de Poffenberger-Swart. Esse padrão da IEEE é o mais empregado em projetos de linhas de transmissão (Fadel, 2010), e , também, é usado na construção das curvas de fadiga deste trabalho.

O fenômeno de desgaste superficial devido ao *fretting* (Figura 1.2), verificado em 1968 por Frickle e Rawlins foi considerado um fator de aceleração da falha, uma vez que a iniciação das trincas ocorria nas marcas de micro deslizamentos nos pontos de contato, que foi confirmado por Moecks (1970) e Dulhunty (1971). Esses autores avaliaram as marcas de *fretting* através de análises metalográficas e imagens dos fios de alumínio rompidos de condutores do tipo CAA. Sendo assim, um salto importante no estudo da evolução do dano

em condutores devido ao *fretting*.

Em 1978, a IEEE elaborou uma metodologia com intuito de avaliar a severidade das vibrações eólicas nos condutores. Nesta metodologia foi sugerido que a amplitude de flexão não poderia ultrapassar o limite de fadiga do material em mais de 5% do total de ciclos e de que apenas 1% do total de ciclos poderá ultrapassar 1,5 vezes o limite de fadiga. Neste mesmo ano, Claren introduziu o conceito sobre o parâmetro  $H/w$  para determinação da tensão mecânica em condutores, em que  $H$  é a carga de tração horizontal e  $w$  é o peso por unidade de comprimento do condutor. O objetivo de Claren era determinar a tensão de esticamento dos condutores. E para validar tal parâmetro, Barret e Motlis (2001) e Kalombo *et al.* (2016) abordaram este novo critério em seus trabalhos.



Figura 1.2– Amostra de cabo CAA, evidenciando regiões de contato, desgaste e falhas sobre as marcas de *fretting* (Fadel, 2010).

No ano de 1979, Rawlins correlacionou os valores de resistência à fadiga com os dados de amplitude de vibração medidos em campo e reconheceu a complexidade do fenômeno, devido ao estado de tensão no contato mecânico aliado a um desgaste superficial provocado pelo *fretting* entre os fios. Nesse mesmo ano, a EPRI desenvolveu uma metodologia que calcula a severidade da ação dos ventos em condutores, sugerindo valores máximos de amplitude de flexão e de amplitude de tensão para vários tipos de cabos. Ainda em 1979, o Grupo de Trabalho 04 do Comitê de Estudo 22 da CIGRÉ demonstrou graficamente que a resistência em fadiga de metais sob condições de *fretting* era substancialmente reduzida em relação à condição sem o *fretting*. Devido a isso, foi recomendado o uso do método da Regra de Miner para aperfeiçoar a determinação da vida em cabos condutores, considerando um acúmulo de dano linear. Este método adota um conceito linear para estabelecer o dano sofrido pelo cabo após certo número de ciclos em cada nível de tensão.

Ramey e Townsend, em 1981, afirmaram que o *fretting* é um parâmetro importante na

identificação da quebra do fio e na determinação do número de ciclos num dado nível de amplitude. No mesmo ano, Ramey juntamente realizou uma série de testes em laboratório que apontaram que a redução da amplitude de vibração dos cabos aumentava a vida em fadiga consideravelmente. Assim, os autores sugeriram o uso de amortecedores para reduzir os níveis de vibração eólica nos cabos para conter a falha por fadiga.

Em 1985, no Guia de Testes de Resistência de Condutores Montados em Grampos (GT-WG 04 SC 22 – CIGRÉ) foi relatado que o efeito do *fretting*, conseqüentemente a falha de condutores aéreos, ocorre na região de restrição de movimento do cabo, local de maior nível de tensão. Podendo ocorrer entre os fios da camada mais externa do condutor com o grampo de suspensão (ou outro componente da LT) e entre os fios das camadas internas do condutor.

No trabalho de Preston *et al* (1986) foi verificado que todos os fios rompiam na região onde o desgaste por *fretting* estava sempre presente. A maioria dos fios rompidos (aproximadamente 75% deles) pertencia às camadas intermediárias do cabo, onde o desgaste por *fretting* era mais severo. Ainda em 1986, Ramey *et al* realizaram estudos experimentais, com intuito de obter curvas S-N de cabos condutores CAA tipo Drake. E foi observado um aumento na dispersão de dados para níveis mais baixos de tensão mecânica.

Em 1988, o CIGRÉ apresentou os princípios básicos e os efeitos do mecanismo do *fretting* em cabos encordoados. Além de relatar o aparecimento de  $Al_2O_3$  na região de contato cabo/grampo devido ao desgaste do alumínio e seu contato com o ar.

Hardy e Brunelle, em 1991, utilizando o vibrógrafo PAVICA, apresentaram os princípios básicos do dimensionamento e análise de vibrações eólicas sobre cabos condutores.

Experimentos alternativos para execução de testes de vibração em laboratório foram propostos por Gopalan em 1993. No ano seguinte, Hardy e Dyke desenvolveram as seguintes conclusões a respeito de vibrações eólicas:

- A frequência e a amplitude da vibração são independentes;
- A turbulência colabora significativamente na atenuação da vibração do condutor;
- Altos índices de EDS aumentam a sensibilidade a vibrações;
- O uso de espaçadores antivibração (*damping spacers*) foi de grande benefício no controle das vibrações eólicas, porém, para vibrações induzidas por esteiras

turbulentas o uso não é adequado.

Em 1995, Zhou *et al.* elaboraram experimentos a fim de comparar o comportamento à fadiga do fio testando-o isoladamente e em conjunto com o cabo. Já em 1996, Zhou *et al.* mostraram que as zonas em contato eram divididas em uma zona de adesão, sem desgaste, e uma zona de escorregamento, com perda de material, em ensaio de fadiga do fio. Foi observado, também, que maiores amplitudes da carga de fadiga provocavam um crescimento da zona de escorregamento e uma redução na vida à fadiga do fio.

Em 1997, Papailiou tentou estabelecer modelos numérico-analíticos para retratar o problema dinâmico em cabos.

Já em 2002, Cardou concluiu que a regra de Miner para um contexto de vibração de cabos é mais satisfatória que o a metodologia EPRI (1979). Ainda em 2002, Azevedo e Cescon observaram a presença de um pó de cor escura na região de montagem cabo/grampo de suspensão durante o processo de fadiga por *fretting*. Este pó é formado por partículas duras e abrasivas, que aceleram o processo de fadiga, contribuindo para a ruptura dos fios do cabo analisado. Essas partículas em contato com o ar oxidam e formam o óxido de alumínio  $Al_2O_3$  (óxido de alumínio).

Goudreau *et al.*, em 2003, apresentaram resultados de testes de fadiga no qual o carregamento aplicado ao cabo seguiu a distribuição de Rayleigh.

Em 2008, Boniardi *et al.*, investigaram as falhas ocorridas em um condutor liga alumínio 6201 que caiu com apenas seis meses de operação de uma linha de transmissão localizada na Argélia. Nas amostras recolhidas havia presença de  $Al_2O_3$  nas marcas de *fretting* dos fios. Portanto, os autores concluíram que as falhas ocorreram devido à fadiga por *fretting* causada pelas vibrações eólicas no condutor.

Em 2015, Lévesque *et al.*, apresentaram resultados de ensaios de fadiga realizados em dois tipos de cabo CAA em uma bancada de 5,83 metros de comprimento com diferentes valores de frequências, amplitudes de tensões e deslocamento. Os resultados apontaram a existência de uma grande variação da rigidez à flexão nos pontos próximos ao grampo rígido (local de restrição de movimento). Este trabalho foi realizado a fim de obter dados para desenvolvimento de um modelo numérico que inclui a rigidez à flexão de um condutor.

Estudos avançados em fadiga por *fretting* em condutores aéreos foram realizados por diversos pesquisadores do Departamento de Engenharia Mecânica da UnB, que são destacados seguir.

- Henriques (2006) desenvolveu e construiu uma bancada de ensaios de fadiga por *fretting*. E realizou testes com o cabo condutor Grosbeak submetido à EDS de 20% de RTS, levantando a sua curva S-N do condutor testado. Essa curva ficou significativamente acima da curva limite de segurança da Cigré (CSBL).
- Azevedo *et al.* (2008), apresentaram o projeto da construção e operação da bancada de ensaios de fadiga por *fretting* de cabos condutores de energia. Para os ensaios de fadiga utilizou a fórmula de Poffenberger-Swart e a amplitude de deslocamento foi controlada no ponto de medição, localizado a 89 mm distante do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão. E constataram a importância da seleção correta dos materiais dos parafusos e as porcas do grampo de suspensão na intenção de manter constante a carga de aperto do grampo de suspensão para o bom andamento dos ensaios e garantir a reprodutibilidade dos ensaios de fadiga.
- Bellorio (2009) desenvolveu um trabalho de revisão dos critérios de fadiga em cabos condutores. E aplicou as metodologias estudadas para um conjunto de dados medidos para um cabo da Eletronorte em uma linha de transmissão de 230 kV instalada na região Norte do Brasil no trecho de travessia Vila do Conde-Guamá. No mesmo ano, Hortêncio elaborou uma dissertação de mestrado com tema relacionado à fadiga de cabos condutores sob condição de *fretting*.
- Fadel (2010) investigou o efeito de diferentes valores de EDS no condutor Ibis (CAA 397,5 MCM). Para tanto, curvas S-N com EDS de 20% e 30% de RTS foram levantadas. E foi constatado que o aumento da carga de tracionamento do condutor de 20% para 30 % de EDS reduziu em até 50% a vida em fadiga do condutor.
- Murça (2011) elaborou um estudo experimental com carregamentos de amplitude variável e com isso conseguiu avaliar a influência da sequência do carregamento na vida dos cabos.
- Vilela (2013) trabalhou com a validação de fórmula de P-S, por meio da extensometria, para diferentes tipos de cabos, que se diferenciava na geometria dos fios, do tipo de alma do condutor, dimensões dos condutores e o tipo de material. Desenvolveu, também, uma metodologia de avaliação da influência da variação da carga de esticamento aplicada em cabos condutores de energia elétrica sobre a tensão média

residual encontrada nos fios de alumínio da camada mais externa. Bem como, o estudo para avaliação da influência da sequência da carga de aperto dos parafusos do grampo de suspensão, que é avaliada a partir de células de carga (*load washers*).

- Watanabe (2014) propôs a utilização de uma curva de fadiga alternativa, extraída a partir de ensaios experimentais de cabos condutores submetidos a carregamento aleatório com características banda estreita e a validação do uso de metodologias espectrais para previsões de vida à fadiga em condutores do tipo do cabo CAA 397,5 MCM – IBIS. As previsões baseadas nas curvas CSBL e S-N foram realizadas a partir de ensaios em laboratório com amplitudes variáveis com o critério de falha para a quebra do primeiro fio de alumínio.
- Pestana (2017) utilizou um modelo de inteligência artificial conhecido como Redes Neurais Artificiais (RNA) para modelar o efeito da tensão média de tração sobre a resistência em fadiga do cabo condutor CAL 1055 MCM. Para isso, foram levantadas as curvas de Wöhler, utilizando diferentes EDS (Every Day Stress) de 17%; 20% e 25,6% da carga de ruptura (RTS) do condutor. Uma primeira análise deste trabalho utilizou-se dados do condutor Ibis (cabo de alumínio com alma de aço) disponíveis na literatura, obtidos por Fadel *et al.*, (2012), para fazer uma avaliação preliminar da eficiência da RNA.
- Badibanga (2017) conduziu um estudo experimental para avaliar o efeito do parâmetro catenário ( $H/w$ ) na vida em fadiga de condutores aéreos. Essa avaliação foi feita a partir do teste de fadiga em três níveis de  $H/w$  para os condutores CAA Tern, CAL 900 MCM, CA Orchid e ACAR 750 MCM. E as curvas S-N obtidas foram comparadas. O condutor Tern, para diferentes níveis  $H/w$ , sustentou um número significativamente maior de ciclos até a falha por fadiga quando comparado aos demais condutores.
- Câmara *et al.* (2020) criaram uma arquitetura de rede neural artificial (RNA) capaz de estimar o comportamento de fadiga de condutores aéreos de alumínio, considerando peso específico ( $w$ ) e rigidez à flexão (EI) como parâmetros de influência. O treinamento e teste de RNA foi conduzido usando um conjunto de dados obtidos a partir de testes de fadiga realizados no LabCabos - UnB. As redes neurais são usadas para construir diagramas de vida constante para os condutores (CAL 900 MCM e 1055 MCM, CA Orchid e ACAR 750 MCM) e comparar os resultados obtidos experimentalmente. Os resultados mostram que, para as

arquitecturas analisadas, foi possível com precisão estimar o comportamento à fadiga de condutores de alumínio analisados.

A necessidade de construção de novas de linhas de transmissão, expansão e renovação das linhas existentes leva ao estudo mais aprofundado para determinar a resistência à fadiga de diferentes cabos condutores e o conhecimento das tensões envolvidas neste processo. Porém, um modelo representativo eficiente que traga resultados confiáveis para todos os condutores ainda não foi alcançado.

#### **1.4. OBJETIVOS DO TRABALHO**

O presente trabalho tem como objetivo central desenvolver uma abordagem abrangente para estimar a resistência à fadiga de cabos condutores aéreos, considerando as variáveis e desafios inerentes a diferentes tipos de condutores e condições operacionais. O foco primário é construir uma curva padrão, ou curva mestre, que possa efetivamente prever o comportamento à fadiga de uma variedade de condutores aéreos sob diversas condições de EDS (*Every Day Stress*).

Para alcançar este objetivo, será realizado um estudo comparativo utilizando uma gama de modelos de avaliação de fadiga presentes na literatura, como Goodman, Smith- Watson-Topper (SWT) e Walker. A análise detalhada desses modelos visa determinar qual deles melhor representa o comportamento à fadiga dos cabos condutores em estudo, considerando o parâmetro de projeto  $H/w$  e EDS.

Um segundo objetivo desse trabalho é desenvolver estratégias para que a curva padrão possa ser ajustada em função do nível de probabilidade de falha desejado. Isso envolve uma análise aprofundada de como as variações nas condições de operação e nos parâmetros de projeto influenciam a probabilidade de falha, permitindo assim uma estimativa mais precisa e adaptativa da vida útil dos cabos.

O trabalho analisará as curvas de durabilidade (Curva de Wöhler ou S-N) de onze tipos diferentes de cabos – incluindo quatro cabos de alumínio com alma de aço (CAA), três cabos de liga de alumínio (CAL), dois do tipo Aero-Z, um cabo de alumínio (CA) e um cabo de alumínio reforçado com alumínio liga (ACAR). As análises das curvas  $N_{est}P_* \times N$  (vida estimada pelo modelo versus vida experimental) permitirão a determinação do modelo mais

adequado para representar os cabos estudados. Esses dados, juntamente com informações pré-existentes, serão fundamentais para esclarecer as ocorrências de falhas nos cabos, elementos essenciais para o sistema de distribuição e transmissão aérea de energia elétrica no Brasil.

### **1.5. JUSTIFICATIVA TÉCNICA**

Dentro do cenário previamente apresentado, este trabalho é justificado pela importância da compreensão dos efeitos mecânicos que podem levar à falha dos condutores aéreos das linhas de transmissão e em especial da influência do aumento da carga de esticamento na vida destes condutores, uma vez que é interessante ao setor elétrico a utilização de diferentes níveis de tracionamento mecânico para aplicar em novos projetos e na recapitação de linhas em serviço. Este aumento da tração em condutores de linhas de transmissão pode contribuir para a otimização de projetos de linhas de transmissão, reduzindo os custos de projeto através da diminuição da quantidade de cabos utilizada nas linhas e da redução da altura das estruturas, Dias (2018). A aplicação de tal abordagem tecnológica resultaria em uma economia de milhões de reais na construção de linhas. No entanto, é importante avaliar se a aplicação de tais cargas resultará em danos precoces nos condutores ou se prejudicará os critérios técnicos e de segurança de operação.

Um projeto de linha de transmissão busca atender os seguintes requisitos de planejamento de sistema: transmitir uma potência em regime normal de operação e em emergência a certo nível de tensão, altos índices de confiabilidade e disponibilidade, atendendo aos requisitos técnicos mínimos tanto elétrico quanto mecânico. Com o crescimento do país, surgem desafios de implantação de novas linhas, como por exemplo, a linha que liga Rondônia a São Paulo, conhecida como Madeira-Araraquara ou “Linhão do Madeira”, que contará com duas linhas de transmissão de 2.375 km de extensão cada, e é o maior empreendimento de transmissão em corrente contínua do mundo. Para este projeto, utilizam-se cabos feitos somente de alumínio, usando carga de esticamento de 25% de EDS, que é superior a usada normalmente em projetos para cabos com alma de aço que utilizam 18% de EDS.

Em um projeto de uma linha de transmissão (LT) o cabo condutor é um dos componentes mais importante, que pode contribuir com até 40% do custo em investimento de capital. Além de sustentar as cargas de origem mecânica e elétrica tem que sustentar os efeitos ambientais ao longo de sua vida operacional que pode superar os 50 anos. Durante as últimos

décadas ocorreram rupturas de cabos, em algumas linhas, devido à fadiga mecânica provocada por vibrações eólicas. Essas rupturas provocaram blecaute e danos, também, a estrutura de sustentação das LT, que acarretou prejuízos financeiros ainda maiores para a transmissora e população. Assim, o estudo sobre a fadiga por *fretting* em cabos provocada é um fator importante para a manutenção das LT (Frontin, 2010).

Percentualmente, a indisponibilidade da linha de transmissão devido às falhas por fadiga é pequena quando comparada a totalidade de ocorrências e faltas de transmissão de energia por motivos menos impactantes apresentadas nos relatórios do sistema apontados pelo Operador Nacional do Sistema – ONS. No entanto, o custo gerado pela falha mecânica pode ser extremamente elevado, uma vez que o tempo de localização e reparo destas falhas pode ser longo. Portanto, analisar, criar e aperfeiçoar mecanismos que possibilitem a elaboração projetos mais completos e confiáveis das linhas de transmissão são essenciais, pois trazem benefícios econômicos para as empresas transmissoras e para a população em geral.

Cada projeto de uma linha de transmissão é específico, uma correta parametrização e escolha dos condutores podem trazer um impacto significativo nos custos como um todo. Assim, é importante que se tenham análises mais detalhadas e estudos específicos com as novas possibilidades e novos condutores.

A avaliação experimental, bem como a análise do efeito da tensão média, tem uma grande importância na validação das teorias existentes para configurar um bom projeto e determinar indicadores que podem causar a falha por fadiga no condutor. Isso pode ser usado para melhorar os procedimentos de inspeção e manutenção, bem como a comparação da resposta à fadiga mecânica dos diferentes tipos de condutores de energia elétrica (diferentes geometrias e materiais), configurando-se em um instrumento para o desenvolvimento de novos acessórios e de projetos menos onerosos. Com isso, pode-se obter uma linha de transmissão com maior vida útil em relação às existentes, otimizada e menos custosa.

## **1.6. CONTRIBUIÇÃO**

Devido à complexidade do problema de fadiga por *fretting* em cabos condutores de energia é verificado a importância de estímulos em pesquisas nesta área. Há, ainda, incertezas em relação à vida e o comportamento dos cabos condutores sob o efeito da tensão média em

diferentes condutores. Relatórios do CIGRÉ (2008) ressaltam que é importante a realização de testes para garantir o controle de variáveis para obter resultados confiáveis. Para tanto, este trabalho visa, à vista do cenário previamente apresentado, contribuir na inserção de uma metodologia de avaliação do efeito da tensão média de tração de onze condutores após levantamento de três curvas S-N para diferentes EDS e  $H/w$ . Estes cabos se diferem na geometria dos fios, se há alma ou não, tipo de material dos fios e alma, e bitola dos condutores. Além da avaliação neste trabalho será analisado e determinado o modelo de efeito de tensão média que melhor comporta os onze cabos. Assim, essa metodologia representa melhor a realidade dos condutores em campo, apresentando uma previsão de vida em cabos mais real. As contribuições são:

- Uso das curvas S-N de onze condutores para o cálculo dos modelos de efeito da tensão média: Goodman, SWT e Walker.
- Calibração dos modelos para todos os cabos estudados a partir das curvas  $S_{P_*} \times N$  (limite de resistência a fadiga de cada modelo estudado *versus* vida experimental). Para a calibração por interpolação foram usados os dados relativos aos níveis superior e inferior de  $H/w$ , 2725 e 1820 m, respectivamente, e todos os cabos que foram ensaiados com EDS igual a 20%.
- Validação dos modelos para todos os condutores estudados a partir das curvas  $S_{P_*} \times N$ . Para a validação foram usados os dados de cabos testados com  $H/w$  igual a 2144 m para a calibração por interpolação.
- Comparação dos modelos a partir das curvas  $N_{est} P_* \times N$  de cada modelo avaliado para cada calibração para avaliar qual modelo melhor descreve o comportamento a fadiga dos condutores - quatro cabos de alumínio com alma de aço (CAA); três cabos de lida de alumínio (CAL); dois do tipo Aero-Z (um com alma de aço e outro com alma de compósito); um cabo de alumínio (CA) e um cabo de alumínio reforçado com alumínio liga (ACAR).
- Avaliação estatística dos dados coletados a partir da análise de confiabilidade, que possibilitou a determinação da probabilidade de falha do condutor quando considerado a variação das variáveis do problema: diferentes tipos de condutores e carga de esticamento.
- Elaboração de uma curva mestra que possa efetivamente prever o comportamento à fadiga de uma variedade de condutores aéreos sob diversas condições de EDS (*Every*

*Day Stress*).

Assim, o caráter inovador deste trabalho consiste principalmente na determinação de um modelo representativo do efeito da tensão média que engloba diferentes cabos condutores e diferentes cargas de esticamento, possibilitando avaliar os cabos a partir de uma quantidade mínima de ensaios experimentais e otimizando os projetos das linhas de transmissão. Além de ser de fundamental importância ao setor de manutenção das transmissoras, já que possibilita fazer previsões da vida em relação a fadiga eólica desses cabos quando submetidos a diferentes níveis de tensões médias, sem a necessidade de dispendir muito tempo e recursos financeiros para a execução de ensaios experimentais.

## CAPÍTULO 2

### 2 FADIGA EM CABOS CONDUTORES E EFEITO DA TENSÃO MÉDIA

#### 2.1 FADIGA EM CABOS CONDUTORES

A ação dos ventos sobre as linhas de transmissão provoca vibrações aleatórias nos condutores. E essas vibrações são a principal fonte geradora de falha por fadiga em flexão cíclica em cabos aéreos tensionados. A falha pode ser provocada por ventos suaves, caso a frequência da vibração gerada for igual à frequência natural de vibração do cabo, havendo uma absorção da energia do movimento oscilatório que será responsável pelo aumento da amplitude de vibração. Com isso, a ação do vento sobre as linhas de transmissão, quando não for devidamente amortecida, pode atingir níveis críticos, levando o cabo à ruptura e até mesmo afetar as estruturas de suporte da rede de transmissão elétrica.

Ao longo da vida útil do cabo as vibrações eólicas produzem a falha por meio da combinação do carregamento cíclico no cabo e do processo de *fretting*. Essa falha ocorre, frequentemente, em pontos de restrição ao movimento do condutor que existem ao longo da linha de transmissão, como os grampos de suspensão (Figura 2.1), Dulhunty (1971) e CIGRE (1985). Com a restrição de movimento, as forças de fricção aliadas ao movimento relativo entre os fios do condutor e entre os fios com os acessórios de montagem causam o *fretting*, Vilela, (2013), propiciando o aparecimento e crescimento de trincas nos fios que compõe o cabo que pode levar ao rompimento do fio.

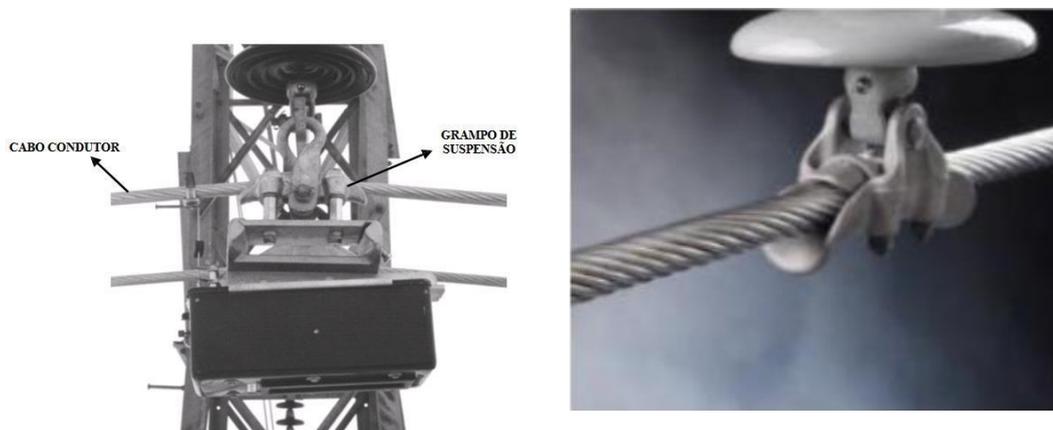


Figura 2.1 – Montagem cabo – grampo de suspensão (Adaptado Aida (2010) e *Preformed Line Products* (2013)).

Neste capítulo, serão discutidos os mecanismos do problema mecânico da vibração eólica e as metodologias de projeto propostas para fazer face ao problema de fadiga nos cabos

condutores. Esta vibração gerada no condutor é função de diversos fatores como velocidade do vento, ângulo de incidência do vento no cabo, a massa e o tipo do cabo, o tamanho do vão livre e a carga de esticamento.

### 2.1.1 Excitação eólica

Em uma linha de transmissão de energia elétrica pode ocorrer vários tipos de oscilações mecânicas devido à ação dos ventos sobre os cabos condutores. Este fenômeno vibratório faz o cabo se deslocar para as áreas de menor pressão formando vórtices, que se repetem regularmente (esteira de vórtices de Von Karman), resultando em um movimento alternado (para cima e para baixo) que se autoalimenta com a continuidade do fluxo de ar de velocidade  $U$  (Figura 2.2). Sendo que, os movimentos mais relevantes são comumente classificados como oscilações induzidas por esteira, que se divide em: vibrações de subvã, de galope horizontal e vertical e de torção; galope do condutor e vibrações eólicas (CIGRÉ, 1989).

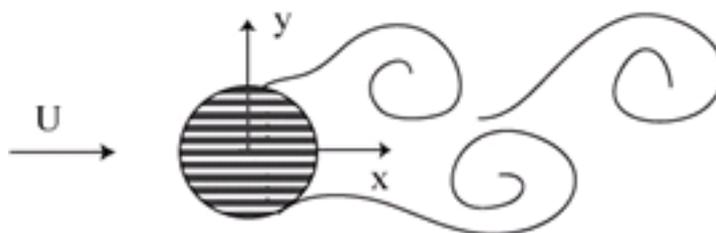
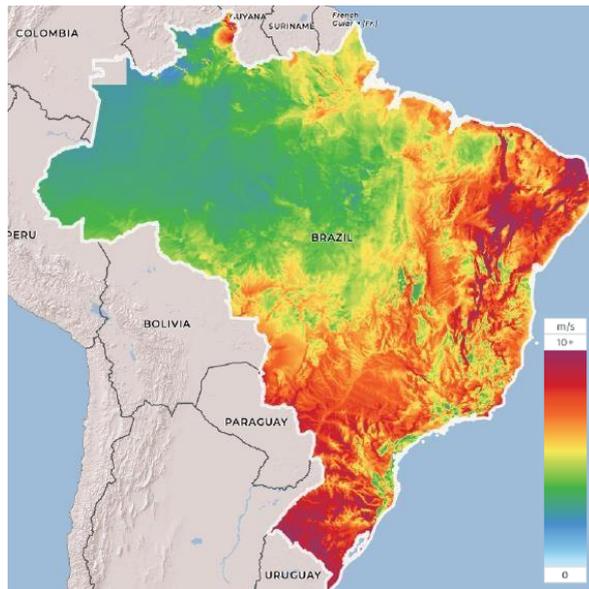


Figura 2.2 – Movimento do cabo em y, causado pelo vento ( $U$ ) incidindo em x (Vilela, 2013).

As oscilações induzidas por esteira ocorrem quando um feixe de cabos (dois ou mais) é submetido a um escoamento do ar, causado por ventos laterais moderados a fortes, com velocidades de 4 a 18 m/s. A amplitude de oscilação pico a pico pode atingir até 20 vezes o diâmetro do condutor e sua frequência geralmente é baixa, na faixa de 0,15 a 10 Hz (CIGRÉ, 2007). No Brasil este tipo de vibração é pouco comum devido ao regime de ventos brasileiros (Figura 2.3).



\*This map is printed using the Global Wind Atlas online application website owned by the Technical University of Denmark. For more information and terms of use, please visit <https://globalwindatlas.info>

Figura 2.3– Regimes de vento sobre o Brasil. (Global Wind Atlas 2021).

A vibração mais incomum de encontrar no Brasil é do tipo galope, que são causadas pela presença de uma camada de gelo sobre os condutores e são caracterizadas por terem baixa frequência (abaixo de 1 Hz) e grandes amplitudes de vibração (de 5 a 300 vezes o diâmetro do condutor). Segundo CIGRÉ, 2007, a presença de camadas de gelo ou neve sobre o condutor formam um perfil aerodinamicamente instável (seção transversal não circular), alterando o coeficiente de arrasto do condutor, que causa um desequilíbrio maior de forças, uma vez que a velocidade relativa do escoamento estará em constante mudança e a massa do condutor desbalanceada. Os ventos que causam essas vibrações possuem velocidades na faixa de 7 a 18 m/s, que são considerados de moderados a fortes.

As vibrações eólicas de maior incidência nos condutores brasileiros são as do tipo simples e ocorrem com frequência nas linhas de transmissão. Esse tipo de vibração é causado pelo escoamento do ar ao redor do condutor, que é simplificado como um corpo cilíndrico. As amplitudes máximas de vibração quase sempre menores do que uma vez o diâmetro do condutor. Na vibração eólica simples, a formação de vórtices gerados em certa frequência (restrita a uma faixa de frequência de 3 a 150 Hz) é devido ao descolamento da camada limite, fazendo o condutor oscilar. Este tipo de oscilação é mais visível durante as primeiras horas do dia ou no final da tarde, quando ventos são fracos ou moderados (velocidades na faixa de 1 a 7 m/s) e pode ser o fator fundamental das falhas nas linhas de transmissão. Sendo

que, a causa básica desse tipo de vibração é o desprendimento alternado de vórtices induzidos pelo vento, na parte superior e inferior do condutor, fazendo o condutor se mover para cima e para baixo em ângulo reto com a direção do vento. Este movimento alternado é ainda alimentado com a continuidade do fluxo de ar, CIGRÉ (1989).

Para análise da formação dos vórtices, dois parâmetros principais são usados: i) número de Reynolds (Equação (2.1)), que define o tipo de escoamento em função da velocidade do vento (laminar, turbulento) e ii) o número de Strouhal, que fornece a frequência de oscilação perpendicular do cabo devido ao vento transversal. Estudos experimentais permitem obter a relação entre os números de Strouhal e Reynolds para dado perfil de escoamento.

$$Re = \frac{UD}{\nu} \approx \frac{\text{efeitos inerciais}}{\text{efeitos viscosos}} \quad (2.1)$$

onde,

U: velocidade do fluxo livre;

D: diâmetro do condutor;

$\nu$ : viscosidade cinemática do fluido (para o ar em condições normais  $\nu = 1,5 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ ).

E o número de Strouhal é dado pela expressão:

$$S_t = \frac{f_s D}{U} \quad (2.2)$$

onde,  $f_s$  é a frequência com que os vórtices são emitidos na saída do cilindro ou o número de ciclos completos da esteira de vórtices em Hz.

Para o número de Strouhal, na literatura (EPRI), é usado valor de 0,185 como referência para escoamentos em torno de cabos CAA, Lienhard (1966). Portanto, a Equação (2.3) descreve as frequências e velocidades a serem evitadas, evitando a condição crítica de vibração, em que a frequência de oscilação dos vórtices coincide com uma das frequências naturais do condutor.

$$f = \frac{0,185U}{D} \quad (2.3)$$

O comportamento do condutor na presença de vibrações eólicas simples é semelhante ao que é apresentado na Figura 2.4, na qual é ilustrada a formação de vórtices ao redor de um corpo cilíndrico.

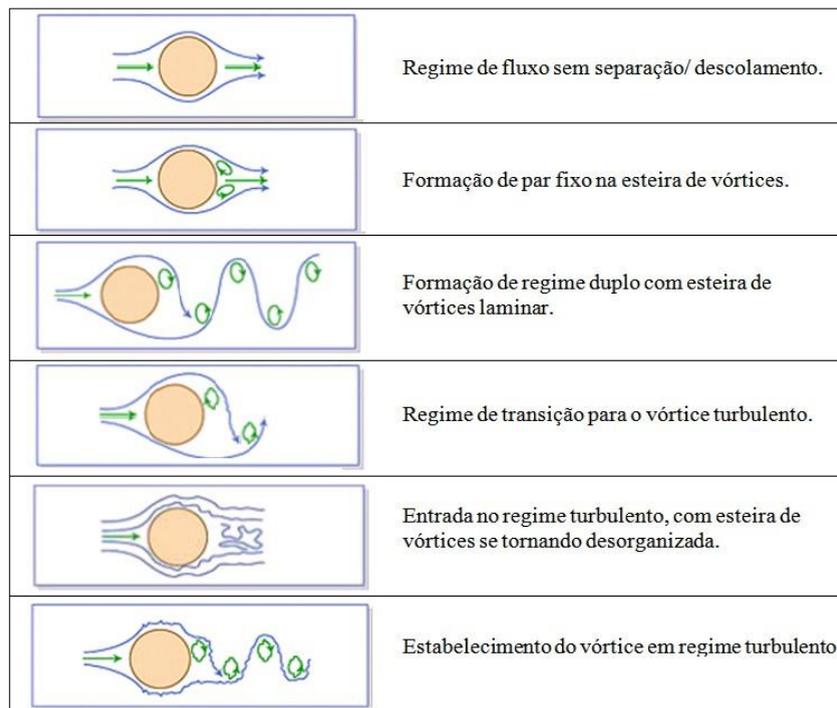


Figura 2.4 – Regimes de fluxo em torno de um corpo cilíndrico liso. (Lienhard, 1966) condutores.

Conforme a Figura 2.4 e Tabela 2.1, na qual é apresentada a classificação dos tipos de vibrações em função das velocidades do vento, conclui-se que a vibração eólica simples é a que mais incide nos cabos brasileiros.

Tabela 2.1– Comparação entre os tipos de vibração em cabos condutores aéreos (adaptado EPRI,1979).

Parâmetro	Tipo de Vibração		
	Eólica Simples	Galope	Esteira
Condutores afetados	Todos	Todos	Linhas paralelas no plano horizontal
Faixa de frequência [Hz]	3 a 150	0,08 a 3	0,15 a 10
Amplitude pico a pico (n° de diâmetro)	0,01 a 1	5 a 300	0,5 a 80
Tipo de vento que provoca a excitação	Permanente	Permanente	Permanente
Velocidade do vento [km/h]	3 a 23	23 a 60	15 a 60
Superfície do condutor	sem cobertura ou com depósito simétrico de gelo	com gelo depositado assimetricamente	limpa, seca

A carga de tração estática (ou carga de esticamento) dos condutores, definida em projetos de linhas de transmissão, afeta diretamente na vibração eólica prejudicial às linhas. Sendo que, o estabelecimento da carga de esticamento em condutores aéreos em fase de projeto é fundamental, uma vez que, a altura do vão livre deve estar contida dentro da faixa de segurança e, em condições climáticas adversas, os limites máximos de tensão não sejam excedidos nestas linhas de transmissão. Nesses projetos de linhas, esta carga pode ser parametrizada pela EDS ou parâmetro  $H/w$ . A EDS está associada à tensão média diária a qual o condutor é submetido ao longo da sua vida útil e é definida como uma porcentagem da carga de ruptura à tração (CRT). Assim, a carga de tração 'T' de um condutor é dada em função da sua EDS.

$$T = EDS.CRT \quad (2.4)$$

Normalmente, utiliza-se uma carga de tração de 18,5% a 20% de EDS em condutores em operação nas linhas de transmissão. Quanto maior a EDS, menor é o amortecimento do cabo quando submetido a vibrações. Ou seja, o condutor mais esticado vibraria mais vezes ao longo de um mesmo período quando comparado a um condutor menos esticado nas mesmas condições de vento.

Já o parâmetro  $H/w$  está relacionado à carga de tração do condutor na temperatura média do mês mais frio do ano ( $H$ ) e ao peso por unidade de comprimento do condutor ( $w$ ).

### **2.1.2 Cabos Condutores Aéreos**

Os condutores aéreos são um dos elementos básicos de uma linha de transmissão. Eles são considerados condutores nus, ou seja, não possui isolação. Eles podem ser de alumínio puro, liga alumínio-aço, e alumínio com alma de aço, e são dispostos em camadas (coroas) de fios de alumínio com encordoamento concêntrico. Sendo que, cada camada é enrolada em sentido contrário em relação a camada anterior. Os cabos podem, ou não, apresentar um núcleo/alma, cuja função é de sustentação mecânica, podendo ser de material compósito ou de fios de aço. Os condutores, no Brasil, devem atender as especificações da norma ABNT NBR7270/88.

Os principais tipos de cabos condutores utilizados em projetos de linhas de transmissão são apresentados na Tabela 2.2.

Os cabos CA são aqueles que são compostos por vários fios de alumínio puro encordoados.

Semelhante ao CA, os cabos do tipo CAL são compostos por fios de ligas de alumínio de alta resistência. Este tipo de cabo possui a menor relação peso/carga de ruptura e menores flechas, porém tem a maior resistência elétrica entre os tipos citados. Já os cabos CAA são condutores de alumínio puro reforçado por aço. Isto é, eles são compostos por camadas concêntricas de fios de alumínio encordoados sobre uma alma de fios /fio de aço (único fio ou vários fios encordoados). Os condutores tipo ACAR são compostos de maneira semelhante aos cabos do tipo CAA. No entanto, a alma do ACAR é composta por fios de alumínio de alta resistência mecânica (alumínio liga) e a coroa é de alumínio puro. Assim, a sua relação peso/carga de ruptura fica ligeiramente maior do que a do cabo CAA. Os condutores do tipo trapezoidais (TW) podem possuir o mesmo arranjo de um CAA ou ser composto de uma alma feita de material compósito, porém os fios de alumínio puro que compõem a coroa dos cabos TW são em formato de um trapézio. O mesmo ocorre para os cabos tipo Aero-Z, nos quais os fios de alumínio têm formato de “Z”. A alma deste tipo de cabo pode ser composta por fios de aço ou um pultrudado de fibra de carbono.

Tabela 2.2 – Principais tipos de cabos condutores aéreos.

<b>Tipo de Conductor</b>	<b>Descrição</b>
CA (AAC)	Cabos de Alumínio ( <i>All Aluminium Conductor</i> )
CAA (ACSR)	Cabos de Alumínio com Alma de Aço ( <i>Aluminium Conductor Steel Reinforced</i> )
CAL (AAAC)	Cabos de Alumínio Liga ( <i>All Aluminium Alloy Conductor</i> )
ACAR	Cabos de Alumínio com Alma de Liga de Alumínio ( <i>Aluminium Conductor Alloy Reinforced</i> )
TW	Fios de Alumínio em forma Trapezoidal ( <i>Trapezoidal Wires</i> )
Aero-Z	Fios de Alumínio em forma de “Z” ( <i>“Z” Wires</i> )

Os fios das coroas dos cabos CA, CAA, ACAR, TW e Aero-Z são feitos de Al 1350-H19. O que difere entre eles é a existência de um núcleo, de aço e/ou compósito ou alumínio liga (Al 6201-T81) presentes nos cabos CAA, Aero-Z e ACAR, respectivamente. Já o material dos condutores de alumínio liga (CAL) pode ser Al 6201-T81 ou Al 1120-H16. Os condutores CAL, assim como os CA, não possuem alma, os fios de alumínio são encordoados em coroas concêntricas.

O alumínio puro Al 1350-H19 apresenta alta resistência à corrosão e boa conformabilidade.

Esta liga possui alta ductilidade, devido a isso o material passa por uma têmpera de encruamento (H19), que resulta no endurecimento do material, elevando sua dureza. Já o alumínio liga Al 6201-T81 possui magnésio e silício como os principais elementos de liga que são responsáveis pelo endurecimento. A resistência mecânica e resistência à corrosão da liga Al 6201-T81 são maiores que a liga Al 1350-H19. E para atingir os níveis de resistência necessários, a liga Al 6201-T81 passa por tratamento de solubilização, trabalho à frio e envelhecimento artificial (T-81). A utilização da liga 1120- H16 na fabricação de condutores para linhas de transmissão está fundamentada na maior resistência mecânica quando comparada aos condutores com liga 1350 e menor resistividade quando comparada com os condutores com liga 6201, o que é alcançado com adições controladas de cobre e magnésio no material combinado também com o controle do ferro. Como grande vantagem econômica a liga Al 1120-H16 não necessita dos processos de solubilização e tratamento térmico (Catálogo de Nexans, 2007 e Alubar, 2015).

Os materiais mecanicamente resistentes foram combinados aos materiais condutores para melhorar o desempenho mecânico dos condutores suspensos, aumentando os vãos de suspensão. Desta forma, o reforço do condutor de alumínio tem sido feito por aços, materiais compósitos cerâmicos e poliméricos, ou, pelo próprio alumínio, que em forma de alumínio liga adquire uma elevada carga de ruptura, equivalente às cargas de rupturas do aço. De modo geral, os cabos encordoados de alumínio possuem algumas características de autoamortecimento (devido ao encordoamento). Esta característica, no entanto, decresce exponencialmente com o aumento da tensão mecânica nos fios (Kalombo, 2017).

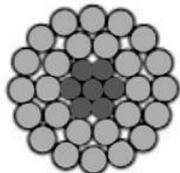
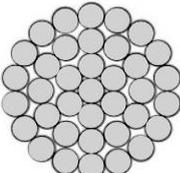
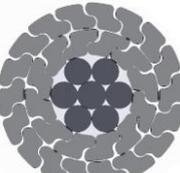
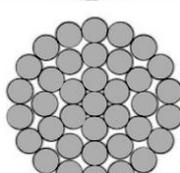
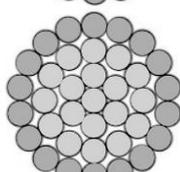
A Tabela 2.3 ilustra a configuração geométrica (seção transversal) dos diferentes tipos de condutores utilizados na pesquisa. Nela são apresentados os exemplos de cada tipo de condutor.

No Brasil, grande parte das linhas de transmissão de alta tensão utilizam cabos condutores do tipo CAA. Dependendo da situação, esta formação resulta na melhor relação peso/carga de ruptura para o projeto. A alma de aço desses condutores tem como objetivo de fornecer maior resistência mecânica ao condutor. E devido ao efeito pelicular e a diferença de condutividade, a corrente elétrica circular apenas pelos fios de alumínio.

A escolha do condutor em um projeto de linhas aéreas de transmissão é complexa, na qual

envolve critérios econômicos, dimensão das linhas, local de operação e análise de falhas. Essa escolha impacta diretamente nas dimensões e formato da torre, na isolação empregada e nos esforços mecânicos envolvidos no projeto da linha de transmissão. Assim, alguns fatores como as condições de temperatura ambiente, temperatura máxima do condutor, pressão barométrica na região onde se encontra a linha, velocidade do vento, emissividade e absorção solar, devem ser verificados, uma vez que são parâmetros que influenciam diretamente na determinação do condutor.

Tabela 2.3 – Geometria dos condutores (adaptação Vilela, 2013 e Kalombo, 2017).

Condutor	Seção Transversal			
CAA				
CAL				
Aero-Z – alma de aço				
Aero-Z – alma de compósito		-		
CA				
ACAR				
<b>Legenda:</b>	● Al 6201T81	● Al 1350H19	● Aço	● Compósito ou 1120

### 2.1.3 O Mecanismo de Falha por Fadiga em Condutores Aéreos

A falha do condutor aéreo, em sua maioria, é causada pela ação do vento e, normalmente, ocorre na região de contato entre o condutor e o grampo de suspensão. O dano devido ao contato deve-se a vários fatores, entre eles, as cargas de tracionamento, geometria dos fios, a carga de aperto nos grampos, presença de alma ou não e dos materiais que constituem o condutor. Sendo que, o condutor é formado por um grupo de fios dispostos concêntricamente em relação a um fio central, formando coroas compostas de fios torcidos de forma helicoidal e em direções opostas a cada camada, Figura 2.5(a). Já no interior do grampo, o condutor estabelece uma série de regiões de contato, tanto entre os fios de alumínio e fios de alumínio e fios de aço (quando é um cabo tipo CAA), internamente, quanto entre os fios da camada mais externa e as ferragens, Figura 2.5 (b). Sendo assim, podendo ter até três diferentes modos de contato que levam à falha em fadiga por *fretting*: i) o contato grampo/fio, na camada mais externa do cabo (ponto A na Figura 2.5 (b)); ii) o contato fio/fio, entre dois fios de alumínio (pontos B e C na Figura 2.5 (b)) e, iii) o contato entre o fio de alumínio e o fio de aço e entre os fios de aço (ponto D e E na Figura 2.5 (b)), quando há presença de alma com fios de aço. Essas regiões são zonas críticas no processo de fadiga por *fretting* em condutores. No entanto, as falhas ocorrem, em quase a totalidade dos casos, próximos aos grampos e ferragens de sustentação e amortecimento do condutor.



Figura 2.5 – (a) Foto de um cabo condutor CAA em corte, (b) Regiões de contato (Fadel, 2010).

Quando o condutor está em linha (ou em ensaio simulando a ação do vento), um pó é gerado a partir do material arrancado (Figura 2.6(b)) devido ao desgaste por atrito entre as superfícies e aos esforços mecânicos causados pela ação eólica. Esse pó fica alojado entre os fios e na base do grampo de suspensão. Quando as partículas do pó entram em contato com

o ar elas se oxidam e ficam escuras, gerando o óxido de alumínio  $Al_2O_3$ , que é um material de formato acicular, muito duro (dureza maior que a dos fios) e quando associado às tensões de contato acelera o processo de fadiga por desgaste. As Figura 2.6(a) e Figura 2.6(c) ilustram um fio condutor rompido por causa da fadiga por *fretting*, que é influenciada pelos fatores: a carga de contato e a amplitude do escorregamento entre os fios, o coeficiente de fricção, condições da superfície do material, tipo de material em contato e as condições do ambiente externo. Uma vez formada, a trinca induzida por *fretting*, poderá se propagar por fadiga levando ao rompimento do fio ou, em casos extremos, ao rompimento total do condutor (Frontin, 2010). Azevedo *et al.* (2008) afirmam que, macroscopicamente, a falha por fadiga está relacionada a quantidade de óxido de alumínio presente no conjunto cabo-grampo e a amplitude de deslocamento imposta ao condutor.

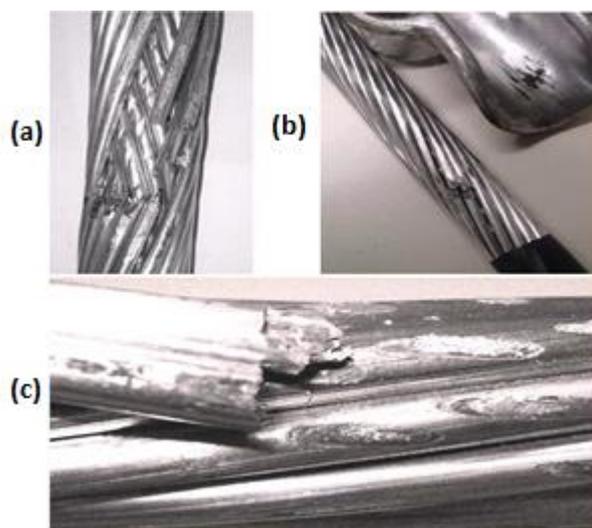


Figura 2.6 –(a) Cabo condutor CAA rompido após ensaio de fadiga; (b) Óxido de alumínio formado pelo desgaste do fio (c) Fratura de fios de alumínio de marcas de *fretting* (Fadel, 2010)

Segundo Lindley (1997), o fenômeno de *fretting* ocorre quando duas superfícies em contato estão sujeitas a forças tangenciais oscilatórias, que deslizam uma sobre a outra, formando regiões de microdeslizamento. Além do movimento vibratório do condutor no acoplamento, a fadiga por *fretting* envolve a presença de uma tensão remota cíclica em pelo menos um dos componentes da montagem, que pode levar ao colapso prematuro. Isso porque os processos de nucleação e de crescimento de trincas são acelerados devido ao desgaste superficial e à concentração de tensões provocada pelas cargas de contato (carga radial compressiva P), representado na Figura 2.7. Destaca-se que o *fretting*, tipicamente, ocorre em montagens em regime de escorregamento parcial (região de contato onde existe uma zona de adesão circundada por uma zona de escorregamento) com movimento relativo, provocado por uma

carga axial cíclica  $Q$ , que gera na zona de contato uma marca da interação dos cilindros (Figura 2.7).

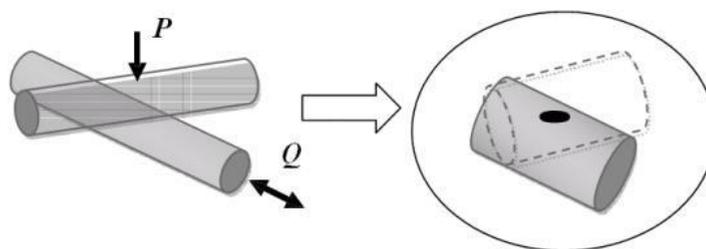
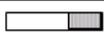


Figura 2.7 – Esquema do problema de contato entre dois cilindros, equivalente ao contato entre dois fios do condutor (Fadel, 2010).

Em condutores, o *fretting* nos fios de alumínio é iniciado pela remoção do filme oxidante presente no alumínio, decorrente da fricção fio-fio e fio-grampo. Desta forma, primeiro, as superfícies friccionadas tendem a se aderir e, posteriormente, o filme rompe devido ao movimento relativo das partes. Os resíduos gerados neste processo geram uma fina e quebradiça camada de óxido de alumínio, surgindo, inevitavelmente, microtrincas, que podem levar a falha do material. A Figura 2.8 mostra um corpo de prova rompido após ensaio de fadiga, sendo possível visualizar o detalhe das marcas de *fretting* ocasionadas devido ao contato dos fios de alumínio. Em condutores, observa-se que a carga de esticamento tem relação direta com as forças de contato, alterando significativamente a área de deslizamento e influenciando na rigidez do cabo, e por consequência, nas tensões geradas na zona de falha e na severidade do dano causado (Fadel, 2010). A Tabela 2.4 apresenta a configuração típica do *fretting* em fios de cabos condutores.

Tabela 2.4– Regime de *fretting* e regime de falha equivalente (Zou *et al*, 1996).

	ADESÃO		ESCORREGAMENTO	MISTO (FRETTING)
<b>APARÊNCIA DA SUPERFÍCIE</b>				
	<i>fio-fio</i>	<i>fio-grampo</i>	<i>fio-fio</i>	<i>fio-fio</i>
<b>TIPO DE DANO</b>				
	<i>trinca</i>	<i>trincas</i>	<i>afundamento (banheira)</i>	<i>trincas</i>

Na Figura 2.8 é possível observar a evolução da falha, a qual, foi iniciada na marca de *fretting* na superfície do fio e se propagou (representado pelas marcas de praia) até o arrancamento da seção restante pela carga de tração à qual o condutor está submetido, que identifica a região final da falha. Essa figura corresponde à imagem, microscópica, de um fio rompido em um condutor de alumínio puro (CA), que falhou após seis meses de operação.

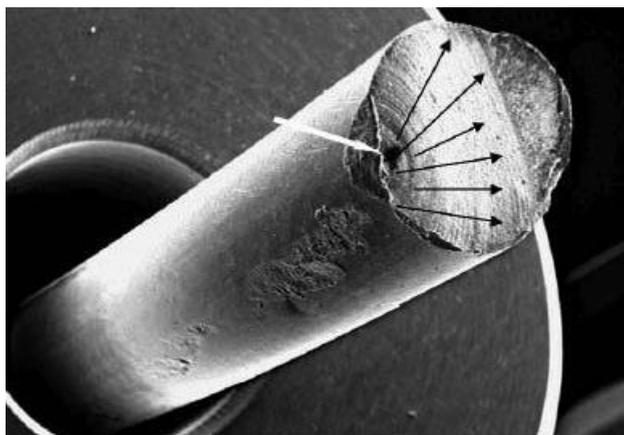


Figura 2.8 – Imagem do mecanismo de falha de fadiga por *fretting* (Boniardi, 2007).

Ao analisar o dano causado pelo fenômeno de fadiga, a carga de esticamento, aplicada na implantação da linha de transmissão, altera o perfil do contato, que gera diversas zonas de *fretting*, a nucleação e o crescimento trincas múltiplas no mesmo fio. Isso ocorre, pois, a excitação cíclica responsável pela formação das marcas de praia é acrescida de arrancamento do material, gerando uma superfície tortuosa, ou seja, marcas de praia pouco evidentes (Fadel, 2010). Assim, devido à gravidade do problema de falha em condutores é necessário avaliar os critérios utilizados no projeto e manutenção das linhas para prevenir a ocorrência da falha. Para entender o fenômeno em fadiga de condutores, os itens a seguir tratarão das metodologias empregadas na quantificação das tensões mecânicas, da previsão de vida e resistência à fadiga do condutor.

#### 2.1.4 Cálculo da Tensão Dinâmica

A vida de um condutor se relaciona inversamente com o nível de esforços (estáticos e dinâmicos), conforme Rosa *et al* (1974) e Fuchs (1992). No entanto, quanto maiores forem os esforços estáticos (carga de esticamento, de aperto e peso), menores serão os esforços dinâmicos (vibrações) permitidos para que a estrutura trabalhe em segurança em relação à fadiga (Figura 2.9). Portanto, se fez necessário computar os esforços dinâmicos e estimar a vida do condutor. Para o cálculo da tensão dinâmica para condutores em vibração, o IEEE (1966) estabeleceu uma metodologia como padrão, a qual existe uma relação entre o movimento do condutor e a severidade da fadiga. Este padrão é baseado na Fórmula de Poffenberger-Swart cuja modelagem original deve-se à Isachsen (1907).

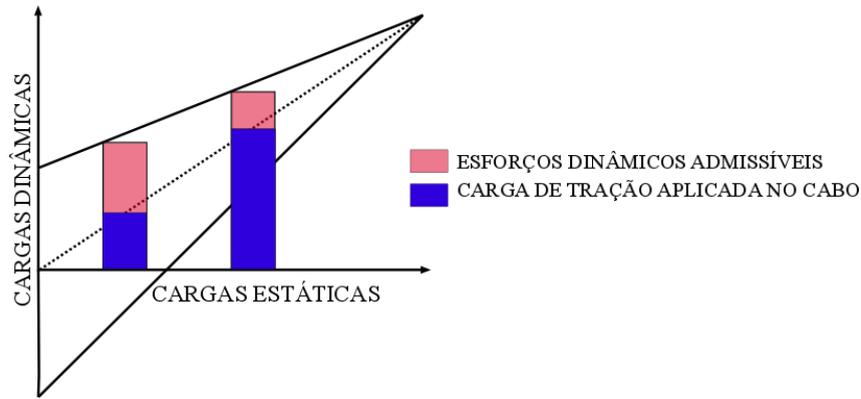


Figura 2.9 – Limite de tensão admissível no condutor (estático x dinâmico) (ROCHA, 2016).

### 2.1.5 Equação de Poffenberger-Swart (P-S)

A fórmula de Poffenberger-Swart (P-S), Eq. (2.5), correlaciona a amplitude de tensão (zero a pico) com o deslocamento, pico a pico, de um ponto distante a 89 mm do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão (UPC), localizado na “boca do grampo”. A fórmula advém de um modelo teórico experimental, que considera a parcela do cabo na vizinhança do ponto de restrição como uma viga de Euler (Figura 2.10). Desta forma, o nível de tensão nominal (zero a pico) em um fio da camada mais externa do cabo é proporcional à amplitude de deslocamento vertical pico a pico ( $Y_B$ ) do condutor com relação ao grampo de suspensão.

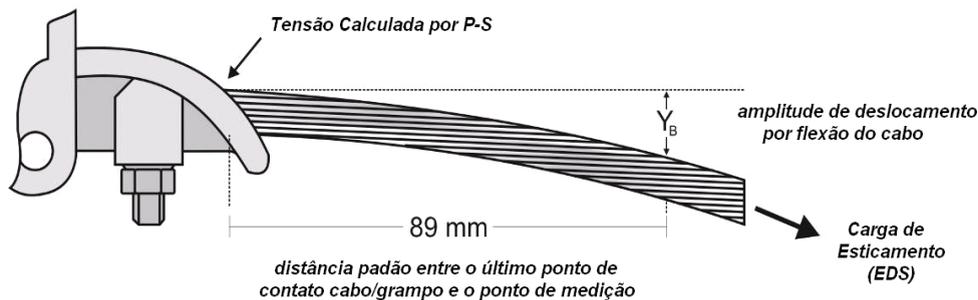


Figura 2.10 – Esquema da montagem cabo-grampo (Fadel, 2010).

O valor da tensão de flexão pode ser obtido pela Equação (2.5).

$$S_a = KYB \quad (2.5)$$

onde  $S_a$  [MPa] é a de tensão dinâmica (zero a pico),  $Y_B$  [mm] é a amplitude de deslocamento (pico a pico) e  $K$  [N/mm<sup>3</sup>] é coeficiente de Poffenberger, que é obtido pela Equação(2.6):

$$K = \frac{E_a d p^2}{4(e^{-px} - 1 + px)} \quad (2.6)$$

Sendo  $E_a$  [MPa] e  $d$  [mm], o módulo de elasticidade (Módulo de Young) e o diâmetro dos fios de alumínio da camada externa do cabo, respectivamente;  $x$  [mm] é a distância ao longo do cabo entre o UPC e o ponto de medição, padronizado como 89 mm (Figura 2.10). E o valor de  $p$  é igual a:

$$p = \sqrt{\frac{T}{EI}} \quad (2.7)$$

onde  $T$  [N] é a carga de esticamento para a temperatura média durante a medição,  $EI$  [N.mm<sup>2</sup>] é a rigidez a flexão do cabo, cujo valor mínimo é dado pela Equação (2.8):

$$EI_{min} = n_a E_a \frac{\pi d_a^4}{64} + n_s E_s \frac{\pi d_s^4}{64} \quad (2.8)$$

Em que  $n_a$ ,  $E_a$ ,  $d_a$  são, respectivamente, o número, diâmetro individual e o módulo de elasticidade dos fios de alumínio, e  $n_s$ ,  $E_s$ ,  $d_s$  são, respectivamente, o número, diâmetro individual e o módulo de elasticidade dos fios de aço (*steel*).

O condutor nesta abordagem, diferente de sua forma helicoidal original, é descrito como um feixe de fios individuais que são livres para se mover e tocar uns nos outros, e o valor mínimo ( $EI_{min}$ ) para rigidez à flexão é considerado. Quando o condutor aéreo vibra em amplitudes de flexão menores, os fios ficam juntos. Portanto, o condutor se comporta como uma haste sólida, aumentando ao máximo sua rigidez à flexão. Algumas abordagens para calcular o valor de  $EI$  que consideram aderência-deslizamento (*stick-slip*) entre os fios, que é a tensão de flexão dinâmica, podem ser encontradas em Papailiou (1997).

Observe que, quando se trata de condutores aéreos constituídos por fios com seções transversais não circulares, a aplicação da Equação (2.8) para cálculo do parâmetro  $EI$  não é adequada. Nestes casos, é necessário utilizar outro método que permita o cálculo preciso deste parâmetro, de acordo com a seção transversal dos fios. Para resolver a questão do cálculo, a Equação (2.8) é modificada para uma forma generalizada apresentada na Equação (2.8), onde  $EI_{cond}$  representa a rigidez total à flexão,  $E_j$  é o módulo de elasticidade e  $I_j$  é o momento de inércia para cada camada (incluindo o núcleo), calculado usando o teorema de Steiner. Esta modificação permite um cálculo aprimorado de  $EI_{cond}$ , considerando as características específicas de cada camada em seções transversais não circulares, como formas Trapezoidal e Aero-Z.

$$EI_{cond} = \sum_j^J E_j I_j \quad (2.9)$$

onde  $J$  representa o número de camadas.

O uso da Equação (2.6) demanda atenção especial, uma vez que a variação dinâmica da rigidez à flexão do cabo não é considerada nesta formulação (Azevedo, 2009). E para pequenos níveis de amplitude de tensão, espera-se que os fios individuais do condutor não deslizem entre si e, portanto, o cabo se comporta como uma barra rígida, respondendo a flexão com sua máxima rigidez. No entanto, à medida que a amplitude de vibração aumenta, os fios passam a escorregar e a rigidez a flexão se aproxima de  $EI_{min}$ . Assim, é possível concluir que, neste caso, a fórmula de *Poffenberger-Swart* é uma boa aproximação para os níveis de tensão na camada mais externa do cabo.

### **2.1.6 Metodologias de Estimativa de Vida em Fadiga e Critérios de Projeto para Linhas de Transmissão**

Em razão da complexidade do problema de fadiga em condutores é necessário definir critérios que visem proteger os condutores com relação a este processo, que envolve não apenas as tensões cíclicas responsáveis pela fadiga, mas também um problema de contato (*fretting*). Assim, é preciso quantificar a intensidade da vibração e adotar parâmetros de medida da resistência à fadiga da montagem condutor/grampo para prevenir a ocorrência de falhas. Dois critérios podem ser adotados: a metodologia EPRI (1979) e a metodologia IEEE (1966). As metodologias estabelecem limites máximos de vibração que possam ser suportados pelos condutores, o que possibilita o trabalho dos condutores em uma zona segura, visando vida infinita.

Para prever a vida remanescente em cabos condutores, a abordagem do dano cumulativo proposta pela CIGRÉ (2008) permite prever a vida remanescente em cabos condutores que tem por base a regra de acúmulo de dano proposta por Miner (1945).

As metodologias propostas possuem o mesmo princípio, em que, se a deformação ou tensão do cabo, medida no ponto 89 mm, forem inferiores aos limites propostos o cabo não apresentará problemas decorrentes à vibração eólica.

#### **2.1.6.1 Medida da Intensidade da Vibração**

Uma série de medidas padrão tem sido propostas para determinar a intensidade da vibração, de modo a garantir a resistência dos condutores aéreos à fadiga, dentre as quais se destacam:

- **Abordagem do IEEE: limite de deformação (IEEE, 1966)**

A metodologia é baseada na deformação em flexão máxima admissível. Segundo esta metodologia, a máxima deformação admissível na flexão alternada de um condutor CAA sem a indução do dano por fadiga é de 150  $\mu strain$  pico a pico. Além disso, IEEE considera que, em nenhum ciclo da história de carregamentos, a tensão ( $S_a$ ) poderá alcançar duas vezes o limite de fadiga. É possível, atualmente, observar que o valor sugerido pela IEEE é conservador. E em alguns casos, conforme definições de projeto, pode-se utilizar um valor de deformação em torno de 300  $\mu strain$ .

- **Limites de resistência EPRI: (Doocy, 1979)**

No *Orange Book* da EPRI é sugerido valores máximos de amplitude de flexão e de amplitude de tensão, que tende ao “limite de resistência à fadiga”, para condutores CAA. Caso esses valores, que correspondem a, no máximo, 0,23 mm (9 mils) ou 8,5 MPa, forem ultrapassados, a integridade do cabo estaria condenada pelo critério de fadiga. A amplitude de flexão foi calculada por meio de Poffenberger-Swart baseando-se no limite de resistência à fadiga obtida mediante de testes laboratoriais para diferentes tipos de cabos CAA de diferentes tamanhos.

A metodologia considera que a tensão dinâmica tende ao “limite de resistência à fadiga”, isso indica que o valor de número de ciclos até a ruptura é elevado, garantindo vida longa ao condutor. Na Tabela 2.5 são apresentados os limites de resistência conforme o número de camadas de fios de alumínio do cabo. Esses limites são recomendados para condutores com ligas Al 1350 ou 5005, enquanto para ligas 6201 ou similares um limite de 5,7 MPa é recomendado (Fadel, 2010).

Tabela 2.5 – Limites de Resistência a Fadiga do EPRI.

<b>Número de Camadas de Fios de Alumínio do</b>	<b>Limite de Resistência</b>
1	22,5
>1	8,5

No entanto, a literatura não apresenta limites de resistência a fadiga para outros tipos de condutores, como Aero- Z, ou para outros materiais de grampos não metálicos. Há uma

referência à extensão do critério EPRI, amplamente usada, que consiste em três tópicos:

1. Limite de resistência a fadiga é considerada admissível até 5% do total de ciclos ultrapasse a vibração referente ao limite de resistência;
  2. 1% do total de ciclos pode exceder 1,5 vezes o limite de resistência;
  3. Nenhum ciclo pode ultrapassar duas vezes o limite de resistência.
- **Metodologia do Cigré WG 22-04 – Avaliação da vida remanescente de condutores**

Nesta metodologia, CIGRÉ WG 22-04, é considerado a quantificação do dano sofrido pelo condutor durante sua vida em serviço. Ela é baseada na superposição de dois conjuntos de dados: i) As curvas S-N (características de resistência à fadiga, obtidas a partir da condução de testes de fadiga em condutores no laboratório) ou utilizar uma curva teórica obtida a partir de um banco de dados para cabos condutores denominado de *Safe Border Line* (CIGRÉ WG 22-04), e, ii) dados de campo, para avaliar a severidade da vibração sofrida pelo condutor, utilizando um medidor de vibrações instalado na linha viva, denominado vibrógrafo (Figura 2.11), que mede os níveis de amplitude de vibração pico a pico ( $Y_B$ ) no ponto 89 mm e as respectivas frequências durante um tempo especificado.

Para cada amplitude de deslocamento ( $Y_{Bi}$ ) é associado um carregamento em blocos com  $N_i$  ciclos. Com isso, a tensão  $S_{ai}$ , à qual o cabo ficou exposto a cada bloco de carregamentos, é determinada por meio da fórmula P-S. Usando a curva S-N, que estabelece o limite de ciclos que o cabo resiste para cada tensão e aplicando a Regra de Miner é possível estimar quanto da vida do cabo foi consumido no período de medição. Assumindo que o período de medição é representativo da média de solicitações que o cabo sofre ao longo de sua vida é possível extrapolar e estimar quanto da vida do cabo foi consumido em  $n$  anos de serviço e em quantos anos espera-se uma falha catastrófica.

Os parâmetros de deformação e tensão não são fáceis de serem medidos em campo e não representam a complexidade do comportamento mecânico observado na região de falha, Hard (1958) e Rawlings (1959). Assim, a aplicação das outras metodologias (IEEE e EPRI) pode ser prejudicada. Além disso, parâmetros como a geometria e material dos cabos e dos grampos e as condições de montagem podem alterar os valores das tensões entre um caso e outro, variando a correlação entre dada amplitude e um nível de tensão ou deflexão, Fadel

(2010). Deste modo, a amplitude de flexão prevista no método da CIGRE é a mais usada na determinação da severidade de vibrações em linhas em operação, IEEE, 1966.

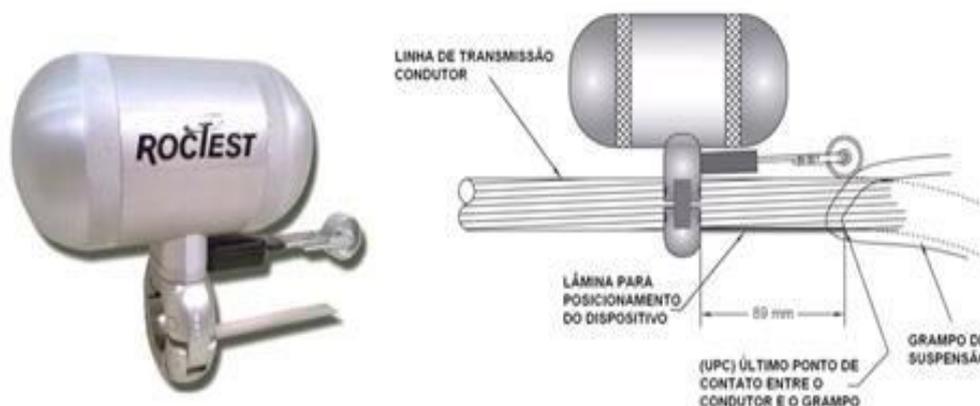


Figura 2.11 –Vibrógrafo tipo Pavica e esquema da montagem do no condutor (Vilela, 2013).

Há dois modos de aplicar a metodologia proposta pela CIGRE: *i*) adoção de uma curva padrão, denominada Curva Limite de Segurança da CIGRE, e, *ii*) uso de curvas S-N obtidas em laboratório para a mesma montagem cabo grampo que se deseja avaliar utilizando condições de ensaio o mais próximas das reais possível.

A curva padrão fornece valores extremamente conservativos, com vidas até 8 (oito) vezes menores que aquelas obtidas dos testes em laboratório, Fadel (2010). Por isso, é importante o levantamento de curvas específicas para cada condutor, uma vez que resultados em um conjunto condutor/grampo podem ser diferentes a outro conjunto.

Segundo o relatório da CIGRE (2006) “Apesar das limitações de cada critério proposto como base para a determinação da vida em fadiga dos cabos condutores, os critérios apresentados a seguir são mais utilizados para estabelecer a severidade da vibração em linhas de transmissão, e, portanto, adotados como regra de projeto nas principais instalações elétricas em todo mundo, bem como os percentuais de utilização”:

- 59% utilizam a máxima deformação à flexão do IEEE (1978);
- 16% utilizam o Limite de Resistência EPRI (1979);
- 6% utilizam o método CIGRÉ WG 22-04 (1985);
- 19% utilizam outros critérios não especificados, entre eles cabe registrar a ABNT–NBR 5422 (ABNT, 1985).

### 2.1.7 Limites de Resistência à Fadiga de Cabos Condutores

Segundo publicações da CIGRE (1979 e 1995), a vida útil média do cabo condutor é de aproximadamente trinta anos. Há duas abordagens principais para a definição da vida em fadiga de condutores aéreos (CIGRE, 2006):

- **Abordagem do Dano Acumulativo (Cumulative Damage Approach)**

Esta abordagem é baseada no método CIGRE, na qual, a evolução do processo de fadiga aumenta gradativamente a cada ciclo de vibração durante a vida útil do condutor, até a ocorrência da ruptura. Esta acumulação é linear a partir da Teoria de *Miner*, em que são feitas considerações probabilísticas quanto à recorrência de ventos que ocasionam vibração e, quanto às curvas de resistência à fadiga do condutor (curva S-N ou de *Wölher*). Assim, as tensões seguras são calculadas a partir de uma vida útil do condutor considerada aceitável.

- **Abordagem do Limite de Resistência (*Endurance Limit Approach*).**

A abordagem se baseia nos métodos IEEE e EPRI. Nela é considerado que a manutenção dos níveis de vibração abaixo de limites determinados proporciona uma vida infinita ao condutor. Desta forma, as tensões seguras são determinadas de forma que estes limites não sejam ultrapassados. A Abordagem do Limite a Resistência pode ser considerada como um caso específico da Abordagem do Dano Acumulativo, na qual a vida útil estimada do condutor tende ao infinito e, portanto, é mais conservativa.

### 2.1.8 A Curva Limite de Segurança da CIGRÉ

A curva *Cigre's Safe Border Line* (CSBL) foi proposta pelo Comitê de Estudos de Linhas Aéreas (SC 22), a qual foi obtida após a compilação de vários resultados de ensaios de fadiga, com EDS de 18%, realizados em diversos laboratórios do mundo, utilizando fios de alumínio, fios de liga de alumínio, condutores de alumínio e de alumínio liga. Assim, a curva limite (Figura 2.12) representa uma estimativa conservadora da vida útil dos condutores e/ou fios. Vale ressaltar que, a metodologia proposta pela CIGRE (1985), que utiliza a abordagem do dano cumulativo, foi definida a partir da CSBL. A Figura 2.12 apresenta a curva *Safe Border Line*, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRÉ. Nessa figura, é possível observar que as curvas superiores se referem a fios separados (Al liga e Al puro) e as curvas inferiores se referem aos diversos condutores.

A curva CSBL é representada pela seguinte equação, que é uma expressão tipo Basquin:

$$S_a = ANb \quad (2.10)$$

Em que,  $S_a$  é a tensão dinâmica em MPa,  $N$  é a vida em ciclos e  $A$  e  $b$  são constantes obtidas através da Tabela 2.6. Nesta tabela observa que os valores das constantes se alteram para cabos com uma ou mais camadas de fios de alumínio. Deste modo, para os cabos com mais de uma camada de fios de alumínio, a CSBL é dada pela expressão:

$$S_a = 450N - 0,2 \quad (2.11)$$

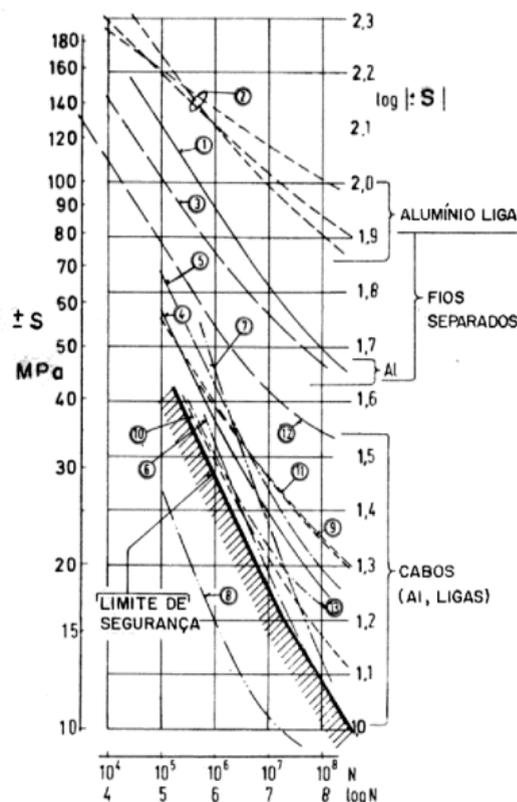


Figura 2.12 – Curva Safe Border Line, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRE (CIGRE, 2003 modificado).

A abordagem da CIGRE para estimativa da vida do condutor será adotada neste trabalho em forma de comparação da previsão de vida fornecida pela CSBL com aquela fornecida pelas curvas S-N obtidas experimentalmente.

Tabela 2.6 – Constantes da Curva Limite de Segurança (CSBL). (CIGRE, 1985).

Nº de camadas de fios de alumínio do cabo condutor	$N < 2.10^7$		$N > 2.10^7$	
	A	b	A	b
1	730	-0,2	430	-0,168
>1	450	-0,2	263	-0,168

### 2.1.9 Critério de Projeto $H/w$

Outro critério adotado em projetos de linhas de transmissão é o parâmetro  $H/w$ , também chamado de constante de catenária foi considerado adequado pela CIGRÉ até meados de 2000. Este parâmetro correlaciona a amplitude modal da vibração, que é função da excitação e das características do cabo, aos parâmetros da catenária. Onde  $H$  é a carga de tração do condutor na temperatura média do mês mais frio do ano (carga de esticamento do cabo) e  $w$  é o peso por unidade de comprimento. Esses parâmetros representam a rigidez, a massa e implicitamente a quantidade de auto-amortecimento da montagem. Isso porque, há uma redução do auto-amortecimento quando um cabo está mais esticado e a parcela não dissipada da energia do vento se transforma em amplitude de vibração que atua na formação do dano. Portanto, o estabelecimento das tensões de tração estática em condutores aéreos em fase de projeto é fundamental para manter a altura do vão livre dentro da faixa de segurança.

O parâmetro  $H/w$  apresenta vantagens como critério guia em relação ao estudo de fadiga em condutores quando comparado à EDS, apesar de ainda não representar a solução definitiva para este estudo. Nesse contexto, a seguir são apresentados fenômenos importantes em que o  $H/w$  está inserido:

- O  $H/w$  relaciona a influência da energia induzida pelo vento com o diâmetro do condutor. A potência máxima ( $P_{m\acute{a}x}$ ) que pode ser transmitida pela corrente de ar ao condutor é:

$$P_{m\acute{a}x} = \frac{1}{2} m V_x \sqrt{\frac{H}{w}} \quad (2.12)$$

em que,  $V_x$  é a velocidade do vento e  $m$  é a massa do condutor por unidade de comprimento.

- O  $H/w$  pode ser escrito em função: das áreas dos fios de alumínio/aço ( $A_{al}$ ,  $A_{aço}$ ), das tensões médias ( $S_{m,al}$ ,  $S_{m,aço}$ ) e densidades dos materiais dos fios de alumínio e de aço, respectivamente ( $\rho_{al}$ ,  $\rho_{aço}$ ).

$$\frac{H}{w} = \frac{A_{al} S_{m,al} + A_{aço} S_{m,aço}}{g(A_{al} \rho_{al} + A_{aço} \rho_{aço})} \quad (2.13)$$

- A tensão de tração estática no condutor, relacionada ao  $H/w$ , está ligada a vida em fadiga do cabo como provado por Fadel *et al.* (2012).
- À medida que a carga de tração ( $H$ ) é aumentada, ocorre diminuição no escorregamento dos fios.

Com isso, ocorre a redução do auto-amortecimento do condutor, afetando a vida em fadiga dele. Vale ressaltar que, o auto-amortecimento pode representar uma das principais formas de dissipação de energia de vibração do condutor.

- Para o mesmo valor de  $H/w$  todos os condutores terão a mesma flecha de catenária do condutor em suspensão, dada pela equação:

$$s = \frac{H}{w} \left[ \cosh \left( \frac{Lw}{2H} \right) - 1 \right] \quad (2.4)$$

onde,  $s$  é a expressão da flecha e  $L$  corresponde ao comprimento do vão.

A Figura 2.13 correlaciona a variação do parâmetro  $H/w$  ao parâmetro  $LD/m$  que fornece as características do cabo utilizado e do vão, como comprimento do vão, diâmetro do cabo e massa do condutor. Essa figura aponta os limites para seleção do  $H/w$  com ou sem amortecimento.

Este critério, descrito em detalhes no *Orange Book* (EPRI, 1979), estabelece que a relação  $H/w$  está limitada aos valores apresentados na Tabela 2.7 (adaptada da referência). Nesta tabela o  $H/w$  é definido considerando o tipo de terreno em que será instalada a linha de transmissão.

A partir de uma análise da Tabela 2.7 é observado que a condição mais conservativa é verificada para terrenos do tipo A. Neste tipo de terreno é empregado um valor de  $H/w$  mais conservativo, no qual a carga de tração deve ser menor para proporcionar maior auto-amortecimento ao condutor. Já nos terrenos da categoria D, os condutores suportariam maior carga de tração, devido a menor intensidade de vibração gerada pelo vento. Assim, um valor maior de  $H/w$  é admitido.

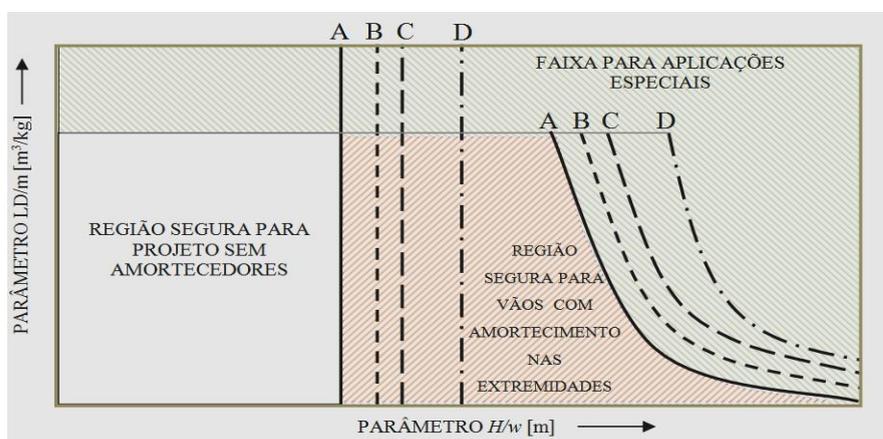


Figura 2.13 – Recomendações para a seleção da EDS com e sem amortecimento em  $H/w$  (Rocha, 2016).

Tabela 2.7 – Limites do parâmetro  $H/w$  para proteção contra danos nos condutores por vibração (Badibanga, 2017).

<i>Categoria</i>	<i>Características do Terreno</i>	<i>H/w</i>
------------------	-----------------------------------	------------

<i>do Terreno</i>		
A	Aberto, plano, sem árvores, sem obstruções, com cobertura de neve, próximo a grandes lagos, rios largos ou mares, desertos planos	1000
B	Aberto, plano, sem árvores, sem obstruções, sem neve, como em áreas rurais sem obstruções	1125
C	Aberto, plano, sem ondulações com pouquíssimos obstáculos, vegetação rasteira ou fazendas com poucas árvores, sebes e outras barreiras, além de prados e tundra.	1225
D	Área construída com algumas árvores e prédios, por exemplo, subúrbios residenciais, pequenas cidades, bosques e arbustos, campos com pequenos arbustos, árvores e sebes.	1425

Segundo Claren (1978), os diferentes tipos de condutores (CA, CAA, CAL, ACAR) deveriam apresentar valores de resistência à fadiga aproximados quando sujeitos ao mesmo valor de  $H/w$ , uma vez que é considerada a condição de razão constante (3:1) entre os módulos de elasticidade e massa específica do alumínio e aço que constituem os cabos. Desta forma, considerando  $S_s = 3S_{al}$  e  $S\rho_s = 3\rho_{al}$ , na Equação (2.13), evidencia-se que o parâmetro  $H/w$  independe da quantidade de aço no condutor.

A tensão média atuante nos fios de alumínio,  $S_m$ , pode ser aproximada por uma função constante, diretamente proporcional ao parâmetro  $H/w$  independente da quantidade de aço no condutor, considerando uma constante ( $k$ ), que correlaciona a aceleração da gravidade e densidade dos fios de alumínio. O parâmetro  $H/w$  leva em consideração a relação de aço alumínio no condutor. E a tensão de tração estática também é levada em consideração pelo parâmetro  $H/w$ . A partir da Equação (2.13), tem-se:

$$S_m \cong k \frac{H}{w} \quad (2.5)$$

$$k = g\rho_{al} \quad (2.6)$$

onde,

$g$ : aceleração da gravidade [ $m/s^2$ ];

$\rho_{al}$ : densidade do alumínio [ $kg/m^3$ ];

$H$ : carga de tração horizontal [ $kgf$ ];

$w$ : peso do cabo por unidade de comprimento [ $kgf/m$ ].

Contudo, Barret & Motils (2001) afirmam que o parâmetro  $H/w$  se mostra ineficiente na proposta de se manter constante a tensão do alumínio para diferentes tipos de condutores. A proposição inicial do  $H/w$  que os módulos de elasticidade e massas específicas possuem razão de proporção constante (3:1)

não leva em consideração efeitos de temperatura e deformações permanentes nos materiais dos condutores, (Rocha, 2016). Ressaltando que a diferença entre os coeficientes de dilatação térmica do aço e alumínio podem provocar comportamentos distintos destes materiais em determinadas faixas de temperatura. Como por exemplo, em uma temperatura média de  $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$  a tensão do aço no condutor equivale a cerca de 2,83 vezes a tensão do alumínio, enquanto, que em temperatura ambiente a tensão do aço atinge valores até 4,7 vezes maior que a tensão do alumínio. E com o decréscimo da temperatura o alumínio sofre contração até duas vezes mais rápido que o aço e as tensões variam de maneira proporcional (Barret & Motils, 2001).

A Figura 2.14 ilustra a variação do parâmetro em função do tipo de condutor e temperatura. Para elevadas tensões no alumínio é necessária baixa temperatura de operação para que o  $H/w$  seja válido. Assim, o parâmetro  $H/w$ , segundo Barret & Motlis (2001), se mostra acurado para certas faixas de temperatura.

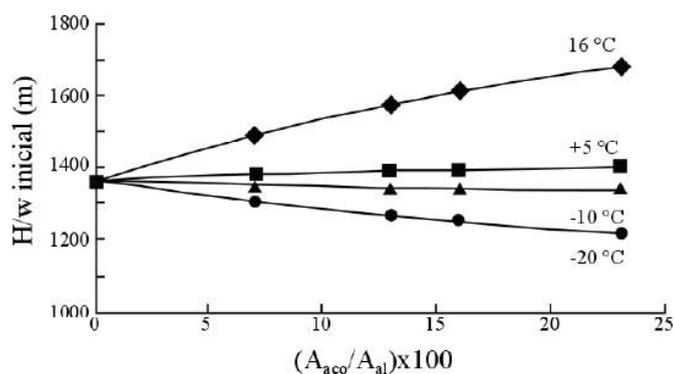


Figura 2.14 –  $H/w$  em função da razão de área transversal dos materiais do condutor para variadas temperaturas (Barret & Motils, 2001).

O parâmetro  $H/w$ , mesmo com restrições, representa um dos critérios de projeto mais aceitáveis e utilizados dentre as alternativas acessíveis, atualmente (Rocha, 2016).

## 2.2 EFEITO DA TENSÃO MÉDIA

A tensão média de tração influencia expressivamente o processo de fadiga. Esse componente de tensão não nula e positiva somada ao componente de tensão alternada acelera a falha por fadiga de um elemento mecânico, (Pestana, 2017), correspondendo a um comportamento diferente de um carregamento puramente alternado (Norton, 2005). A resistência à fadiga do material é reduzida de forma significativa, pois a tensão média atua “abrindo” as trincas presentes. Quando a tensão média é positiva (operando sob tração e esforços cíclicos de flexão) pode influenciar na propagação da trinca, pois a tendência é acelerar o processo de fadiga, pois neste caso há um favorecimento do crescimento da trinca. Diferentemente da tensão média negativa (em flexão cíclica sob compressão), que retarda

este processo, pois a tensão média atuará fechando trincas presentes (Murça, 2011). Este efeito da tensão média é apresentado de forma ilustrativa na Figura 2.15.

No presente trabalho, o ponto de maior relevância é a avaliação do efeito da tensão média nos condutores uma vez que estes elementos estruturais operam sob ação de cargas de esticamento que estão diretamente relacionadas às cargas de contato entre os fios do cabo e as estruturas de suporte, alterando a severidade do *fretting* presente no processo de fadiga.

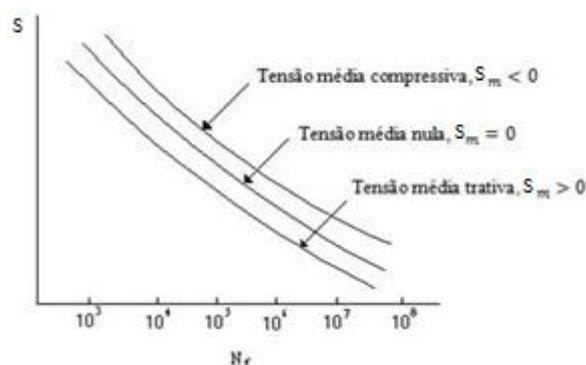


Figura 2.15 – Efeito da tensão média na vida em fadiga (Souza, 2011).

A maioria dos resultados experimentais de resistência à fadiga encontrados na literatura foi determinada para condições de ciclo alternado de tensões com tensão média igual a zero ( $S_m = 0$ ). Porém, frequentemente ocorrem situações em que a tensão média é diferente de zero ( $S_m \neq 0$ ). Nestes casos, as curvas de resistência à fadiga sofrem alterações significativas. Conforme a Figura 2.16, para diferentes valores de tensão média, é necessária uma queda da amplitude dinâmica,  $S_a$ , para que se obtenha a mesma vida à medida que aumenta a tração aplicada. Na Figura 2.16 a amplitude de oscilação, tensão alternada ( $S_a$ ), é função de número de ciclos ( $N$ ).

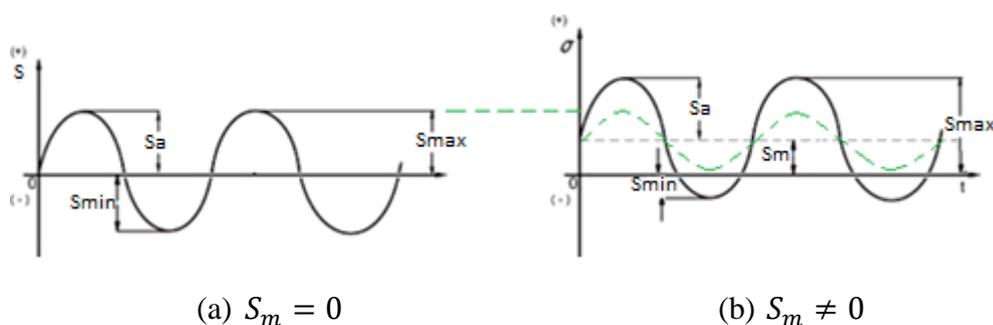


Figura 2.16 – Variação da tensão alternada no limite de tensão máxima de acordo com a tensão média (SOUZA, 2011).

Uma forma de analisar os dados de fadiga consiste em plotar os pares de valores ( $S_a, S_m$ ) que produzem as mesmas vidas (diagramas de vida constante), que representam os efeitos da tensão média. Desta forma, as diferentes combinações de amplitudes de tensão e tensões médias

estabelecem regiões onde um componente poderia atuar sem falhar por fadiga após um determinado número de ciclos de carregamento, (Dowling, 2008).

Os efeitos da tensão média na vida em fadiga dos materiais têm sido objeto de estudos desde o final do século XIX. Em 1874, Gerber iniciou os primeiros estudos para estabelecer o efeito

da tensão média no limite de fadiga dos materiais, publicando seu trabalho sobre tensões admissíveis que poderiam ser aplicadas em projetos de pontes ferroviárias. Já em 1899, Goodman propôs utilizar a teoria dinâmica para determinar a carga máxima admissível em uma estrutura. Segundo esta teoria, uma peça de um determinado material após aplicação de cargas repetidas, pode romper se a tensão dinâmica equivalente exceder a resistência estática do material (Shigley *et al.*, 2005). Para Goodman, a utilização da teoria dinâmica se justifica pela facilidade na utilização e apresentava resultados tão bons ou melhores do que as outras fórmulas de projeto disponíveis na época.

As relações de Gerber e Goodman são apresentadas nas Equações (2.17) e (2.18), respectivamente. Estes modelos relacionam amplitude de tensão e a tensão média experimentada pelo material, estabelecendo limites onde um componente possa operar sem falhar por fadiga após um número de ciclos de carregamento.

Equação de Gerber (1874), mais utilizada para materiais dúcteis:

$$P_{Gerber} = \frac{S_a}{\left(1 - \left(\frac{S_m}{S_{rt}}\right)^2\right)} \quad (2.7)$$

Equação de Goodman (1899), mais utilizada para materiais quebradiços (materiais frágeis):

$$P_{Good} = \frac{S_a}{\left(1 - \frac{S_m}{S_{rt}}\right)} \quad (2.8)$$

onde,

$S_a$ : limite de fadiga na presença de  $S_m$ ;

$S_m$ : tensão normal média;

$P_*$ : limite de fadiga para  $S_m = 0$ , tensão equivalente totalmente reversa;

$S_{rt}$ : limite de resistência à tração.

Na Figura 2.17 é ilustrada a forma geral das relações de Goodman e de Gerber quando elas são visualizadas utilizando-se o diagrama de Haigh.

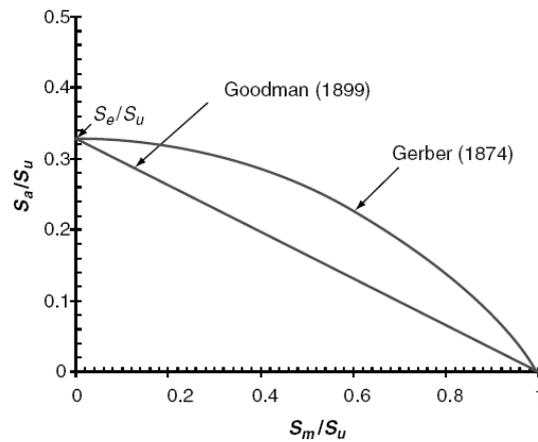


Figura 2.17 – Representação Esquemática das Relações de Goodman e Gerber (Souza, 2011).

A partir de então, várias outras teorias procuraram traduzir matematicamente os resultados experimentais que se analisavam o efeito da tensão média, como a de Soderberg (1930), que propôs a alteração da equação de Goodman, substituindo o termo associado ao limite de resistência à tração do material,  $S_{rt}$ , pelo limite de escoamento do material,  $S_y$ , (Souza, 2011).

$$P_{Soder} = \frac{S_a}{\left(1 - \frac{S_m}{S_y}\right)} \quad (2.9)$$

em que,  $S_y$  é o limite de escoamento do material estudado.

Em geral, a curva de Goodman é usada para metais com baixa ductilidade como aços de alta resistência, por outro lado, materiais frágeis como o ferro fundido tendem a apresentar seus dados experimentais abaixo dessa. Já o método de Soderberg é muito conservativo. Ele fornece uma margem de segurança mais alta quando usada para dimensionamento. A tensão limite de fadiga de Soderberg é mais baixa, sendo mais usada por ser definida pela tensão de escoamento, traduzindo melhor o comportamento real do material a fim de garantir a não ocorrência de falha por fadiga ou escoamento do material.

Para obter uma curva que se ajuste aos materiais frágeis, foi proposto por J. Morrow, na década de 1960, (Equações (2.20) e (2.21)) modificações na equação de Goodman, sugerindo: que  $S_{m\acute{a}x}$  não poderia exceder a resistência à fadiga do material  $S'_f$  em uma reversão (Souza, 2011). Ele substituiu o limite de resistência  $S_{rt}$  presente no modelo de Goodman, pelo coeficiente de resistência à fadiga  $S'_f$  do material ou pela tensão verdadeira de resistência à fadiga  $S'_{fB}$ , quando  $S'_f > S_{rt}$ . As equações que Morrow propôs apresentam resultados razoáveis para aços e ligas de alumínio (Belorio, 2009).

$$P_{Morrow} = \frac{S_a}{\left(1 - \frac{S_m}{S'_{fB}}\right)} \quad (2.20)$$

$$P_{Morrow} = \frac{S_a}{\left(1 - \frac{S_m}{S'_f}\right)} \quad (2.21)$$

Na Figura 2.18 pode ser observada a diferença entre as relações de Goodman e de Morrow. Neste diagrama, o valor negativo do declive da linha é denominado como o fator sensibilidade a tensão média,  $M$ . Se este fator for conhecido, a equação para a correção da tensão média é expressa pela Equação (2.22).

$$P_* = S_a + M S_m \quad (2.10)$$

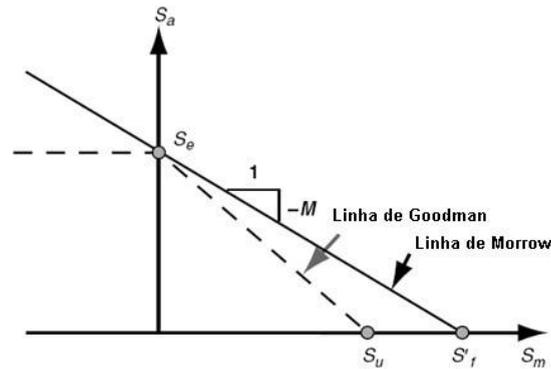


Figura 2.18 – Representação Esquemática das Relações de Goodman e de Morrow (Souza, 2011).

A relação proposta por Smith, Watson e Topper (SWT) é indicada a fim de contornar o problema da previsão de falha sob condições de carregamentos com amplitudes de tensão relativamente baixas e tensões médias relativamente elevadas (Smith *et al.*, 1970, *apud* SOUZA, 2011, p14). Nessa relação, a tensão equivalente ao limite de resistência à fadiga  $S_{P_*}$  (na condição  $R = -1$ ) é expressa pelas Equações (2.23), (2.24) e (2.25). A relação de SWT é aplicável para todos os materiais, já que não possui variáveis relativas às características dos materiais.

$$P_{SWT} = \sqrt{S_{max} S_a} \quad (2.23)$$

$$P_{SWT} = S_{max} \left(\frac{1 - R}{2}\right)^{1/2} \quad (2.2411)$$

$$P_{SWT} = S_a \left(\frac{2}{1 - R}\right)^{1/2} \quad (2.25)$$

Em um estudo comparativo dos modelos apresentados anteriormente, Dowling *et al.* (2008)

observaram: i) o método de Goodman é impreciso para alguns tipos de materiais como aço e liga de titânio; ii) o modelo de Morrow (1969) é eficiente para aço, mas seu uso em ligas de alumínio tem resultados duvidosos, e, iii) o modelo SWT é eficiente para liga de alumínio e de simples aplicação.

Na Figura 2.19 são apresentadas as curvas padrão indicadas por Goodman, Gerber, Soderberg, Morrow e SWT. Estas curvas permitem correções dos efeitos do valor da tensão média não nula sobre a vida em fadiga. A partir destas curvas com tensão média nula é possível extrapolar o comportamento do componente mecânico em análise. Sendo que, para cada critério, os pontos na (ou acima da) respectivas linhas indicam região de falha por fadiga.

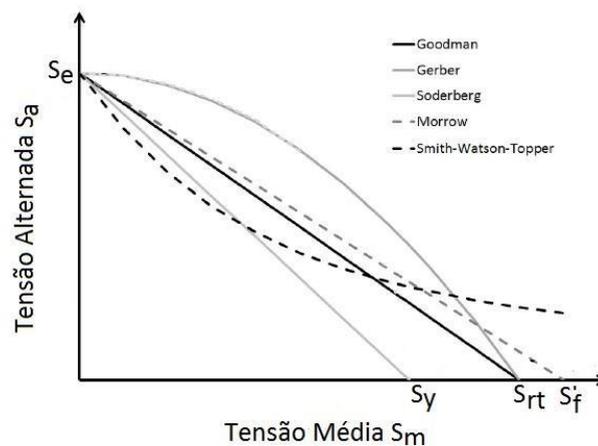


Figura 2.19 – Gráfico comparativo dos modelos de Goodman, Gerber, Soderberg, Morrow e SWT (Souza, 2011).

Em geral, o modelo SWT adere de forma muito satisfatória a dados experimentais de fadiga para a maioria dos metais estruturais e parece funcionar muito bem para ligas de alumínio. Com isso, seria uma boa opção no desenvolvimento de um modelo de influência da tensão média na resistência à fadiga de um condutor. A tensão base seria diferente de zero na tensão equivalente à EDS ou  $H/w$  aplicado ao cabo.

Ainda em 1970, Walker apresentou um modelo semelhante ao SWT, no qual utiliza um fator  $\gamma$  que possibilita um ajuste da curva em relação aos dados experimentais. O modelo de Walker é representado pelas Equações (2.26), (2.27) e (2.28), Souza (2011).

$$P_{Walker} = S_{max}^{1-\gamma} S_a^\gamma \quad (2.26)$$

$$P_{Walker} = S_{max} \left( \frac{1-R}{2} \right)^\gamma \quad (2.27)$$

$$P_{Walker} = S_a \left( \frac{2}{1-R} \right)^{1-\gamma} \quad (2.28)$$

Quando o valor  $\gamma$  é igual a 0,5, o critério de Walker se torna igual ao SWT.

A partir, também, de considerações empíricas, Kwofie (2001) propôs um modelo matemático a fim de descrever o efeito da tensão média sobre a resistência à fadiga. Para esse modelo, a relação tensão vida será representada pela Equação (2.29).

$$P_{Kwofie} = S_a e^{\left( \alpha' \frac{S_m}{S_{rt}} \right)} \quad (2.29)$$

Onde,  $\alpha'$  é um parâmetro que representa a sensibilidade do material a presença da tensão média. Segundo Kwofie, o valor de  $\alpha$  é da ordem de um. Se o material apresentar insensibilidade à presença da tensão média, o parâmetro tenderá a zero. Enquanto, se o material apresentar uma forte sensibilidade à presença da tensão média, este parâmetro será maior que um.

A partir da Equação (2.30), pode-se verificar com facilidade, que dependendo do valor de  $\alpha$ , o modelo generalizado de Kwofie descreve alguns modelos clássicos citados anteriormente. Isso pode exemplificado quando considerar  $\alpha = 1$ , a equação de Kwofie será igual a fórmula de Goodman (Eq. (2.18)).

$$P_{Kwofie} \cong \frac{S_a}{\left( 1 - \alpha' \frac{S_m}{S_{rt}} \right)} \quad (2.30)$$

## **CAPÍTULO 3**

### **3 MATERIAIS E MÉTODOS**

Neste capítulo encontram-se descritos os materiais utilizados, o processo experimental dos testes realizados, bem como a metodologia aplicada para a avaliação do efeito da tensão média utilizando os modelos já existentes e a estratégia para obtenção da curva mestra. Vale ressaltar que para a avaliação da tensão média e a elaboração da curva mestra foram utilizados dados coletados de testes realizados no Laboratório de Integridade Estrutural de Análise em Cabos (LabCabos) - Universidade de Brasília (UnB), e dados resultantes de testes realizados pela autora desta tese.

A análise do procedimento experimental encontra-se dividida nas etapas a seguir: i) Confeção de curvas S-N a partir dos testes de fadiga dos cabos condutores; ii) Avaliação do comportamento das tensões médias nos cabos condutores por meio dos modelos de efeito de tensão média, determinando qual é o modelo que melhor aplica aos cabos estudados.

#### **3.1 MATERIAIS**

A seguir serão apresentadas as principais características técnicas dos condutores empregados na pesquisa. Cabe ressaltar que cada ensaio foi realizado com amostras novas, tanto de condutor quanto de grampo, de forma a evitar qualquer tipo de influência química ou mecânica nos resultados.

##### **3.1.1 Cabo Conductor**

Para realizar a investigação do efeito da tensão média em cabos condutores, cinco categorias de cabos foram selecionadas com objetivo de abranger os tipos de condutores mais empregados em linhas de transmissão de energia. As categorias são:

- CAA (cabo de alumínio com alma de aço);
- CAL (cabo de alumínio liga);
- Aero-Z (os fios de alumínio são em forma de 'Z');
- CA (cabo de alumínio);
- ACAR (cabo de alumínio reforçados com alumínio liga).

No total, onze cabos foram utilizados para a pesquisa. Sendo: quatro cabos de alumínio com

alma de aço (CAA), sendo que um condutor tem seção transversal dos fios em forma de trapézio; três cabos de liga de alumínio (CAL), dois do tipo Aero-Z (um com alma de aço e outro com alma de compósito), um cabo de alumínio (CA) e um cabo de alumínio reforçado com alumínio liga (ACAR). O material dos fios de alumínio das categorias CAA, Aero-Z, CA e ACAR é o Al 1350-H19 e os fios dos condutores CAL são de Al 6201- T81 ou Al 1120-H16. Os condutores CAL, assim como os CA, não possuem alma, os fios de alumínio são encordoados em coroas concêntricas.

As propriedades mecânicas das ligas de alumínio (Al 1350-H19, Al 6201-T81 e Al 1120-H16) dos condutores investigados neste trabalho estão indicadas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Propriedades mecânicas das ligas de alumínio presentes dos condutores utilizados no trabalho: Al 1350 - H19, Al 6201 - T81 e Al 1120 (Matos, 2020).

Material	Módulo de Elasticidade e [GPa]	Resistência ao Escoamento [MPa]	Resistência à Tração [MPa]	Dureza [HV]	Deformação na Ruptura [%]
Al 1350 - H19	68,9	165	186	50	≥ 1,7
Al 6201 - T81	63	306	311	90	7
Al 1120 - H16	64	245	248	56	6

Comparando diretamente os tipos de alumínio, o Al 6201 possui propriedades mecânicas superiores. Desta forma, condutores formados pelo Al 6201 podem trabalhar com uma carga de tração maior, o que reduz os custos com a metragem do condutor lançado na linha de transmissão. Já condutores fabricados a partir do Al 1120-H16 possuem a capacidade de transmitir mais energia elétrica para uma mesma seção transversal, o que reduz a quantidade de material utilizado na fabricação e, conseqüentemente, o peso que é suportado pelas torres de transmissão. Na Tabela 3.2 são apresentadas as propriedades mecânica e geométrica de cada cabo analisado.

A Tabela 2.3 ilustra a configuração geométrica (seção transversal) dos diferentes tipos de condutores utilizados na pesquisa. Nela são apresentados os exemplos de cada tipo de cabo condutor. O exemplo do tipo CAA é um cabo formado por uma alma de aço, 1 camada com 6 fios e um fio no centro, totalizando 7 fios de aço; e duas camadas de fios de alumínio AL1350-H19, num total de 26 fios, sendo 16 na camada mais externa e 10 na camada interna. O que pode diferenciar este condutor com os outros da mesma classe é: o diâmetro de cada fio de alumínio/aço; número de camadas de fios de alumínio ou a geometria do “fio” de

alumínio, como por exemplo uma geometria em formato trapezoidal.

Os condutores do tipo CAL são exemplificados por um condutor com 37 fios de alumínio da liga 6201 ou liga 1120 (3 camadas e um fio central), enquanto um outro CAL da liga 6201 estudado possui 61 fios de alumínio (4 camadas e um fio central). O cabo do tipo Aero-Z com alma de aço, também representado, com 7 fios de aço no núcleo e 26 fios de alumínio 1350 em forma de ‘Z’, ao passo que, o condutor Aero-Z com núcleo de compósito (fibra de carbono como matriz) possui 30 fios de alumínio 1350 em formato de ‘Z’. O condutor da classe CA tem 37 fios de alumínio 1350 encordoados em coroas concêntricas e não há alma. Por último, o condutor do tipo ACAR é representado na tabela contendo 37 fios de alumínio, em que a coroa mais externa é composta por 18 fios de alumínio 1350 que envolve os (19) fios de Al 6201-T82 das camadas internas.

Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas e geométricas dos diferentes condutores utilizados.

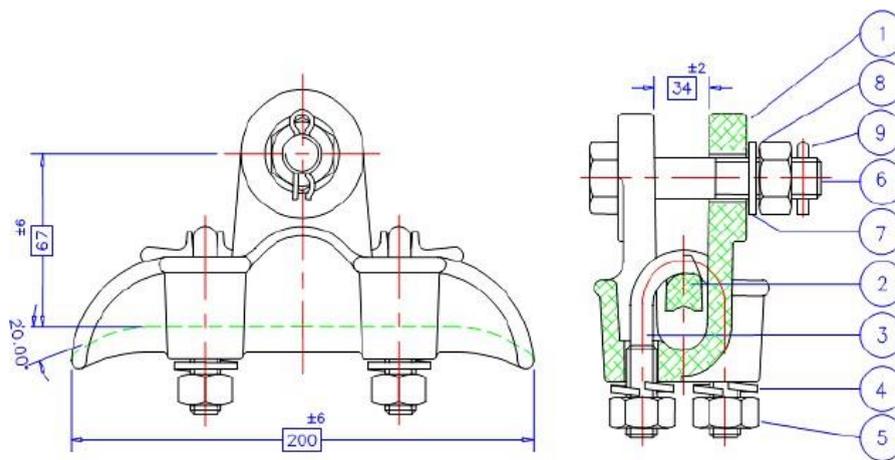
Conductor	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10	C11	
	AAC		ACSR			Aero Z		AAAC		ACAR		
	**	**	Fio trapezoidal	**	**	Alma de aço	Alma de compósito	**Al 6201	**Al 1120			
Diâmetro do Conductor (mm)	23,0	25,20	18,30		27,03	18,30	24,00	27,74	30,06	26,53	25,32	
Alumínio	37	26	26	26	21-15-9	16-10	18-12	-	-	-	18	
Número de fios	Alumínio Liga							18-12-6-1	24-18-12-6-1	18-12-6-1	12-6-1	
	Aço	-	7	7	7	7	-	-	-	-	-	
Diâmetro dos fios (mm)	Alumínio	3,33	3,97	-	3,14	3,38	-	-	3,96	3,79	3,79	3,62
	Aço	-	3,09	2,24	2,44	2,25	2,24	-	-	-	-	
Massa Linear (kg/m)	0,89	1,30	0,82		1,34	0,82	1,07	1,25	1,47	1,15	1,05	
Resistência à Tração (kN)	50,50	112,10	62,05		98,20	65,76	105,02	131,66	151,96	95,21	84,71	

\*\*Fio redondo

### 3.1.2 Grampo de Suspensão

O elemento de ligação entre o cabo condutor e os isoladores da linha de transmissão é o grampo de suspensão. O grampo utilizado na realização dos ensaios foi o monoarticulado, fornecido pela Forjasul (Figura 3.1). O grampo de suspensão é composta por duas partes principais, o corpo e tampa (ou telha). O material dessas partes é composto de liga de alumínio (elevada resistência mecânica, não magnética e resistente à corrosão), de

elementos ferrosos de aço carbono e zincado por imersão a quente, conforme NBR 6323. As duas cupilhas (contrapino) podem ser de latão duro, bronze ou aço inoxidável. Na fabricação do grampo de suspensão é usada a liga metálica SAE 305, que possui uma boa fluidez e com isso é usada na fundição de peças de geometrias complexas.



ITEM	DENOMINAÇÃO	MATERIAL	QUANT.	DIMENSÕES
1	CORPO	LIGA DE ALUMÍNIO	1	
2	TELHA		1	
3	PARAFUSO "U"		2	1/2" W
4	ARRUELA DE PRESSÃO		4	
5	PORCA SEXTAVADA		4	1/2" W
6	PINO DE ARTICULAÇÃO	AÇO CARBONO	1	5/8" W X 100 mm
7	ARRUELA LISA		1	
8	PORCA SEXTAVADA		1	5/8" W
9	CONTRAFINO	AÇO INOXIDÁVEL	1	

Figura 3.1 – Geometria do grampo de suspensão monoarticulado Forjasul 55101/003.

O grampo de suspensão deve apresentar resistência ao escorregamento, cujos limites são determinados de acordo com o condutor de maior bitola para o qual é projetado. A resistência é definida em função de um percentual da carga de ruptura do condutor, EDS, e deve estar entre 25% e 60%. O grampo padrão possui superfície lisa e uniforme, não devendo apresentar arestas cortantes e a “boca” de saída deve ter ângulo máximo de 20° para evitar danos aos cabos. Os elementos da montagem cabo condutor/grampo de suspensão são ilustrados na Figura 3.2.



Figura 3.2 – Conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado (Watanabe,2014).

## 3.2 METODOLOGIA

### 3.2.1 Programa experimental para levantamento da curva S-N

Ao levantar as curvas S-N é possível estabelecer parâmetros métricos que determinam a vida útil de condutores e dos grampos de suspensão submetidos ao processo de fadiga por *fretting* induzido por vibrações eólicas. Ao realizar o experimento para diferentes níveis de amplitude de deslocamento ( $Y_B$ ) é possível avaliar a resistência à fadiga dos condutores aéreos.

Para o levantamento dos pontos da curva, os cabos condutores são submetidos a testes de flexão cíclica, mantendo a amplitude de tensão, até atingir a quebra do terceiro fio de alumínio ou quando atingir a quebra de 10% do número de fios de alumínio (o que for maior). Para tanto, os testes submetidos em laboratório para levantamento da curva S-N reproduziram, mais fielmente possível, as condições de operação que se concentram na região cabo/grampo de suspensão (área de ocorrência de falha). Nestes testes a vida em fadiga dos condutores é determinada como uma função de alguma medida de intensidade de vibração, uma vez que as tensões responsáveis pela falha em fadiga não são parâmetros diretamente mensuráveis. Os ensaios são padronizados e executados, de acordo com as recomendações da Cigre (1985), EPRI (1979) e IEEE (1978).

A quantidade de número de fios quebrados, que estabelece a ocorrência de falha de cabos, permite uma comparação entre os resultados obtidos àqueles estabelecidos pela Curva Limite de Segurança da Cigrè (CSBL), a qual é utilizada como parâmetro de resistência à fadiga em projetos de linhas de transmissão. O número máximo de quebras não pode ultrapassar ao valor correspondente ao limite de segurança para a operação do cabo condutor, a fim de manter a capacidade de transmissão de energia dentro da tolerância e sem risco estrutural mecânico.

O teste de fadiga proposto é repetido para diferentes amplitudes de deslocamento,  $Y_B$ , equivalendo a diferentes níveis de amplitude de tensão, conforme Tabela 3.3, e 20% de EDS (carga de esticamento equivalente a 20% da Resistência Mecânica Calculada (RMC)). Foram utilizados três níveis distintos de amplitude de vibração ( $Y_B$ ), consequentemente três níveis de amplitude de tensão ( $S_a$ ), durante os ensaios - exceção ao condutor CAL 1055 MCM que foi testado com quatro níveis. E o número de ciclos decorridos até a falha é registrado. Com isso, é obtido a curva S-N, que estabelece a correlação entre os diversos níveis de

tensão e a vida em número de ciclos do condutor.

Apesar dos níveis de deslocamentos prescritos estarem relatados como valores de pico a pico, a deformação e a tensão correspondem a valores zero a pico. As correlações determinadas pela fórmula de P-S entre as tensões e a amplitude de deslocamento,  $S_a$  e  $Y_B$ , respectivamente, encontram-se na Tabela 3.3. As amplitudes de deslocamento/tensão para realização dos ensaios foram selecionadas de forma a fornecer valores representativos de durabilidade do cabo em regime de fadiga sob médio e alto número de ciclos, permitindo a execução de ensaios acelerados para construção da curva de Wöhler a um custo razoável.

Tabela 3.3 - Cargas de esticamentos dos cabos avaliados (20% EDS), Amplitude de deslocamento pico a pico ( $Y_B$ ) e Amplitude de tensão zero a pico ( $S_a$ )

Condutor	Carga de Esticamento (kgf)	Amplitude de deslocamento pico a pico (mm)				Amplitude de tensão zero a pico (MPa)			
		$Y_{B1}$	$Y_{B2}$	$Y_{B3}$	$Y_{B4}$	$S_{a1}$	$S_{a2}$	$S_{a3}$	$S_{a4}$
CAA (C2)	2285	0,90	0,95	1,00	-	34,53	31,08	32,81	-
CAA (C3)	1170	1,00	1,10	1,20	-	32,20	35,65	38,70	-
Aero-Z (C6)	1340	0,90	1,00	1,10	-	25,49	28,28	29,00	-
Aero-Z (C7)	2141	0,50	1,00	1,10	-	17,80	29,20	30,40	-
CAL (C8)	2683	0,80	0,89	0,98	-	27,80	31,00	34,2	-
CAL (C9)	3089	0,86	0,96	1,00	1,06	28,10	31,30	32,60	34,50

Todos os testes de fadiga foram realizados no laboratório LabCabos-UnB. A bancada foi descrita anteriormente em outras publicações como em (Fadel, 2010), (Badibanga, 2017) e (Pestana, 2017). O condutor é esticado no valor recomenda após o condutor ser fixado na bancada e montado no grampo de suspensão. Esses testes foram realizados de acordo com os padrões IEEE (Instituto de Engenheiros Elétricos e Eletrônicos) e CIGRÉ. O critério de falha adotado nos testes foi: terceira quebra dos fios de alumínio do condutor ou 10% do número de fios de alumínio (prevalece o que for maior). Todos os ensaios foram executados utilizando-se o grampo de suspensão monoarticulado de alumínio fabricado pela FORJASUL modelos 55101/003 e 55101/004. Vale ressaltar que a escolha do modelo a ser utilizado depende da dimensão do diâmetro de cada cabo ensaiado. A Figura 3.3 apresenta um desenho esquemático de uma bancada de ensaios.

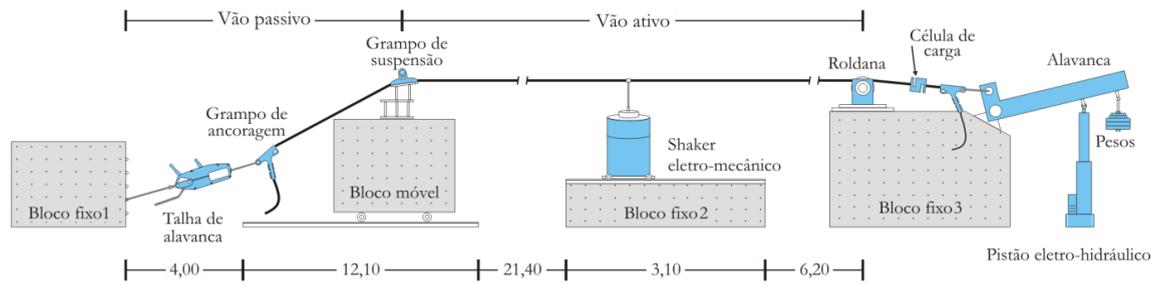


Figura 3.3 – Desenho esquemático da bancada de ensaios.

As tensões utilizadas nos testes dos condutores Aerto-Z e Trapezoidal foram encontradas a partir da técnica de extensometria, em que a deformação para cada amplitude de vibração foi encontrada experimentalmente, através da colagem de extensômetros nos fios de alumínio da camada externa e diametralmente opostos ao último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão, apresentado na Figura 3.4 (b). A medida de deformação considerada foi a média aritmética das deformações registradas pelos três extensômetros.

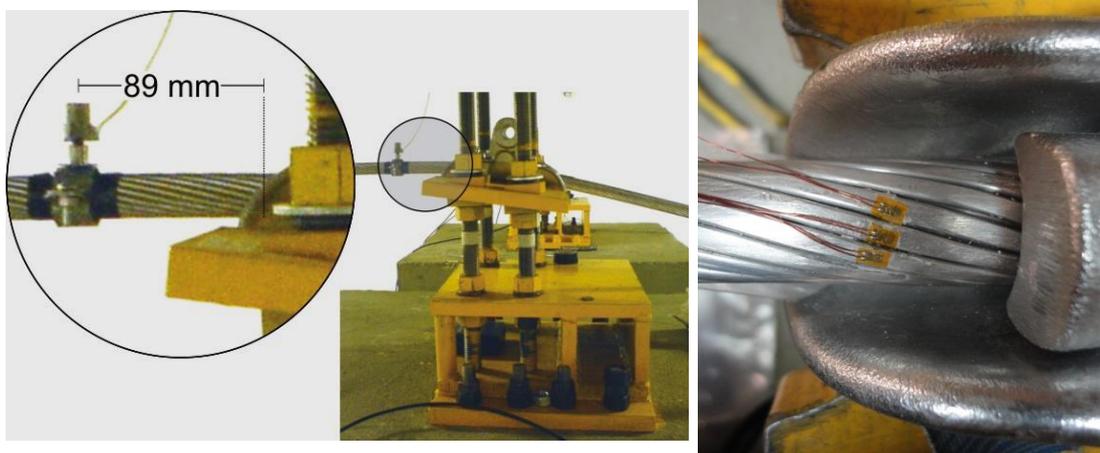


Figura 3.4 – (a) Posição na bancada do conjunto cabo-grampo de suspensão; (b) Posicionamento dos extensômetros.

Vale ressaltar que o ensaio é controlado pelo deslocamento  $Y_B$ , medido por um acelerômetro posicionado em um ponto sobre o cabo, no vão ativo de teste, distante 89 mm do UPC entre o cabo e o grampo de suspensão, uma vez que a equação de Poffenberger-Swart (P-S) correlaciona o deslocamento  $Y_B$  com a amplitude de tensão  $S_a$  no fio de alumínio da camada mais externa diametralmente oposto ao UPC.

### 3.2.2 Planejamento do Experimento

Antes de iniciar os testes, os parâmetros que são controlados nos ensaios devem ser definidos. A partir da Equação (2.10), relação S-N, e a fórmula de Poffenberger-Swart

(Equação (2.5)) é possível determinar estes parâmetros. A Equação (2.10) fornece a correlação entre a tensão e número de ciclos até a ocorrência da falha (equivalente à vida). Ao substituir a equação de P-S e o conjunto de equações que a acompanha, na Equação (2.10), tem-se:

$$N = \left( \frac{E_a d_a T}{4 \left( e^{-\sqrt{\frac{T}{EI_{min}}} x} - 1 + \sqrt{\frac{T}{EI_{min}}} x \right) A(EI_{min})} Y_B \right)^{\frac{-1}{b}} \quad (3.1)$$

onde:

- $N$ : número de ciclos;
- $b$ : coeficiente da fórmula Relação S-N;
- $A$ : constante da fórmula Relação S-N;
- $x$ : posição do sensor de medição do deslocamento transversal do cabo;
- $E_a$ : módulo de elasticidade dos fios de alumínio;
- $d_a$ : diâmetro dos fios de alumínio;
- $Y_B$  [mm]: amplitude de deslocamento (pico a pico);
- $T$  [N]: carga de esticamento;
- $EI_{min}$ : rigidez mínima do condutor;

Para o cálculo da vida em ciclos, é usada a rigidez mínima do condutor, considerando que todos os fios se movem independentemente, e é dada pela aplicação do princípio da superposição, como expressa a Equação (2.8). A partir dessa expressão, a vida estimada depende dos parâmetros:

- Módulos de elasticidade nominais dos fios da camada externa e do núcleo do cabo ( $E_a$  e  $E_s$ );
- Diâmetros dos fios de alumínio da camada externa e do núcleo do cabo ( $d_a$  e  $d_s$ );
- Pré-tensão aplicada no cabo ( $T$ );
- Posição do sensor de medição do deslocamento transversal do cabo ( $x$ );
- Deslocamento transversal do cabo ( $Y_B$ ).

Observe que, quando se trata de condutores aéreos constituídos por fios com seções transversais não circulares, a aplicação da Eq. (2.8) para cálculo do parâmetro  $EI$  não é

adequado. Nestes casos, é necessário utilizar outro método que permita o cálculo preciso deste parâmetro, de acordo com a seção transversal dos fios. Para resolver a questão do cálculo, utiliza-se a Equação (2.9), onde  $EI_{cond}$  representa a rigidez total à flexão. Esta modificação permite um cálculo aprimorado de  $EI_{cond}$ , considerando as características específicas de cada camada em seções transversais não circulares, como formas Trapezoidal e Aero-Z. Já os parâmetros  $T$ ,  $\chi$  e  $Y_B$  podem ser controlados durante o ensaio.

Assim, para a realização dos ensaios de fadiga, foram prescritos os parâmetros:

- Carga de pré-tensionamento, EDS ou  $H/w$ ;
- Amplitude de deslocamento,  $Y_B$ .

Os diferentes de níveis de deslocamento pico-a-pico,  $Y_B$ , conseqüentemente diferentes níveis de tensões, que são utilizados para confecção das curvas S-N também são utilizados para avaliar o efeito da tensão média nos cabos condutores. Desta forma, os parâmetros escolhidos para a realização dos ensaios são apresentados na Tabela 3.4.

### 3.2.3 Metodologias para Predição do Efeito de Tensão Média

Além da amplitude de tensão (tensão nominal), a tensão média também influencia diretamente a vida em fadiga (resistência à fadiga) dos condutores. E para quantificar o efeito da tensão média existem modelos para a correção da resistência à fadiga, como os critérios de Goodman, Walker, Smith-Watson-Topper (SWT), etc. No caso dos condutores, a tensão média varia com parâmetros como a carga de esticamento, fator  $H/w$  ou a carga de aperto no grampo. Porém, não há critérios estabelecidos, em função desses parâmetros, para determinar da redução da vida em fadiga. E com isso, alguns testes experimentais foram realizados a fim de estabelecer um critério coerente e simples, e, que sirva para grande parte dos condutores utilizados nas instalações de transmissão de energia.

Tabela 3.4 – Parâmetros dos testes de fadiga para cada condutor.

Condutor	$H/w$ [m]	EDS [%]	$K$ [MPa/m]	$S_a$ [MPa]	$S_m$ [MPa]	Referênci a	
AAC (C1)	1820	31	30,9	26,8	28,2	31,4 -	
	2144	37	32,5				48,3
	2725	47	35,1				56,9
						72,3	
ACSR (C2)	1757	20	34,1	31,1	32,8	34,5 -	46,6
ACSR (C3)	1433	20	30,5	32,2	35,7	38,7 -	30,0

ACSR (C4)	1820	20	31,2	28,2	31,3	34,5	39,8	43,3	Fadel (2010)
	2725	30	38,7	25,1	31,3	34,5	39,8	43,3	
ACSR (C5)	1820	24	32,0					48,3	Badibang a (2017)
	2144	29	33,7	26,8	28,2	31,4	-	56,9	
	2725	36	36,4					72,3	
Aero-Z (C6)	1642	20	32,0	25,9	28,2	29,4	-	43,6	Vilela <sup>a</sup>
Aero-Z (C7)	1995	20	32,0	28,0	29,8	31,5	-	52,9	
AAAC (C8)	2144	20	34,8	27,8	31,0	34,6	-	56,9	
AAAC (C9)	1820	17	30,6					48,3	Kalombo (2020)
	2129	19	32,2	28,2	31,4	34,6	-	56,4	Vilela <sup>a</sup>
	2144	20	32,4					56,9	Kalombo (2020)
	2725	26	35,0					72,3	
AAAC (C10)	1820	19	32,7					48,3	Kalombo (2019)
	2144	25	33,9	26,8	28,2	31,3	-	56,9	
	2725	32	36,4					72,2	
ACAR (C11)	1820	22	32,0					48,3	Badibang a (2017)
	2144	26	33,5	26,8	28,2	31,3	-	56,9	
	2725	33	36,1					72,3	

Nota: <sup>a</sup> testes realizados pela autora desta tese.

Para entender e parametrizar a influência da tensão média na vida em fadiga dos cabos condutores o banco de dados de testes do Laboratório de Cabos da Universidade de Brasília (UnB) foi acessado para análise da tensão média. Resultados/dados (tensão nominal, número de ciclos correspondente, curva S-N, EDS e fator  $H/w$ ) de onze condutores foram utilizados para analisar o efeito da tensão média na resistência a fadiga dos condutores. Com esses dados, é possível comparar os modelos capazes de descrever o efeito da tensão média, e aquele que apresentar menor dispersão de dados quando estes são postos dentro da região delimitada pela faixa de previsão de 3 vidas é o modelo escolhido para parametrizar a influência da tensão média na vida em fadiga de condutores e ser usado como parâmetro de projetos de linhas de transmissão.

Várias metodologias foram desenvolvidas para explicar o efeito da tensão média na resposta à fadiga de materiais metálicos. Estes incluem: Gerber (Mann, 1958), Goodman (1919), Morrow (Dowling, 2004), Smith-Watson-Topper (SWT) (1970) e Walker (1970), entre outros. Segundo estudos (Dowling (2004), Dowling (2013), Lee *et al.* (2005)), a metodologia de Goodman carece de precisão, mas é segura, pois prevê falhas antes que elas ocorram. Por outro lado, a metodologia Morrow representa com precisão o comportamento do aço em geral, mas é menos precisa quando representa o comportamento das ligas de alumínio. A

metodologia Gerber tende a ser imprecisa e, mais seriamente, não é conservadora, pois prevê a falha depois que ele ocorre. A metodologia SWT se correlaciona com os dados experimentais de fadiga para a maioria dos metais estruturais e parece funcionar particularmente bem para ligas de alumínio (Dowling (2004), Vantadori *et al.* (2020)), e sua generalização na fórmula de Walker fornece resultados ainda melhores (Vízková *et al.* (2018)). Por estas razões, apenas as relações Smith-Watson-Topper, Walker e Goodman serão avaliadas quanto à sua capacidade de correlacionar os dados tensão-vida dos vários condutores aéreos testados com diferentes cargas de esticamento. Para avaliação dos modelos três parâmetros característicos de um ensaio de fadiga foram usados:

- Tensão média,  $S_m$ ;
- Tensão alternada,  $S_a$ ;
- Vida resultante,  $N$ .

onde a tensão média,  $S_m$ , é calculada conforme Equação (2.15).

Para a avaliação do comportamento do efeito da tensão média na vida em fadiga dos cabos condutores e a avaliação da curva mestra seguem as seguintes etapas:

- i) Aplicar a tensão média e alternada em cada modelo;
- ii) Avaliar o limite de resistência a fadiga equivalente de cada modelo estudado, denominado  $P_*$ ;
- iii) Obter a curva  $P_* \times N$  e encontrar os parâmetros A e b da curva após a calibração;
- iv) Definir qual o modelo (ou quais modelos) que melhor se comporta em relação aos cabos avaliados;
- v) Estimar o valor para vida estimada,  $N_{est/P_*}$ , para cada modelo analisado, aplicando o parâmetros A e b da equação da curva  $P_* \times N$  encontrados após a calibração;
- vi) Confeccionar a curva  $N_{est/P_*} \times N$  para cada modelo com todos os condutores, utilizando uma banda de confiança de três vezes N;
- vii) Comparar a vida estimada com a vida resultante, N, proveniente dos ensaios experimentais;
- viii) Estimar os parâmetros da curva mestra usando a equação do modelo (ou modelos) definido.

As equações de cada modelo trabalhado são apresentadas no Item 2.2 do Capítulo 2.

A Figura 3.5 representa esquematicamente estratégia de avaliação da aderência dos modelos de estimativa do efeito da tensão média sobre a resistência à fadiga em cabos condutores. No banco de dados dos testes experimentais há dois parâmetros para avaliar o comportamento em fadiga dos cabos condutores de energia: parâmetro EDS e o fator  $H/w$ . Para os cabos cujo parâmetro era o EDS, utilizou uma carga de esticamento de 20% da carga máxima de ruptura, enquanto aqueles cujo fator era o  $H/w$  foram utilizados três valores: 1820, 2144 e 2725 m.

Os resultados gerados ( $P_*$  e  $N_{est/P}$ ), a partir dos dados experimentais fornecidos pelo LabCabos-UnB, são avaliados para determinar a curva mestra e ter parâmetros que possam ser generalizados e utilizados para demais condutores aéreos. Para tanto, os dados foram separados em duas fases, a primeira usada para calibrar e outra para validar o método avaliado. Para calibração, por interpolação, foram usados os dados relativos aos níveis superior e inferior de  $H/w$ , 2725 e 1820, respectivamente, e todos os cabos que foram ensaiados com EDS igual a 20%. Já para a validação dos modelos provenientes da calibração foram usados os dados de cabos testados com  $H/w$  igual a 2144 m. Desta forma, este processo auxilia na avaliação do comportamento dos condutores quanto ao impacto da tensão média na vida em fadiga.

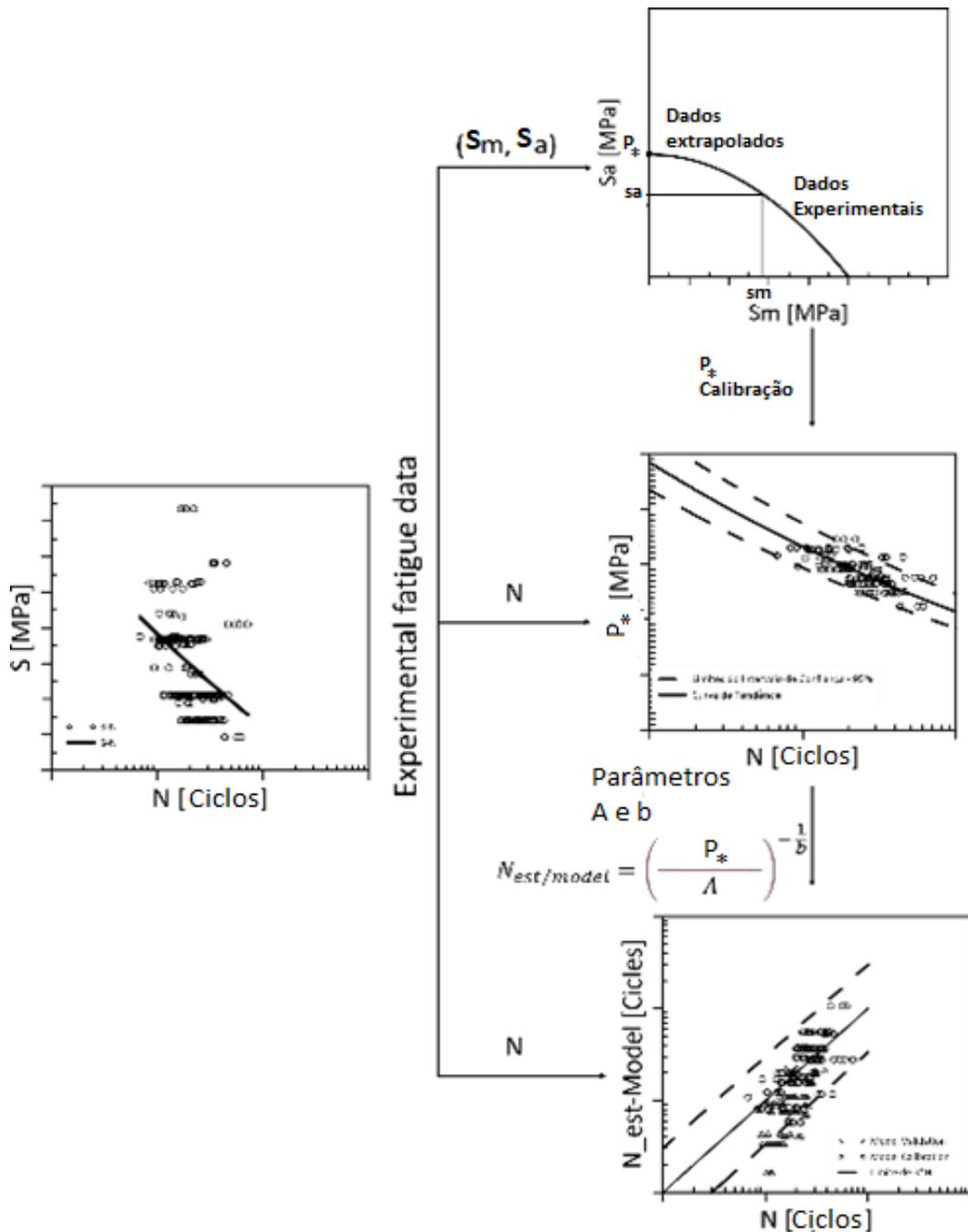


Figura 3.5 – Representação esquemática da estratégia de avaliação da aderência dos modelos de estimativa do efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga de cabos.

### 3.2.4 Estratégia de avaliação da curva mestra

Para resolver o problema de previsão da vida à fadiga de condutores aéreos considerando diferentes cargas de estiramento, é necessário expressar as componentes de tensão alternada e média através de relações simples. Neste trabalho, adota-se as Equações (2.5) e (2.15) para calcular as tensões nominais alternadas,  $S_a$ , e, média,  $S_m$ , respectivamente. Define-se

também um modelo que permite estimar uma tensão equivalente,  $P_*$ , que representa o par  $(S_m, S_a)$ . Assim, é proposto que uma curva mestra, que representa o efeito da carga de esticamento no comportamento à fadiga dos condutores, seja levantada a partir do estado das tensões nominais  $(S_m, S_a)$  atuantes e através de abordagens que levam em conta este par de tensões ao longo da vida do material do fio de alumínio.

Para obter a curva mestra, os dados de tensão-vida dos vários condutores aéreos testados com diferentes cargas de esticamento são correlacionados e calibrados a partir das equações dos modelos, Goodman, SWT e Walker, para estimar o impacto da tensão média na vida em fadiga da liga de alumínio em condutores. Os resultados obtidos são, então, analisados e interpretados para definir uma curva mestre para o projeto de fadiga de condutores aéreos, capaz de suportar diversas cargas de esticamento.

Para previsão da vida em fadiga usando uma abordagem baseada em tensão (curva S-N), a relação a cada modelo de análise do efeito da tensão média é calculada, conforme mostrado na Equação (3.2).

$$P_* N^{t_{P_*}} = C_{P_*} \quad (3.2)$$

onde  $P_*$  é o equivalente ao limite de resistência a fadiga em carregamento reverso de acordo com a abordagem que será trabalhada (modelo de análise do efeito da tensão média), em que as expressões são apresentadas no Item 2.2 do Capítulo 2, e,  $t_{P_*}$  e  $C_{P_*}$  são parâmetros ajustados a partir de dados de teste de fadiga.

#### **3.2.4.1 Estimativa de parâmetros de curvas mestras a partir do efeito da tensão média**

Conforme mencionado anteriormente, as equações dos modelos de análise do efeito da tensão média (Equações (2.18), (2.23) e (2.26)) são caracterizadas pelos parâmetros  $t_{P_*}$ ,  $C_{P_*}$ , e  $\gamma$ . Para estimar estes parâmetros, assume-se que: a) Os logaritmos da vida em fadiga observada experimentalmente,  $N$ , são independentes entre si e que sua distribuição de probabilidade é aproximadamente simétrica e em forma de sino; b) A distribuição dos resíduos do logaritmo da tensão equivalente totalmente invertida,  $P_*$ , deve ser aproximadamente simétrica e centrada em zero, e que a variância dos resíduos sejam

constantes em toda a faixa de valores  $\log(N)$ , e que os resíduos são independentes um do outro. Representando as Equações (2.18), (2.23) e (2.26) de forma linearizada é obtido a equação resultante apresentada na Equação (3.3).

$$\log(P_*) = \log(C_{P_*}) - t_{P_*} \log(N) \quad (3.3)$$

onde  $C_{P_*}$  e  $t_{P_*}$  representam as constantes e expoentes das curvas mestres considerando as abordagens propostas por Goodman, SWT, Walker citados no Item 2.2 do Capítulo 2. Para Walker, por exemplo, a Equação (3.3) é representada pela Equação (3.5).

$$\log(P_{Walker}) = \log(C_W) - t_W \log(N) \quad (3.4)$$

em que,  $P_{Walker} = S_a^\gamma (S_a + S_m)^{1-\gamma}$ . Portanto,

$$\log(S_a^\gamma (S_a + S_m)^{1-\gamma}) = \log(C_W) - t_W \log(N) \quad (3.5)$$

Ao analisar a Equação (3.2), nota-se que a técnica de regressão linear pode ser utilizada diretamente para estimar os parâmetros  $C_{P_*}$  e  $t_{P_*}$  que caracterizam a relações dos modelos. Por outro lado, a forma linearizada da relação de Walker, por exemplo, dada pela Equação (3.5), requer a estimativa de três parâmetros,  $C_W$ ,  $t_W$  e  $\gamma$ , que caracterizam a Equação (3.4) como uma função hiperparametrizada. Para obter os parâmetros que caracterizam o efeito das tensões  $S_a$  e  $S_m$  na vida à fadiga do condutor aéreo,  $N$ , uma combinação do método de otimização de busca em grade, Rao (2019), e o método de regressão linear é adotada neste estudo. Especificamente, dado o intervalo válido conhecido de  $\gamma$ , é empregada uma forma simplificada da estratégia de otimização de busca em grade, onde apenas o valor de  $\gamma$  varia dentro de seu intervalo. Para cada valor de  $\gamma$ , é realizada regressão linear para estimar os valores de  $C_W$  e  $k_W$  com base em dados experimentais. Uma vez determinados  $C_W$  e  $k_W$ , o coeficiente de determinação,  $R^2$ , é calculado para avaliar a qualidade do ajuste para cada valor de  $\gamma$ . Após realizar a regressão linear para todos os valores de  $\gamma$ , o conjunto  $(\gamma, C_W, k_W)$  que resulta no maior valor de  $R^2$  é selecionado como o melhor ajuste para a Equação (3.5).

### **3.2.5 Estimativa do intervalo de previsão dos modelos de previsão do tempo de vida da fadiga**

Considerando que as Equações (3.3) e (3.5) podem ser representados de forma simplificada

pela Equação (3.6) e assumindo que  $X$  e  $Y$  são normalmente distribuídos e a variância dos erros da variável dependente é a mesma para todas as observações amostrais.

$$Y = A + bX \quad (3.6)$$

onde  $X$  é igual a  $\log(N)$ ,  $Y$  é igual a  $\log(P_*)$ ,  $A$  é igual a  $\log(C_{P_*})$  e  $b$  é igual a  $k_{P_*}$ .

Para o caso em que a relação S-N é descrita pelo modelo linear  $Y = A + bX$  (ou  $\mu_{Y|X} = A + bX$ ), a distribuição log-normal descreve a vida em fadiga  $N$ , ASTM E739-10. Assim, considerando que os parâmetros para  $A$  e  $b$  podem ser estimados por método estatístico a partir do ajuste dos dados experimentais, (Freire *et al*, 2014), a Equação (3.6) assumirá a fórmula:

$$Y_i = \hat{A} + \hat{b}X_i^* \pm \Delta_i \quad (3.7)$$

onde  $Y_i$  é o valor verdadeiro ou real de uma observação da variável dependente  $Y$ ,  $\hat{A}$  and  $\hat{b}$  são os coeficientes estimados obtidos a partir do método estatístico  $X_i^*$  representa o valor observado para o  $X$  independente, e  $\Delta$  é a medida de incerteza ou erro na previsão, que representa a diferença entre o valor real de  $Y_i$  e o valor previsto  $Y_i^* (= \hat{A} + \hat{b}X_i^*)$ .

Nesta aplicação específica, podemos calcular a medida de incerteza determinando o erro padrão da estimativa para o modelo de regressão linear, cuja expressão é definida na Equação (3.8).

$$\Delta_i = \delta_{Y_i} t_{\alpha, \nu} \quad (3.8)$$

onde  $\delta_{Y_i}$  representa o desvio padrão residual da variável resposta, tal que  $\delta_{Y_i} = S_{YX} \sqrt{1 + \left( \frac{1}{n} + \left[ \frac{(Y_i - \bar{Y})^2}{\sum (Y_i - \bar{Y})^2} \right] \right)}$ , de modo que  $S_{YX}$  é um desvio padrão dos resíduos,  $n$  é o número total de amostras de teste (o tamanho total da amostra) e  $t_{\alpha, \nu}$  é um valor crítico para a distribuição  $t$  tal que o parâmetro  $\nu$  representa o número de graus de liberdade da distribuição e o parâmetro  $\alpha$  representa o nível de significância, ou seja, a probabilidade de rejeitar a hipótese nula quando esta for verdadeira – no caso específico: rejeitar a condição de  $Y_{crit} \leq Y_i^* - \delta_{Y_i} t_{\alpha, \nu}$ . Baseando nos dados representativos de  $X$  e  $Y$  e nos valores estimados de  $A$  e  $b$  é possível calcular os valores de  $\Delta_i$ , que representam a incerteza ou erro na previsão do valor de  $Y$  para cada valor observado de  $X$ . Podemos seguir estes passos para calcular  $\Delta_i$  usando a Equação (3.88)

1- Calcule a média dos valores de  $X$ ,  $\hat{X}$

2 - Calcule a soma dos quadrados das diferenças entre cada valor de  $X$  e a média de  $X$ :  $\sum(X_i - \bar{X})^2$

3 - Calcule o desvio padrão residual,  $S_{YX}$

4 - Calcule o desvio padrão residual para cada valor de  $X_i$ ,  $\delta_{X_i}$

5 - Determine o valor crítico para a distribuição  $t$  de *Student*,  $t_{\alpha, \nu}$ , tal que  $\nu = n - 2$  (onde  $n$  é o tamanho da amostra)

6 - Calcule  $\Delta_i$  para cada valor de  $X_i$  de utilizando a equação (3.88)

Embora a relação entre  $\delta_{Y_i}(\delta_{\log(P_*)})$  e  $X_i(\log(N_i))$  possa exibir um comportamento geralmente não linear, é pretendido determinar a curva de predição do limite inferior para a construção de uma curva mestra baseada na probabilidade de falha. Para tanto, é feito uma suposição hipotética de que a variação de  $\delta_{Y_i}$  é suficientemente pequena dentro da faixa analisada para aproximá-la pelo seu valor médio. Esta suposição permite ainda assumir que o erro padrão da estimativa,  $\Delta$ , é constante, o que facilita muito a construção de uma curva que define as condições de falha em função do nível de confiança previsto. Desta forma, os procedimentos heurísticos são usados para validar a hipótese de que  $\delta_{Y_i}$  é aproximadamente constante e igual ao seu valor médio,  $\hat{\delta}_Y$ . Isto envolve apresentar e analisar um gráfico de dispersão entre  $X_i$  e  $\delta_{Y_i}$ , avaliar o comportamento da função que melhor representa esta relação e analisar a média, desvio padrão, coeficiente de variação e faixa de variação de  $\delta_{Y_i}$ .

Assim, uma vez validada a hipótese, para descobrir as equações que definem as bandas de predição (bandas inferior e superior) aplicamos na Equação 3.6 o logaritmo e as regras de potência. A seguir é apresentada a sequência de aplicação das regras (Eq. (3.99) a (3.12)).

$$\log(\hat{P}_*) = \hat{b} \log(N) + \hat{A} \pm \Delta \quad (3.9)$$

$$10^{\log(\hat{P}_*)} = 10^{(\log(N^{\hat{b}}) + \hat{A} \pm \Delta)} \quad (3.10)$$

$$10^{\log(\hat{P}_*)} = 10^{(\log N^{\hat{b}})} 10^{(\hat{A} \pm \Delta)} \quad (3.11)$$

$$\hat{P}_* = 10^{(\hat{A} \pm \Delta)} N^{\hat{b}} \quad (3.12)$$

Da Equação (3.123.12), é possível obter curvas que representam a relação média entre o parâmetro de fadiga,  $P_*$  (baseada nos critérios de efeito da tensão média), e o número de ciclos até a falha do componente,  $N$ . O parâmetro  $\Delta$  nesta equação representa a medida de incerteza ou erro na previsão. Assim, considerando este parâmetro, também é possível obter curvas que caracterizam os limites superior e inferior da incerteza na previsão dos valores de  $S_a$ . A curva superior obtida para  $+\Delta$  é o limite superior do intervalo de confiança e representa o valor máximo que a variável dependente pode assumir com um determinado nível de confiança. Da mesma forma, a curva inferior obtida para  $-\Delta$  é o limite inferior do intervalo de confiança e representa o valor mínimo que a variável dependente pode assumir com um determinado nível de confiança.

Neste contexto, a escolha da curva inferior como curva de projeto permite definir uma curva de tendência conservadora que leva em conta o limite inferior da distribuição de probabilidade das previsões, representando o limite abaixo da probabilidade da resposta real. Sendo que, estar abaixo desse valor é igual ao nível de significância escolhido. Portanto, usar esta curva como curva de projeto implica uma decisão conservadora, pois assume que a resposta real provavelmente estará acima desta curva. Contudo, é possível controlar o grau de conservadorismo desta abordagem escolhendo o nível de significância apropriado. Quanto menor o nível de significância escolhido, mais conservadora será a curva inferior. Nesse sentido, do ponto de vista conceitual, a abordagem aqui proposta é uma alternativa viável, pois permite obter curvas que caracterizam o comportamento à fadiga que levam em conta as incertezas associadas, considerando as condições de ensaio típicas adotadas em ensaios de fadiga de condutores aéreos. (tempo de ensaio longo e tipo de ensaio classificado como preliminar e exploratório).

Embora outras abordagens, como a utilizada para a definição da curva P-S-N (Freire *et al.* 2014) possam ser aplicadas à análise de fadiga de condutores aéreos, é importante considerar que o método aqui proposto oferece uma alternativa viável e simples, capaz de levar em conta os mais diferentes tipos de condutores de energia submetidos às mais diversas condições de esticamento.

## **CAPÍTULO 4**

### **4 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS**

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados da análise da resistência à fadiga dos cabos condutores apresentados no capítulo de materiais. Bem como a avaliação do efeito da tensão média na resistência à fadiga nesses mesmos condutores. A apresentação inicia-se com a discussão das curvas S-N, que foram geradas a partir dos ensaios de fadiga de cada condutor, comparando-as com a curva padrão da CIGRE, Safe Border Line (CSBL). Em seguida, é feita a discussão da avaliação da aderência dos modelos de estimativa do efeito da tensão média, na qual são apresentados os resultados dos onze condutores em relação a três modelos utilizados (Walker, SWT e Goodman), comparando-os, conforme explicado no capítulo anterior. Essa avaliação é feita a partir das curvas vida estimada versus vida resultante experimental do conjunto de condutores após aplicação dos modelos. Esses três modelos foram escolhidos uma vez que os modelos de SWT e Walker apresentaram os melhores resultados durante a investigação e o modelo de Goodman é bastante utilizado na literatura em análises do efeito da tensão média e apresenta resultados conservativos. Além disso, serão apresentados apenas os resultados relativos à calibração por interpolação, conforme apresentado no capítulo 3. Ao comparar os resultados, é criada uma curva mestra possível definir o modelo de tensão que melhor adequa a todos os condutores estudados.

As discussões e análises dos resultados são desenvolvidas a partir dos conteúdos contidos na literatura, apresentados nos capítulos iniciais. As condições particulares adotadas na condução das avaliações foram consideradas no que diz respeito aos materiais e métodos descritos no capítulo anterior.

#### **4.1 CURVAS TENSÃO VERSUS VIDA EXPERIMENTAL**

Os ensaios de fadiga dos onze condutores avaliados foram realizados no Laboratório de Integridade Estrutural de Cabos Condutores de Energia da Universidade de Brasília (LabCabos-UnB), conforme a metodologia apresentada no capítulo 3. Os condutores foram testados numa frequência que pode variar de 20 a 35 Hz. Essa frequência simula a ação do vento no condutor. Apesar de, em 2008, a CIGRÉ ter apresentado uma nova proposta, em que define a ruptura de apenas um fio de alumínio como falha, neste trabalho foi mantido a proposição de 1979, que define como condição de falha a ruptura de 10% do número de fios de alumínio ou 3 fios (o que for maior). Isso, permite a comparação das curvas S-N

com a curva CSBL. Bem como, a possibilidade de comparação dos dados da base de dados do LabCabos-UnB e dados resultantes dos testes realizados.

Para a realização dos ensaios foram utilizados dois parâmetros de avaliação do comportamento em fadiga dos cabos condutores: i) parâmetro  $H/w$  e ii) parâmetro EDS. As famílias de condutores testados foram: CAA, Aero-Z (alma de aço e de compósito), CAL, CA e ACAR. Esses condutores foram testados a partir do parâmetro EDS de 20% ou  $H/w$  nos níveis: 1820, 2144 e 2725 m.

Para a construção das curvas S-N, os dados experimentais são postos em gráficos de dispersão, em que a vida à fadiga,  $N$ , é plotada no eixo de abscissas em uma escala logarítmica e a tensão de Poffenberger-Swart,  $S_a$ , é posta no eixo de ordenadas em uma escala linear. No intuito de melhorar a visualização das curvas, a escala logarítmica foi utilizada na representação da quantidade de ciclos, ocasionando a exibição do comportamento de vida em termos de linhas, aproximadamente, retas.

As condições de testes são descritas na Tabela 3.3. E os gráficos de dispersão, bem como a curva S-N gerada a partir dos resultados dos ensaios de fadiga realizados, são apresentados na Figura 4.1. Nessa figura cada condutor é representado por um símbolo diferente, o que facilita sua identificação. A linha sólida representa a curva S-N de melhor ajuste que correlaciona a vida em fadiga ( $N$ ) com a amplitude de tensão calculada usando a fórmula de Poffenberger-Swart, Equação (2.5),  $S_a$ . As linhas tracejadas representam os limites inferior e superior para a faixa de vida à fadiga prevista calculada através da curva S-N ajustada (em geral, uma abordagem usada para prever a vida à fadiga é considerada como tendo boa precisão quando as vidas observadas experimentalmente variam entre um terço e três vezes a vida estimada usando a abordagem), ou seja, a faixa utilizada para as bandas (limites superior e inferior) é de três vezes a vida.

Para gerar os gráficos desta figura foram considerados 208 ensaios de fadiga, nas mais diversas condições de estiramento e diferentes condutores. Os dados de fadiga foram agrupados considerando o parâmetro  $H/w$ , ou seja, os gráficos Figura 4.1(a), 4.1 (b) e 4.1(c) apresentam as curvas obtidas com níveis  $H/w$  iguais a 1820, 2144 e 2725m, respectivamente. Um quarto gráfico (4.1(d)) foi construído considerando testes realizados em outras condições de  $H/w$  equivalentes a 20% de EDS. E um quinto gráfico foi plotado com todos os resultados obtidos.

O delineamento das curvas é feito utilizando uma equação tipo potência ( $Y = AX^b$ ), que corresponde à equação de Basquin. E o método dos mínimos quadrados é utilizado para encontrar o melhor ajuste dos parâmetros da curva ( $A$  e  $b$ ) com os dados experimentais.

Apesar do controle dos ensaios de fadiga serem feitos a partir do deslocamento  $Y_B$  (pico a pico), utilizam-se as amplitudes de tensão (zero a pico) como base de comparação de comportamento dos cabos condutores. Para tanto, a equação de P-S (apresentada no Capítulo 2) permite traduzir o deslocamento  $Y_B$  em amplitude de tensão no ponto diametralmente oposto ao UPC.

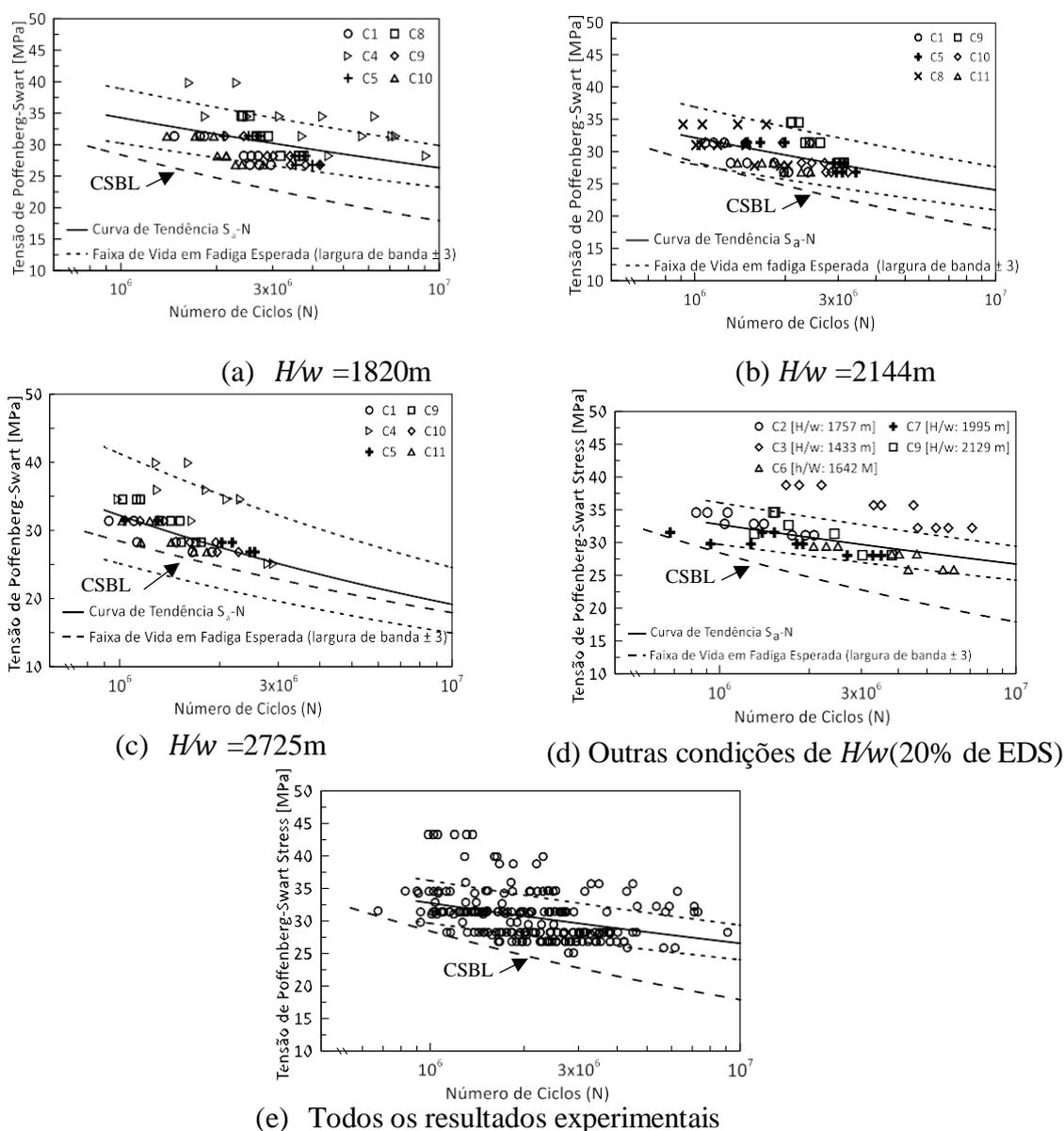


Figura 4.1 - Curvas S-N dos cabos testados sob cargas de esticamento diferentes: (a)  $H/w = 1820m$ ; (b)  $H/w = 2144m$ ; (c)  $H/w = 2725m$ ; (d) 20% de EDS e (e) todos os resultados.

Todas as curvas da Figura 4.1 estão acima da CSBL (representadas pelas curvas de traço contínuo), mas, a curva inferior de banda 3 da Figura 4.1 (c) está abaixo da CSBL. Isso mostra que todos os condutores são aptos (dependendo da tensão nominal de projeto aplicada no condutor) a serem implementados em linhas de transmissão de energia. Analisando as curvas da Figura 4.1, observa-se que a durabilidade do condutor C4 é significativamente superior em relação aos demais condutores, conforme apresentados nos gráficos (a) e (c). Esta é uma tendência esperada, pois a presença da alma de aço induz o melhoramento do comportamento mecânico do condutor. Os condutores C2 e C6 possuem um comportamento de vida intermediário. Já o condutor C8, apresenta menor sensibilidade à variação de amplitude de tensão quando comparado aos outros condutores. A magnitude do expoente da curva pode chegar a 3,1 vezes maior que as demais curvas, conforme Tabela 4.1. Em consequência disso, observa-se que para maiores amplitudes de tensão a diferença entre as vidas dos condutores C8 e C2, ou C6, é menor do que aquela apresentada em ensaios com amplitudes de tensão menores.

O condutor C9 possui a segunda maior vida em fadiga para tensões superiores a 28,7 MPa. A resistência à fadiga do C9 para amplitudes de tensões abaixo de 28,7 MPa se mostra inferior e a vida em fadiga coincide com a do condutor C5, que com amplitudes de tensões menores a esse valor, possui vida superior aos outros cabos, exceto ao C4. O condutor C11 possui a menor resistência à fadiga quando comparado aos seis cabos testados nas mesmas condições. O condutor C9, devido à inclinação de sua curva, apresenta menor sensibilidade à variação de amplitude de tensão quando comparado aos outros cabos condutores. A magnitude do expoente da curva pode chegar a 2,4 vezes maior que das demais curvas. Este comportamento se assemelha com o do C8, que é um condutor da mesma família com bitola menor e testado com 20% de EDS.

As curvas de vida em fadiga para os cinco condutores ensaiados no nível de  $H/w$  2144 m são dispostas no gráfico da Figura 4.1(b). É observado que a condutor C9 tem uma durabilidade superior em relação aos demais condutores nas condições ensaiadas. Na tensão de 27 MPa a vida em fadiga do C9 coincide com a do condutor C5. E abaixo desta amplitude de tensão, a resistência à fadiga do C9 se mostra inferior ao condutor C5, que após esse valor possui vida superior aos outros cabos. O condutor C1 possui a menor resistência à fadiga quando comparado aos cinco cabos testados.

A Figura 4.1(d) apresenta o comportamento em fadiga dos condutores C8, C2, C7, C6 e C3 para EDS de 20%, bem como a curva CSBL. Para confecção das curvas foram utilizados

todos os dados provenientes dos ensaios laboratoriais. No entanto, vale ressaltar que, para regiões de amplitudes de tensão maiores ou menores daquelas testadas neste trabalho o condutor C3 apresenta um comportamento superior em relação aos outros. Isso pode ter ocorrido devido ao menor deslocamento entre os fios do condutor, que é em formato de trapézio, e o melhor encaixe dos fios, se comportando como uma barra rígida, diminuindo assim o atrito e desgaste dos fios o que inibe a iniciação da trinca de fadiga por *fretting*.

Tabela 4.1 - Equações das curvas S-N experimentais dos condutores testados.

Condutor	$H/w$ [m]	EDS [%]	$A$	$b$	$R^2$
AAC (C1)	1820	31	2293,6	-0,299	0,96
	2144	37	1113,1	-0,256	0,95
	2725	47	1421,6	-0,277	0,94
ACSR (C2)	1757	20	248,3	-0,144	0,99
ACSR (C3)	1433	20	407,1	-0,162	0,96
ACSR (C4)	1820	20	456,1	-0,172	0,76
	2725	30	11186	-0,403	0,59
ACSR (C5)	1820	24	2937,8	-0,302	0,96
	2144	29	802,6	-0,226	0,93
	2725	36	506,9	-0,199	0,99
Aero-Z (C6)	1642	20	219,0	-0,136	0,83
Aero-Z (C7)	1995	20	145,7	-0,110	0,63
AAAC (C8)	2144	20	4036,3	-0,344	0,63
AAAC (C9)	1820	17	1034,6	-0,242	0,97
	2129	19	1068	-0,545	0,94
	2144	20	92194	-0,542	0,98
	2725	26	29074	-0,484	0,98
AAAC (C10)	1820	19	4704	-0,341	0,98
	2144	25	8566	-0,388	0,99
	2725	32	2078,6	-0,299	1
ACAR (C11)	1820	22	10302	-0,404	0,98
	2144	26	2692,4	-0,316	0,84
	2725	33	2874,3	-0,326	0,85

Ao analisar os pontos individualmente, observa que quanto maior amplitude de tensão imposta mais rápida a progressão da falha. Esse comportamento pode ser associado com o aumento das forças de contato entre os fios que tem impacto em i) no aumento da rigidez em relação àquela prevista pela fórmula P-S, a qual considera a rigidez mínima para cálculo do valor da tensão nominal, e, ii) no desgaste promovido pelo *fretting*.

Em complemento na Tabela 4.1 são apresentados os coeficientes ( $A$  e  $b$ ) das equações das curvas S-N apresentadas, referentes aos dados experimentais de cada condutor ensaiado. Os coeficientes de correlação de Pearson ( $R^2$ ) também são mostrados com propósito de se medir o grau de correlação linear dos dados experimentais com as curvas geradas.

Se comparado ao EDS, o parâmetro  $H/w$  abrange mais variáveis e expressa melhor a natureza do comportamento dos cabos condutores instalados em campo. Os fatores que são contabilizados pelo  $H/w$ : a energia de indução dos ventos, a capacidade de autoamortecimento e flecha da catenária. Outra característica que propositores do parâmetro  $H/w$  afirmam é que este critério de projeto deve prover o mesmo comportamento em fadiga para diferentes cabos quando submetidos ao mesmo nível de  $H/w$ , Leblond (2000). Entretanto, observa que dos seis condutores avaliados apenas dois pares possuem comportamento em fadiga semelhante quando testados sob o mesmo  $H/w$ . Tanto os condutores C1 e C11 quanto os condutores C5 e C10 se comportam de forma similar. Enquanto, os condutores C3 e C9 não apresentam o mesmo comportamento em fadiga em relação aos demais cabos para o mesmo valor de  $H/w$ . É observado, também, que à medida que a amplitude de tensão aumenta a diferença entre as vidas dos condutores diminui. De modo geral, os gráficos da Figura 4.1 apresentam, de forma clara, a diferença de comportamento exibida por diferentes tipos de condutores (CA, CAA, CAL, ACAR) sob o mesmo valor de  $H/w$ . E todas as curvas S-N estão acima da curva CSBL, possibilitando o uso desses condutores em projetos de linhas de transmissão de energia.

#### **4.1.1 Parâmetros $H/w$ agrupados**

A Figura 4.2 apresenta os gráficos do comportamento em fadiga (curvas S-N experimentais) dos condutores C9 e C11 testados a partir do parâmetro de  $H/w$  (1820, 2129, 2144, 2725) junto a curva CSBL.

Analisando os condutores individualmente, é observado que quanto maior o fator  $H/w$

menor será o número de ciclos até a falha, ou seja a vida útil do condutor é menor. Este comportamento pode ser associado com o aumento das forças de contato entre os fios, havendo um menor movimento entre as camadas dos condutores. Bem como, o aumento da carga de esticamento nos cabos e a não linearidade do comportamento dinâmico do condutor (EPRI, 2006). Tudo isso tem impacto em: i) no aumento da rigidez em relação àquela prevista pela fórmula P-S, a qual considera a rigidez mínima para cálculo do valor da tensão nominal, ii) no desgaste promovido pelo *fretting*; iii) maior a influência da tensão média na vida dos cabos.

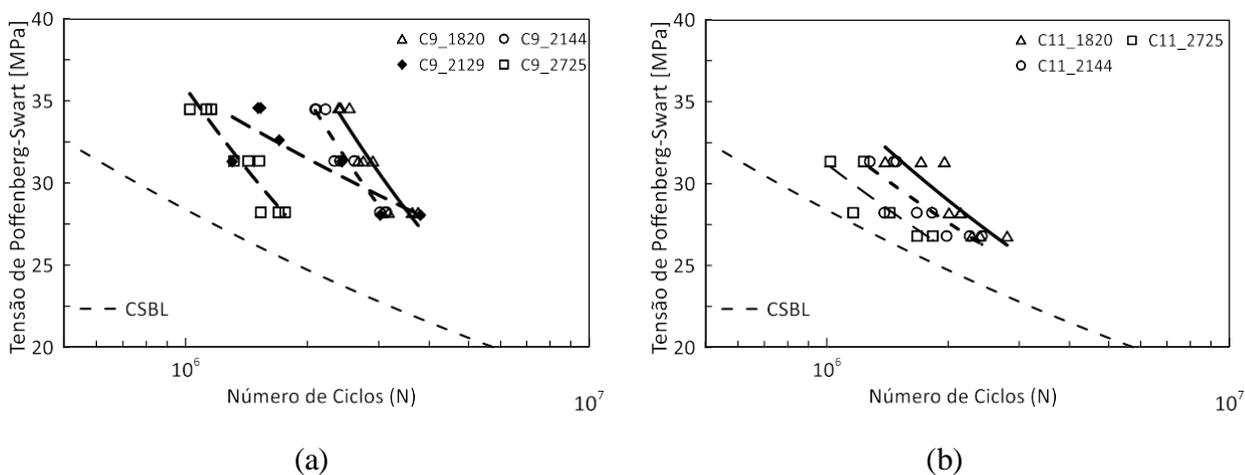


Figura 4.2 - Curvas S-N dos condutores (a) C9 e (b) C11.

Comparando as propriedades mecânicas dos alumínios AA 6201-T81 e AA 1350-H19 (Tabela 3.1), o AA 6201-T81 possui tensão de escoamento e resistência a tração superiores ao AA 1350-H19. Conseqüentemente, sua resistência à fadiga, também, seria superior. Em comparação ao condutor C11, em que a camada externa é de fios compostos de alumínio AA 1350-H19, o condutor C9, composto por todos os fios de alumínio AA 6201-T81, tem maior resistência à fadiga.

#### 4.2 RESULTADOS DA APLICAÇÃO DA TENSÃO MÉDIA NOS MODELOS

Além da amplitude de tensão (tensão nominal), a tensão média também influencia diretamente na vida em fadiga dos cabos condutores. E para quantificar o efeito da tensão média existem modelos para a correção da resistência à fadiga, como os critérios de Goodman, Smith-Watson-Topper, Walker.

Para entender e parametrizar a influência da tensão média na vida em fadiga dos cabos condutores, o banco de dados de testes do Laboratório de Cabos da Universidade de Brasília

(UnB) foi acessado. Os resultados (tensão nominal, número de ciclos correspondente, EDS e fator  $H/w$ ) de onze condutores foram utilizados para o cálculo da tensão média com a finalidade de analisar o efeito da tensão média na resistência à fadiga. Com os dados, foi realizado um processo de comparação dos modelos capazes de descrever o efeito da tensão média. Com isso, foi possível determinar o melhor modelo de tensão média, o qual apresenta o maior número de resultados dentro de uma banda de confiança de três vezes a vida. Para tanto, três modelos de estimativa do efeito de tensão média foram analisados: Goodman, Smith-Watson-Topper e Walker. Para avaliação dos modelos, neste trabalho, foram utilizados os três parâmetros característicos de um ensaio de fadiga: tensão média,  $S_m$ ; tensão alternada,  $S_a$ ; vida resultante,  $N$ . Ressaltando que a tensão média,  $S_m$ , é calculada conforme expressão (2.15). A avaliação do efeito da tensão média na vida em fadiga dos condutores e a definição de um critério coerente que sirva para os onze cabos analisados em conjunto neste trabalho, seguiu-se as etapas conforme o capítulo 3.

#### **4.2.1 Tensão Equivalente Versus Vida Observada ( $P_* \times N$ )**

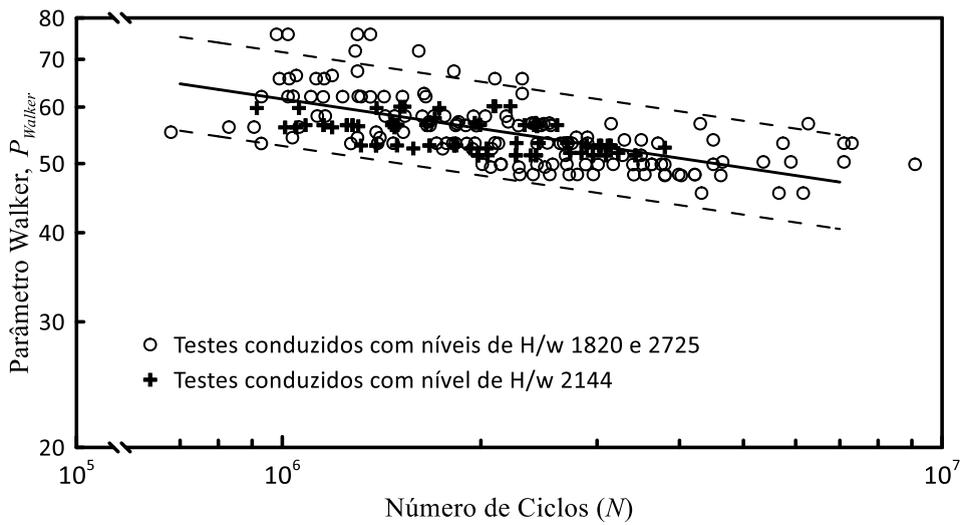
Ao utilizar os dados experimentais fornecidos pelo LabCabos-UnB para calcular as tensões médias e aplicá-las em cada modelo, que contabiliza o efeito da tensão média, foi possível gerar as curvas Tensão Equivalente versus Vida Observada ( $P_* \times N$ , onde  $P_*$  denota uma amplitude de tensão equivalente para cada modelo estudado).

Três curvas foram apresentadas na Figura 4.3 que correspondem aos modelos de Walker, SWT e Goodman. No eixo das abscissas são apresentados os números de ciclos correspondentes a falha e no eixo das ordenadas a tensão alternada equivalente calculada a partir da tensão média de cada condutor aplicada em cada modelo. Para a determinação das curvas de cada gráfico foram usados os dados de calibração dos modelos (foram usados os dados relativos aos níveis superior e inferior de  $H/w$ , 2725 e 1822 m, e todos os cabos que foram ensaiados com EDS igual a 20%). Os dados referentes ao  $H/w$  2144 m foram utilizados para validar o modelo de avaliação proposto no capítulo de materiais e métodos. As curvas encontradas são usadas no cálculo da vida estimada para cada modelo ( $N_{est/P_*}$ ). Os gráficos apresentados na Figura 4.3 mostram que os modelos de estimativa do efeito da tensão média possuem uma boa correlação no comportamento da vida em fadiga dos cabos condutores aéreos. No entanto, vale ressaltar que os modelos de Walker e SWT apresentaram melhor performance quando comparados a Goodman, que apresentou dados mais

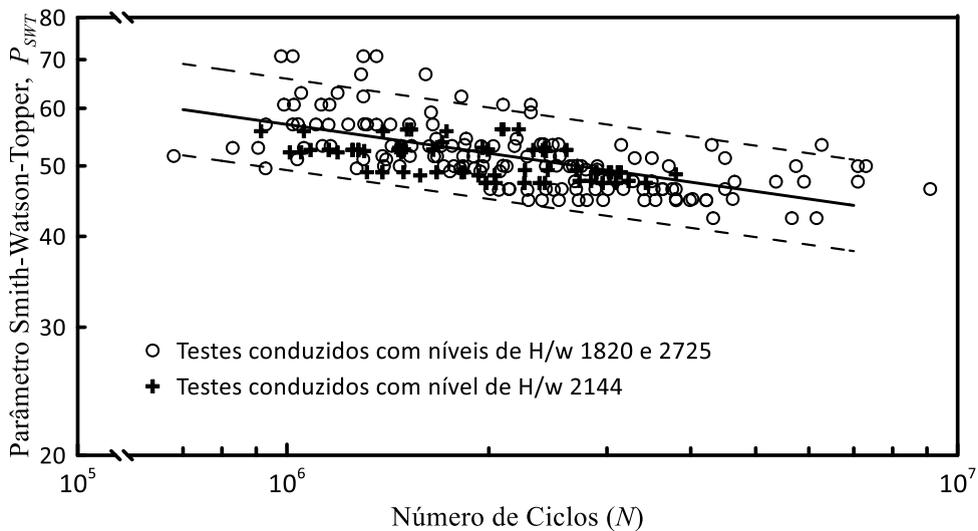
dispersos, em que alguns destes estão além das curvas limítrofes, que correspondem três vezes a vida.

Na Figura 4.3, os círculos no gráfico representam os 131 pontos de dados experimentais utilizados para calibrar as curvas de cada modelo. Os marcadores positivos representam os 97 testes experimentais realizados com uma relação  $H/w$  de 2144m. Esses 228 pontos de dados experimentais são usados para avaliar a precisão das previsões de vida com base nas curvas mestras. O modelo SWT, representado pela curva da Figura 4.3(b), captura efetivamente o efeito da tensão média, já que todos os pontos de dados experimentais que correlacionam a tensão equivalente do SWT com a vida em fadiga estão dentro da faixa de previsão de 3 (três) vidas. Mesmo considerando apenas os 97 pontos de dados experimentais conduzidos sob condições  $H/w = 2144$  para avaliar as previsões de vida, os resultados permanecem precisos, com todos os pontos estando dentro da região delimitada pela faixa de previsão. Esses resultados reforçam o potencial da abordagem para melhorar significativamente a qualidade das previsões de vida útil de condutores aéreos sob diferentes cargas de estiramento, tornando-a uma ferramenta valiosa para análise de fadiga.

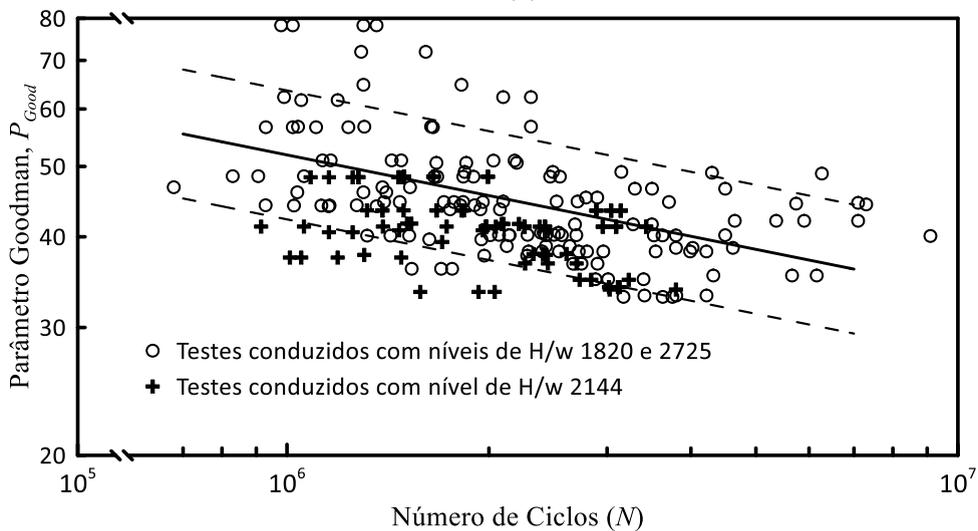
Para avaliar a eficácia da estratégia proposta para geração de curvas mestras que descrevem o comportamento à fadiga de condutores submetidos a diferentes cargas de tração, tendo como referência os modelos Walker, SWT e Goodman foram utilizados 131 conjuntos de dados experimentais para ajustar as curvas de fadiga de acordo com estes modelos.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.3 - Curvas  $P_* \times N$  para cada modelo: (a) Walker; (b) SWT; (c) Goodman.

Tabela 4.2 - Constantes equivalentes das curvas de ajuste tensão-vida.

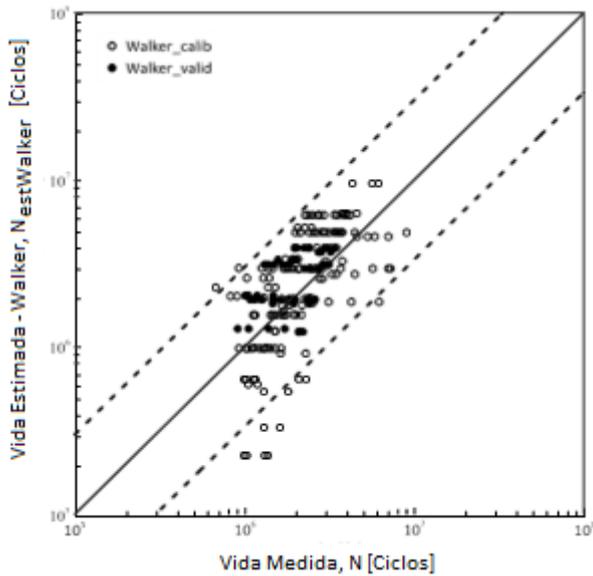
Approach	Parâmetros da Curva			
	$C$ [MPa]	$k$	$\gamma$	$R^2$
$S_a - N$	115,46	0,079	-	0,14
SWT	352,00	0,132	0,50	0,71
Walker	413,32	0,138	0,43	0,71
Goodman	678,44	0,186	-	0,50

#### 4.2.2 Curva Vida Estimada Versus Vida Observada ( $N_{estP_*} \times N$ )

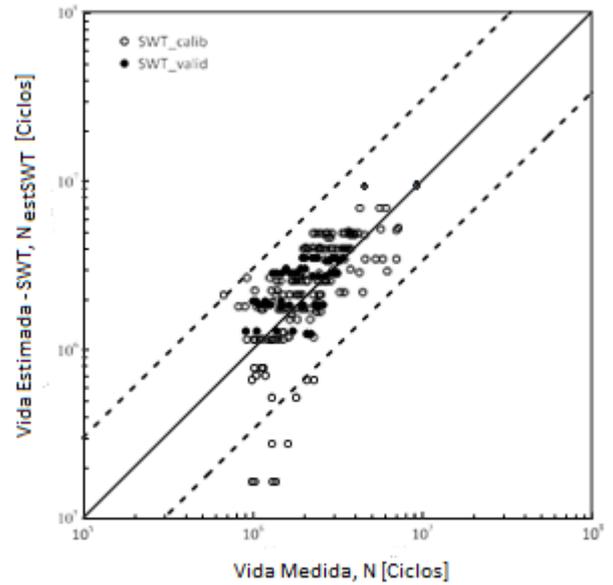
As equações referentes às curvas mestras (Tabela 4.2) são utilizadas para encontrar a vidaestimada correspondente a cada modelo. Sendo, assim, foi possível a construção dos gráficos da vida estimada versus vida observada  $N_{estP_*} \times N$ , Figura 4.4. Os gráficos contém os dados referentes à calibração e validação de cada modelo, bem como, uma banda de confiança (3 vezes a vida), representada por duas linhas paralelas, a qual será usada para auxiliar a análise da dispersão dos resultados e na escolha do melhor modelo representativo do efeito da tensão média para os cabos avaliados. Tanto o eixo da abscissa quanto da ordenada estão dispostos pelos valores de  $10^5$  a  $10^8$ .

Ao observar Figura 4.4(a) e (b), é percebido que os dois modelos SWT e Walker apresentaram uma boa estimativa do efeito da tensão média no comportamento em fadiga dos condutores. Estes dois modelos compreendem o maior número de dados dentro de um intervalo de confiança de três vezes a vida. Tanto os valores usados para a calibração dos modelos quanto os de validação se posicionam, em sua maioria, entre as bandas de confiança. E a dispersão dos dados analisados é pequena. Em contraposição os dados observados no modelo de Goodman são mais dispersos e com mais dados fora das bandas limítrofes de três vezes da vida. No entanto, no caso dos dados de validação, o modelo de Goodman é sistematicamente não conservador.

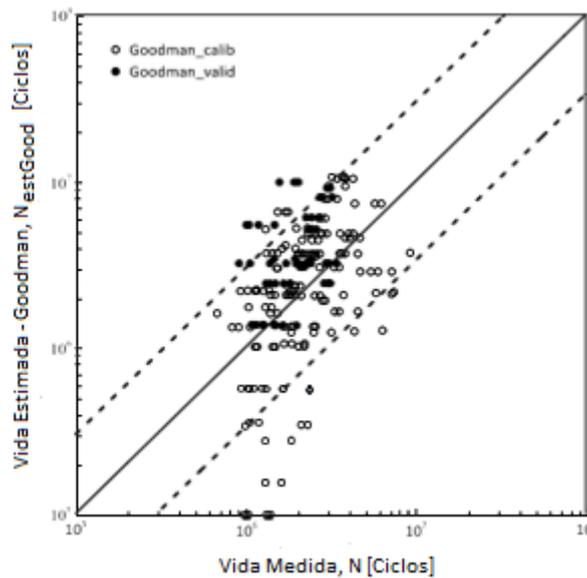
Entretanto, para ter um melhor ajuste no modelo de Walker é necessário maior quantidade de dados, uma vez que para obter o fator de ajuste,  $\gamma$ , é utilizado um método de regressão não-linear. O modelo de Smith-Watson-Topper, SWT, é um variante do modelo Walker (são iguais quando o fator de ajuste,  $\gamma$ , é igual a 0,5). Deste modo, o modelo SWT, por requerer menor quantidade de dados e apresentar um bom comportamento quanto a dispersão de dados, ele pode ser selecionado para analisar o efeito da tensão média.



(a) Walker



(b) SWT



(c) Goodman

Figura 4.4 - Curvas  $N_{est} p_* \times N$  para cada modelo: (a) Walker; (b) SWT; (c) Goodman.

Nos três diagramas há dados que estão fora das bandas (limites superior e inferior). Nos diagramas que representam os modelos de Walker, SWT e Goodman, os dados que estão abaixo do limite inferior pode ser de um condutor, C4, que possui características diferenciadas dos demais condutores e apresenta melhor desempenho quando analisado em relação a fadiga.

#### 4.2.3 A estimativa da medida de incerteza, $\Delta$ , e dos parâmetros das curvas mestres para prever a vida à fadiga dos condutores para diferentes níveis de confiabilidade.

Neste t3pico, s3o discutidos os resultados de uma an3lise de previs3o de vida 3 fadiga de condutores em diferentes n3veis de confiabilidade, a partir dos dados obtidos na avalia3o do efeito da tens3o m3dia para os par3metros Walker e SWT, uma vez que apresentaram menores dispers3es nas curvas  $P_* \times N$  e  $N_{est} P_* \times N$ . Esses dois par3metros, tamb3m, s3o utilizados para a concep3o da curva mestra. Na primeira parte de an3lise 3 validada a hip3tese de que no caso em estudo a variabilidade do desvio padr3o residual  $\delta_Y$  ( $\delta_{\log(P_*)}$ ) 3 pequena, o que permite assumir que o seu valor 3 constante e igual 3 sua m3dia. A seguir, estima-se e discute os par3metros da curva mestre em rela3o 3s implica3es na previs3o da vida 3 fadiga dos condutores.

#### 4.2.3.1 An3lise do comportamento da medida de incerteza $\delta_Y$ e $\Delta_Y$

Na Figura 4.5 3 apresentado um diagrama de dispers3o correlacionando o logaritmo da vida e os desvios padr3o das previs3es para valores individuais dos logaritmos dos par3metros Smith-Watson-Topper ( $\delta_{\log(P_{SWT})}$ ) e Walker ( $\delta_{\log(P_{Walker})}$ ). Esta figura mostra claramente a exist3ncia de uma rela3o de depend3ncia entre  $\delta_{\log(P_*)}$  e  $\log(N)$ . Aplicando t3cnicas de ajuste de curvas, verifica-se que a melhor rela3o entre essas vari3veis 3 quadr3tica (ver equa3es de ajuste apresentadas na Figura 4.5). Por3m, tamb3m pode-se observar que o v3rtice da par3bola est3 localizado no centro do intervalo de an3lise, e que os coeficientes dos termos quadr3ticos e lineares s3o, respectivamente, duas e uma ordem de grandeza inferiores ao coeficiente do termo constante. Adicionalmente, conforme mostra a Tabela 4.3, a diferen3a entre os valores m3ximo e m3nimo observados 3 da ordem de  $6E-4$  (aproximadamente 2% do coeficiente do termo constante). Portanto, com base nessas informa3es, assumir que  $\delta_{\log(P_*)}$  3 pequeno, o que nos permite assumir que seu valor 3 constante e igual 3 sua m3dia, mostra-se uma hip3tese razo3vel do ponto de vista da engenharia.

Uma vez demonstrado que a variabilidade da medida de incerteza  $\delta_Y$  3 pequena e que seu valor pode ser assumido como constante e igual 3 sua m3dia, pode-se agora estimar os valores de  $\Delta_Y$  usando a Equa3o (3.8), o que possibilita estimar intervalos de predi3o para curvas de vida em fadiga e permite a constru3o de curvas de predi3o baseadas na probabilidade de falha utilizando a Equa3o (3.12). A Tabela 4.4 apresenta os valores de  $\Delta_Y$  em fun3o dos valores de  $t_\alpha$ . Nesta tabela s3o apresentados os valores necess3rios para calcular os valores das constantes  $C_*$  considerando valores cr3ticos da distribu3o “t”

associados aos níveis de significância de 5,0%, 2,5%, 1% e 0,1%.

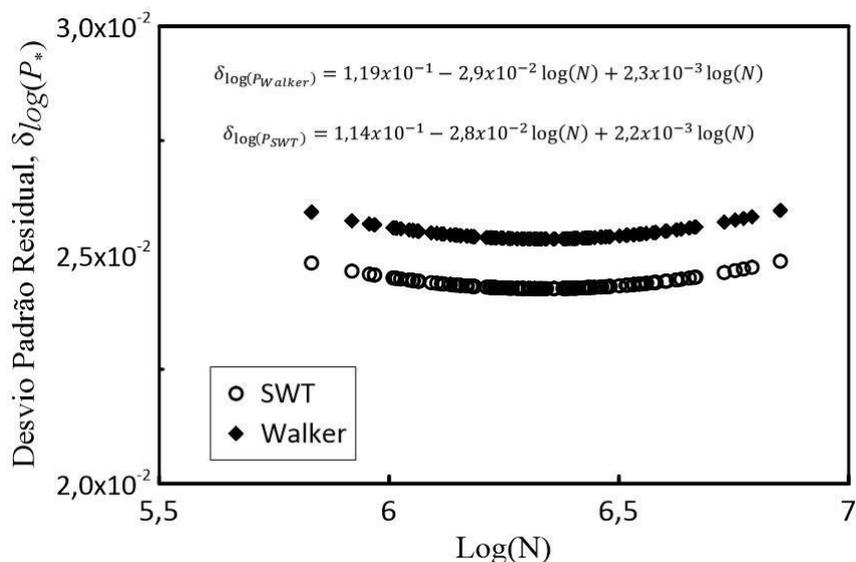


Figura 4.5 – Diagrama correlacionando os logaritmos da Vida em Fadiga,  $\text{Log}(N)$ , com o desvio padrão residual das previsões dos valores individuais dos logaritmos dos parâmetros Smith- Watson-Topper,  $\delta\text{Log}(P_{SWT})$  e Walker,  $\delta\text{Log}(P_{Walker})$

Tabela 4.3 - Parâmetros estatísticos de  $\delta\text{Log}(P_*)$

Desv.Pad. Residual	Parâmetro Estatístico					
	Média	Desv.Pad.	COV (%)	Min.	Max.	Faixa
$\delta\text{Log}(P_{SWT})$	2,436E-2	1,196E-4	0,49	2,426E-2	2,486E-2	5,988e-4
$\delta\text{Log}(P_{Walker})$	2,545E-2	1,249E-4	0,49	2,353E-2	2,597E-2	6.256E-4

Tabela 4.4 - Constantes de ajuste da tensão-vida equivalente

Parâmetro	$\alpha$ (%)	$t_{\alpha,121}$	$\hat{\delta}$	$\hat{\Delta}$	$A$	$C_{P_*}$	$b$	$\gamma$
SWT	5,0	1,65	0,0244	0,0404	2,491	282,24	0,125	0,50
Walker		7	0,0255	0,0422	2,582	346,59	0,134	0,42
SWT	2,5	1,97	0,0244	0,0482	2,491	277,19	0,125	0,50
Walker		9	0,0255	0,0504	2,582	340,11	0,134	0,42
SWT	1,0	2,35	0,0244	0,0574	2,491	271,37	0,125	0,50
Walker		8	0,0255	0,0600	2,582	332,66	0,134	0,42
SWT	0,01	3,38	0,0255	0,0976	2,582	304,79	0,125	0,50
Walker		6	0,0244	0,0935	2,491	249,70	0,134	0,42

Para visualizar de forma mais abrangente a relação entre o parâmetro  $C_{P_*}$  e o nível de significância, construiu-se os gráficos apresentados nas Figura 4.6(a) e 4.6(b), que mostram o comportamento geral deste parâmetro em função de  $\alpha$ , considerando, respectivamente, os critérios SWT e Walker (representados pelas linhas sólidas). Adicionalmente, nestas mesmas figuras, é apresentado uma curva que representa a relação,  $M$ ,

entre a vida nominal  $N(P_*, \hat{C}, \hat{t}, \hat{\gamma})$  (calculada com base nos dados disponíveis na Tabela 4.2 **Error! Reference source not found.**), e a respectiva vida estimada através das curvas de fadiga ajustadas,  $N(P_*, \hat{C}, \hat{t}, \hat{\gamma}, \alpha)$  (representadas por linhas tracejadas). Observe que este valor do fator M representa o nível de desvio da curva que representa o fator de previsão conservador da curva de fadiga nominal (estimada pelos parâmetros apresentados na Tabela 4.2).

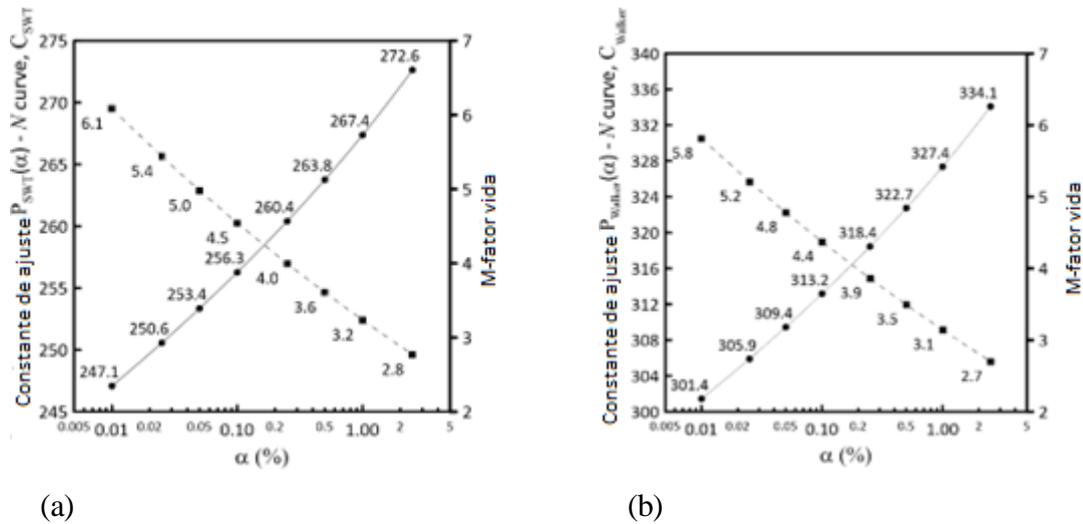


Figura 4.6 - Relação entre o nível de significância  $\alpha$  e as constantes das curvas de fadiga ajustadas (linha contínua) e a distância medida em k-vidas entre a fadiga nominal e as curvas de fadiga ajustadas

Ao analisar os gráficos apresentados na Figura 4.6, fica evidente que o valor de  $C_{P_*}$  diminui à medida que o parâmetro  $\alpha$  diminui. Isto se deve ao fato de que o valor crítico da distribuição *t-student* tende a assumir valores absolutos crescentes à medida que  $\alpha$  diminui, influenciando diretamente no cálculo de  $C_{P_*}$ . Além disso, é observado nos gráficos da Figura 4.6 que o valor de M aumenta à medida que o valor de  $\alpha$  diminui - uma tendência que era esperada do ponto de vista qualitativo. Vale ressaltar que o valor de M está intrinsecamente ligado ao nível de conservadorismo da curva de fadiga ajustada para um determinado valor de  $\alpha$ . Em outras palavras, um valor mais elevado de M implica uma estimativa mais conservadora da vida à fadiga do condutor. Por exemplo, nossos resultados mostram que para um valor de  $\alpha$  de 2,5%, o valor de M é aproximadamente 2,7, enquanto para um valor de  $\alpha$  de 0,01%, o valor de M é da ordem de 6. Portanto, a seleção apropriada do parâmetro  $\alpha$  permite uma definição mais objetiva do nível de segurança para o projeto de fadiga dos condutores aéreos.

A Figura 4.7 apresenta as curvas de tendência ajustadas segundo os critérios SWT e Walker para níveis de significância  $\alpha$  de 2,5% e 0,01%, respectivamente. Para efeito de

comparação, a Figura 4.6 também apresenta a) os 179 dados experimentais para estimativa das curvas de tendência (nominais) segundo os critérios SWT, Walker e Goodman; b) as curvas de tendência correspondentes e as curvas de fadiga ajustadas considerando valores de  $\alpha$  de 2,5% e 0,01%; e a CSBL.

Analisando os gráficos da Figura 4.7, é observado o ajuste das curvas de tendência aos dados experimentais. Tanto as curvas de tendência ajustadas com o critério SWT (Figura 4.7(a)) quanto as curvas de tendência ajustadas com o critério de Walker (Figura 4.7(b)) mostram boa concordância com os dados experimentais. É importante notar também que ao utilizar as curvas de tendência ajustadas, os valores dos parâmetros SWT ou Walker que se pode adotar para um determinado número de ciclos são dependentes do nível de significância  $\alpha$ , ou seja, se essas curvas forem consideradas curvas de projeto, o nível de conservadorismo do projeto estará intrinsecamente associado ao nível de significância. Em resumo, considerando uma vida à fadiga específica,  $N$ , pode-se então admitir três condições a serem relacionadas com a seleção dos valores dos parâmetros SWT ou Walker ( $P_*$ ) considerando o valor previsto para o parâmetro ( $P_{*adj}$ ) estimado por meio de curva de tendência ajustada em função do nível de significância estatística,  $\alpha$ , escolhido para o teste de hipótese associado ao intervalo de confiança do parâmetro SWT ou Walker.

- Se  $P_*$  for maior que  $P_{*adj}$ , significa que a condição de carregamento selecionada ( $\sigma_a, \sigma_m$ ) é maior que a capacidade esperada do condutor em resistir àquela condição de carregamento, considerando um nível de significância  $\alpha$ . Ou seja, a probabilidade de falha é maior que  $\alpha$ .
- Se  $P_*$  for igual a  $P_{*adj}$ , significa que a condição de carregamento selecionada ( $S_a, S_m$ ) induz um nível de tensão igual à capacidade esperada do condutor, considerando um nível de significância  $\alpha$ . Ou seja, a probabilidade de falha é da ordem de  $\alpha$ .
- Se  $P_*$  for menor que  $P_{*adj}$ , significa que a condição de carregamento selecionada ( $S_a, S_m$ ) induz um nível de tensão inferior à capacidade esperada do condutor, considerando um nível de significância  $\alpha$ . Ou seja, a probabilidade de falha é menor que  $\alpha$ .

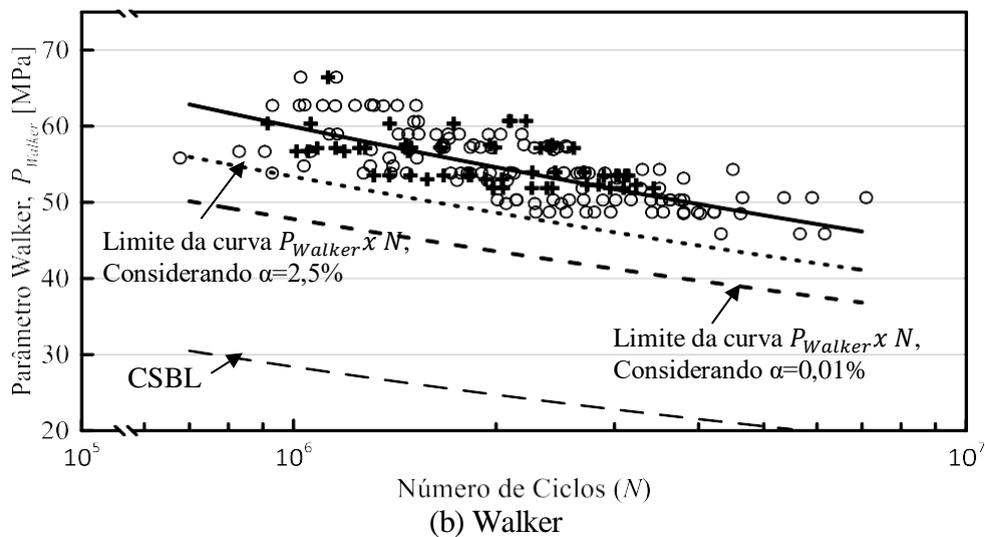
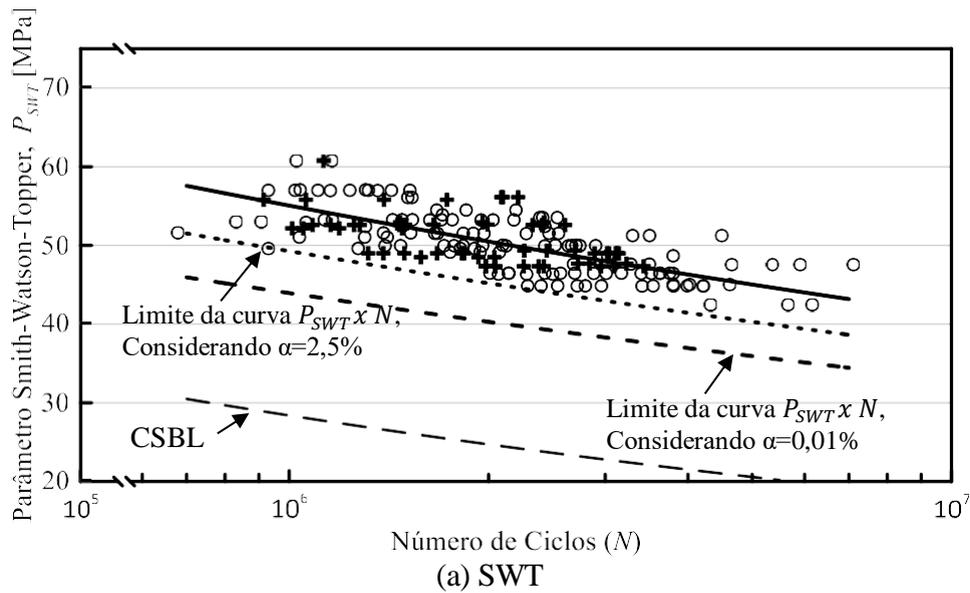


Figura 4.7 - Correlações entre a vida em fadiga observada experimentalmente e as amplitudes de tensão equivalentes estimadas de acordo com os critérios de Smith-Watson-Topper (a) e Walker (b)

Ainda considerando as informações contidas na Figura 4.7, é importante destacar que quando comparada às curvas de fadiga estimadas neste estudo, a CSBL mostrou-se uma curva de projeto extremamente conservadora, pois está localizada em uma distância significativa da curva de fadiga corrigida para  $\alpha$  igual a 0,01% (que já possui um fator de aproximadamente 6 vezes as vidas medidas). Além deste elevado nível de conservadorismo no método CSBL, deve-se notar também que tal curva não se destina a representar o efeito da tensão média no comportamento à fadiga dos condutores, o que pode levar a projetos excessivamente conservadores e devem ser analisados com cautela.

## CAPÍTULO 5

### 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

#### 5.1 CONCLUSÕES

Este trabalho teve como objetivo obter uma curva mestra a partir da avaliação do efeito da tensão média na previsão de vida em fadiga de onze condutores aéreos de alumínio de forma simultânea. Uma vez que a vida à fadiga é influenciada pela presença de tensão média, havendo reduções significativas na vida útil à fadiga quando o parâmetro  $H/w$  (ou EDS) é aumentado. Para realizar esta avaliação foram utilizados três modelos propostos na literatura para a estimativa de efeito da tensão média: Goodman, Walker e SWT. E para essa estimativa foram utilizados dados dos testes em condutores com EDS de 20% (T-Grosbeak, Ibis, Trapezoidal, Aero-Z (alma de aço e alma de compósito), CAL 900 MCM, CAL 1055 MCM) e dados de testes de fadiga em condutores aéreos, com diferentes níveis de  $H/w$  (1820, 2144 e 2725), coletados do banco de dados do Laboratório de Integridade Estrutural e Cabos da Universidade de Brasília (Orchid, Tern, Ibis, CAL 900 MCM, CAL 1055 MCM, CAL 823 MCM e ACAR 750 MCM). Esses condutores se diferenciam: pelo formato do fio de alumínio; pela liga de alumínio que os fios são feitos; pela presença de alma, ou não; e bitola dos condutores.

Ao construir as curvas  $SxN$  (tensão versus vida) experimentais dos condutores, foi possível extrair dados necessários para a obter as curvas  $P_*xN$  para cada parâmetro utilizado na estimativa do efeito da tensão média. Assim, a calibração e validação da análise proposta neste trabalho foi feita. Possibilitando a obtenção das curva vida estimada para cada modelo versus vida medida experimentalmente utilizado  $N_{estP_*}x N$ . Estas curvas foram utilizadas para auxiliar na determinação dos modelos que melhor descreveram o efeito da tensão média na vida em fadiga do conjunto dos onze condutores e apresentaram melhores previsões de vida. E por fim, a obtenção da curva mestra padrão que representa todos o condutores analisados de forma simultânea, incorporando o nível de confiabilidade na previsão de vida. Vale ressaltar que a proposta desta curva é que ela seja utilizada em projetos de condutores aéreos para linhas de transmissão de energia.

Portanto, com base nas análises e discussões realizadas neste trabalho, as seguintes conclusões podem ser tiradas em relação aos métodos que foram examinados para

incorporar os efeitos da carga de esticamento no comportamento à fadiga dos condutores:

- Considerando o conjunto de dados analisado, o critério de Walker forneceu as melhores previsões de vida. Sendo que, um procedimento de regressão simples permitiu identificar que o parâmetro de Walker,  $\gamma$ , que melhor representa o comportamento à fadiga dos cabos condutores é da ordem de 0,43. Isso permitiu a construção de uma curva de fadiga que permite prever 71% das falhas por fadiga. ( $R^2= 0,71$ ,  $R^2$  é chamado de coeficiente de determinação, que mede a quantidade de variância dos dados explicada pelo modelo ajustado, ou seja, explica a porcentagem de dados experimentais que são descritos pela linha de tendência).
- O método Smith–Watson–Topper (SWT) apresenta bons resultados na maioria dos casos analisados. Esse método tem a vantagem da simplicidade e é uma boa escolha para uso geral. Considerando este critério específico, a curva de fadiga gerada permitiu prever cerca de 71% das falhas por fadiga ( $R^2= 0,71$ ). Em termos gerais, para a situação analisada, o critério SWT, revelou-se, do ponto de vista prático, um critério tão preciso quanto o critério de Walker.
- Adicionalmente, foi discutido estratégias para estimar curvas de tendência ajustadas considerando os critérios SWT e Walker. Como resultado, foram criadas equações que podem ser utilizadas como critério de projeto baseadas na confiabilidade  $\alpha$ , que é utilizado para definir o nível de conservadorismo do projeto, com base na probabilidade de ocorrência de falhas.
- A análise dos resultados sugere que a curva CSBL apresenta um nível considerável de conservadorismo, e, portanto, a metodologia proposta pode ser uma alternativa, simples e prática, a ser utilizada em projetos de condutores aéreos quando utiliza os critérios de Walker e SWT.

Pode-se afirmar que o avanço nos estudos sobre o efeito da tensão média proporciona uma contribuição importante em projetos de linhas de transmissão, tendo projetos mais seguros em relação a previsão de vida em fadiga dos condutores aéreos. E a curva mestra proporciona o uso de técnicas mais simples, que não necessita de mão de obra muito especializada e uso de *softwares* específicos. Portanto, a metodologia apresentada pode, também, ser utilizada para aperfeiçoar trabalhos que avaliam a fadiga em cabos condutores

por métodos computacionais (elementos finitos, inteligência artificial).

## 5.2 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

Alguns trabalhos podem ser sugeridos, tais como:

- Uso de novos dados experimentais, tais como testes em condutores, fios e ferragens, para validar as equações e curva mestra apresentadas no presente trabalho;
- Utilizar procedimentos de projeto de fadiga mais refinados para condutores aéreos, levando em consideração não apenas a ação do vento no condutor, mas também uma análise numérica do campo de tensão nos fios dentro do conjunto cabo/grampo, que permitiria incluir as características locais do problema de contato (tensões multiaxiais, carregamento não proporcional e efeitos de gradiente de tensão) na consideração da estimativa de vida a partir da curva mestra apresentada.
- O uso de *Machine learning* para aprimorar a aplicação dos conceitos de fadiga de condutores e aéreos, bem como, indicar a influência de tensão média na vida em fadiga desses condutores.

# CAPÍTULO 6

## 6 REFERÊNCIAS

American Society of Test and Materials. **ASTM E466: Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials** Annual Book of ASTM Standards (2015).

American Society of Test and Materials. **ASTM E-739: Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life ( $\epsilon$ -N) Fatigue Data, E739 – 10** (Reapproved 2015).

American Society of Test and Materials. **ASTM STP E1823: Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing Definitions of Terms Relating to Fatigue**, Annual Book of Standards, ASTM, Philadelphia, PA, vol. 3.01, pp. 740–49, 1996.

AZEVEDO, C.R.; HENRIQUES, A.M.D.; FILHO, A.R.P; FERREIRA, J.L.A.; ARAÚJO, J.A., Fretting Fatigue in Overhead Conductors: Rig Design and Failure Analysis of a Grosbeak Aluminium Cable Steel Reinforced Conductor, **Engineering Failure Analysis**, v.16, pp.136-151. 2009.

BADIBANGA, R. K., **Evaluation of the fatigue resistance of power line conductors function of the H/w parameter**, 180p. Fadiga, Fratura e Materiais, Tese de doutorado, Universidade de Brasília, Brasília-DF, Brasil, 2017.

BADIBANGA, R., MIRANDA, T., ROCHA, P; FERREIRA, P. J., SILVA, C., ARAÚJO, J. The effect of mean stress on the fatigue behaviour of overhead conductor function of the H/w parameter, **MATEC FATIGUE web of conference** 165, 2018, <https://doi.org/10.1051/matecconf/201816511001>.

BARRETT, J.S., MOTLIS, Y., Allowable tension levels for overhead line conductors, **IEEE Proceedings – Generation, Transmission and Distribution**. 148: 54-59, 2001, doi:10.1049/ip-gtd:20010019.

BELLORIO, M.B, **Revisão Sobre os Critérios de Fadiga para Cabos Condutores de Energia e Uso de Metodologia para Estimativa de sua Vida Remanescente**, Dissertação de Mestrado. Universidade de Brasília-UnB, Brasília-DF, Brasil, 2009.

BONOIARDI, M., DIANA, G., TAGLIABUE, C. Fenomeni di fretting-fatigue su um conduttore elettrico, **Revista La Metallurgia Italiana**, ottobre, 2007.

CALLISTER, W. D. Jr. **Ciência e Engenharia de Materiais: uma introdução**. Rio de Janeiro: LTC, 2002.

CÂMARA, E.C.B., KALOMBO, R.B., FERREIRA, J.L.A., ARAÚJO, J.A., FREIRE, R.C.S.Jr Estimating fatigue behavior of a family of aluminum overhead conductors using ANNs, **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, 44: 983–996, 2021, DOI: 10.1111/ffe.13408.

CARDOU, A., CLOUTIER, L., ST-LOUIS, M., LEBLOND, A. ACSR electrical

conductor fretting fatigue at spacer clamps. In *Standardisation of Fretting Fatigue: Test Methods and Equipment* (Eds M; Helmi Attia and R.B. Waterhouse), 231-242, 1992, 10.1520/STP25840S.

CAVASSIN, R.S., FERNANDES, T.S.P., Uma abordagem multicritérios para recapacitação de linhas de transmissão, **Revista Controle & Automação**, vol. 23 nº6, 2012.

**EPRI Transmission Line Reference Book: wind-induced Conductor Motion**, EPRI, Palo Alto, California, 2006.

CIGRÉ Report 273, **Overhead conductor safe design tension with respect to Aeolian vibrations**, Task Force B2.11.04, CIGRÉ, 2005.

CIGRÉ SC22 WG22-11 **Guide to vibration measurements on overhead lines**. *Electra* 100, pp 125 to 137, 1995.

CIGRE SCB2-WG11-TF 7-04-18, **Fatigue Endurance Capability of conductor/Clamp Systems-Update of Present Knowledge - Part 1**, Mechanics of the Phenomenon, Draft August 2004

CIGRE WG 04 SC 22 - 02 **Recommendations for the evaluation of the lifetime of transmission line conductors** *ELECTRA* 63. March,1979.

CIGRÉ, **Guide for endurance tests of conductors inside clamps** *Electra*, vol. WG 22.04, pp. 78–86, 1985.

CIGRE, WG B2.30, **Engineering Guidelines Relating to Fatigue Endurance Capability of Conductor/Clamp Systems**, October, 2008.

CLAREN, R, The response of overhead line conductors to vortex shedding under laminar and turbulent air flow. **Presented to CIGRÉ**, 1978.

CORTEN, H. T., DOLAN, T. J. Cumulative fatigue damage”. In *Proceedings of the International Conference on Fatigue of Metals*. **Institution of Mechanical Engineering and American Society of Mechanical Engineers**, pp. 235-246, 1956.

DOLAN, T. J., RICHAT, F. E., WORK, C. E. The influence of fluctuations in stress amplitude on the fatigue metals. **Proceeding American Society for testing Materials**, vol 49, p.646, 1949.

DOWLING, N. E. Mean stress effects in stress-life and strain-life fatigue. **SAE Technical Paper** 32.12: 1004-1019, 2004.

DOWLING, N. E., **Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue**, 4th Revised, Pearson Education Limited 2013.

EPE – Empresa de Pesquisa Energética. **Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2020: Ano base 2019**. Rio de Janeiro, 2020.

EPRI, **Transmission Line Reference Book:The Orange Book**. Electric Power Research

Institute. Palo Alto,CA, 1979.

FADEL, A. A., ROSA, D., MURÇA, L. B., FERREIRA, J. L. A., ARAÚJO, J. A. Effect of high mean tensile stress on the fretting fatigue life of an Ibis steel-reinforced aluminium conductor. **Int. J. Fatigue**, vol. 42, pp. 24–34, 2012, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2011.03.007.

FADEL, A.A. **Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5MCM)**, 200p. Tese de Doutorado. Universidade de Brasília – UnB, Departamento de Engenharia Mecânica. Brasília/DF. Brasil, 2010.

FRICKE JR, W.G., RAWLINS, C.B., Importance of Fretting in Vibration Fatigue of Stranded. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**. 87: 1381-138, 1968, DOI: 10.1109/TPAS.1968.292104.

FRONTIN, S. O., SAAVEDRA, A.R., ARAÚJO, A. A., MURÇA, L. B, FRAGELLI, R. R, RÊGO, V. B., **Prospecção e hierarquização de inovações tecnológicas aplicadas a linhas de transmissão**, Goya, PP. 334, 2010.

GOODMAN, J., **Mechanics Applied to Engineering**, Longmans, Green and Co., London, pp. 631-636, 1919.

GOPALAN, T. V. New excitation system for indoor testing of overhead conductors, **Journal of Energy Engineering**, vol. 119, no 3, pp. 159-167, 1993.

GOUDEAU, S.; JOLICOEUR, C., CARDOU, A.; CLOUTER, L.; LEBLOND, A. **Palmgreen-Miner Law Application to Overhead Conductor Fatigue Predictions**, 2003.

HARDY. C.; BRUNELLE, J. Principles of Measurement and Analysis with the new PAVICA Conductor Vibration Recorder, **Institut de Recherche d’Hydro-Québec**, Varennes, Québec, J3X 1S1, Canadá, 1991.

HARDY. C.; DYKE, P.V. Field Observations on Wind-Induced Conductor Motions, **Institut de Recherche d’Hydro-Québec**, Varennes, Québec, J3X 1S1, Canadá, 1994.

HENRIQUES, A. M. D., **Bancada de Ensaios Mecânicos à Fadiga de Cabos Condutores de Energia**. Tese de Doutorado, Universidade de Brasília, Brasília-DF, 2006.

HORTÊNCIO, T. M. O. S., **Ensaios de Fadiga sob Condições de Fretting com o cabo CAA 397,5 MCM – IBIS**. Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília-UnB, Brasília-DF, 2009.

MATOS, I.M., ROCHA, P.H.C., KALOMBO, R.B., VELOSO, L.A.C.M., ARAÚJO, J.A., CASTRO, F.C. Fretting fatigue of 6201 aluminum alloy wires of overhead conductors, **International Journal of Fatigue**, 141, 2020, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105884>.

IEEE, **Guide for Aeolian Vibration Field Measurements of Overhead Conductors**, Std 1368TM-2006,” New York, 2006.

IEEE, **Standardization of Conductor Vibration Measurements**, IEEE PAS vol.85 N° 1, Trans.31 TP65- 156, 1966.

VÍZKOVÁ, I., LUTOVINOV, M., NESLÁDEK, M., Mean stress effect in stress-life fatigue prediction re- evaluated Jan Papuga, **MATEC Web Conf.** 165 10018 (2018). DOI: 10.1051/mateconf/201816510018

PAPAILIOU, K. O. **Power Delivery.**, vol. 12, no. 4, pp. 1576–1583, 1997, doi: 10.1109/61.634178.

KALOMBO, R. B., PESTANA, M. S., FERREIRA, J. L. A., SILVA, C. R. M., ARAÚJO, J. A. Influence of the catenary parameter (H/w) on the fatigue life of overhead conductors. **Tribol. Int.**, vol. 108, no. November 2016, pp. 141–149, 2017, doi: 10.1016/j.triboint.2016.11.004

LEE, Yung-Li, *et al.* **Fatigue testing and analysis: theory and practice**, Vol. 13. Butterworth-Heinemann, 2005.

MINER, M. A., Cumulative Damage in Fatigue, **Journal of Applied Mechanics**, pp. 159-164, 1945.

MOECKS, L., **Vibration damage on stranded conductors**, Bulletin of the Swiss Electrotechnical Association, Vol. 61 No 5, pp. 223-227, 1970.

MURÇA, L.B., **Estudo Experimental do Efeito da Sequência de Carregamento Sobre a Resistência à Fadiga de Cabos Condutores**, Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação 2011 Departamento de Engenharia Mecânica, Brasília-DF, 100p, 2011.

NETO, E.S.P, **Obtenção do Modelo Geométrico e Avaliação da Vida em Fadiga de Cabo Tipo AeroZ**, projeto de graduação, Universidade de Brasília – UnB, Brasília-DF, 2013.

NEXANS. Catálogo do Fabricante – Características dos cabos ACSR/CAA, 2007.

NORTON, R. L. **Projeto de Máquinas – Uma abordagem integrada** Ed. Bookman – 7ª Edição, 2005. NOWEL, D., HILLS, D.A, Mechanics of Fretting Fatigue, **Kluwer Academic Publishers**, pp. 1-20, 994. ONS: **Operador Nacional do Sistema Elétrico. Plano da Operação Energética** Pen, 2014.

PAPAILIOU, K.O., **On the Bending Stiffness of Transmission Line Conductors**, IEEE Trans. Power Deliv. Vol. 12. No 4. pp. 1576-1588, 1997.

PESTANA, M.S., **Utilização de redes neurais artificiais para avaliar o efeito da tensão média na fadiga do cabo cal 1055 MCM**, tese de doutorado, Universidade de Brasília, Brasília-DF, 2017.

PESTANA, M.S., KALOMBO, R.B. FREIRE JÚNIOR, R.C.S., FERREIRA, J.L.A., SILVA, C.R.M., ARAÚJO, J.A. Use of artificial neural network to assess the effect of mean stress on fatigue of overhead conductors. **Fatigue Fract Eng. Mater Struct**, 1-10, 2018, DOI: 10.1111/ffe.12858.

POFFENBERGER, J. C. AND SWART, R. L., Differential Displacement and Dynamic Conductor Strain, **IEEE Trans. Power Appar. Syst.**, vol. 84, no. 4, pp. 281–289, Apr. 1965, doi: 10.1109/TPAS.1965.4766192.

PRESTON B., MCGILL AND GEORGE E. RAMEY, A., Effect of Suspension Clamp Geometry on Transmission Line Fatigue. **Journal of Energy Engineering**, vol. 112, No 3, pp. 168-183, 1986.

KALOMBO, R.B., REINKE, G., MIRANDA, T.B., FERREIRA, J.L.A., DA SILVA, C.R.M., ARAÚJO, J.A. Experimental Study of the Fatigue Performance of Overhead Pure Aluminium Cables. **Procedia Structural Integrity**, vol. 19. 2019, pages 688-697.

KALOMBO, R.B., PESTANA, M.S., FREIRE JÚNIOR, R.C.S., FERREIRA, J.L.A., SILVA, C.R.M., VELOSO, L.A.C.M. CÂMARA, E.C.B., ARAÚJO, J.A. Fatigue life estimation of an all aluminium alloy 1055 MCM conductor for different mean stresses using an artificial neural network. **Int. J. Fatigue**, 140: 1-8, 2020, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105814>.

FREIRE, R.C.S.Jr, BELÍSIO, A.S. Probabilistic S–N curves using exponential and power laws equations. **Elsevier, Composites: Part B** 56 (2014) 582–590.

WALPOLE, R.E., MYERS, R.H., MYERS, S.L., YE, K. **Probability & Statistics for Engineers & Scientists**, 9th ed. cm. ISBN 978-0-321-62911-1, 2020.

RAMEY, G. E, DUNCAN, R. R., BRUNAIR, R.M. Experimental Evaluation of S-N Curves for Drake ACSR Conductor. **Journal of Energy Engineering**, vol. 112, No 02, pp. 138-151, 1986.

RAMEY, G. E., TOWNSEND, J. S., Effects of clamps on fatigue of ACSR conductors **ASCE J. of the Energy Div.**, May, 107 (EY1), pp. 103-119, 1981).

RAO, S., **Engineering optimization: theory and practice**. John Wiley & Sons, 2019.

RAWLINS, C.B., **Fatigue of Overhead Conductors**. Transmission Line Reference Book, Electrical Power Research Institute, pp. 51-81, Palo Alto CA, 1979.

ROCHA, P. H. C. **Estudo comparativo de vida em fadiga de cabos condutores utilizando o critério H/w**. Projeto de Graduação apresentado a Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia. Departamento de Engenharia Mecânica, Brasília-DF, 2016.

ROCHA, P.H.C., DÍAZ, J.I.M., SILVA, C.R.M., ARAÚJO, J.A., CASTRO, F.C. Fatigue of two contacting wires of the ACSR Ibis 397.5 MCM conductor: Experiments and life prediction. **International Journal of Fatigue**, 127: 25-35, 2019, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.05.033>.

ROSA, A.A., MONETTI, J., SITER, R.B., **Overhead Line Vibration and Inspections Techniques**, trabalho apresentado no IEE Laticon, São Paulo, 1974.

LALONDE, S., GUILBAULT, R., LÉGERON, F. Modeling multilayered wire strands, a strategy based on 3D finite element beam-to-beam contacts – Part I: Model formulation and validation. **International Journal of Mechanical Sciences**, 126: 281-296, 2017,

<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.12.014>.

SHIGLEY, J.E; MISCHKE, C.R.; BUDYNAS, R.G. **Projeto de Engenharia Mecânica**, Ed. Bokman, 7ª Edição, 2005.

Site do Ministério de Minas e Energia. Site do Operador nacional do sistema de Energia. <[http://www.ons.org.br/download/ampliacao\\_reforços/par/Versão\\_Executiva\\_PAR2010-2012ONS\\_23-02-2010.zip](http://www.ons.org.br/download/ampliacao_reforços/par/Versão_Executiva_PAR2010-2012ONS_23-02-2010.zip)>, acessado em 20/01/2011.

SMITH, K. N., P. WATSON, AND T. H. TOPPER, **A StressStrain Function for the Fatigue of Metals** Journal of Materials, ASTM, Vol. 5, No. 4, Dec. 1970, pp. 767-778

SOUZA, E.D. **Análise do efeito da tensão média sobre a resistência à fadiga o aço ASTM A743 CA6NM**, Projeto de Graduação Universidade de Brasília, Brasília-DF, 2011.

STOCKBRIDGE, G. H. Overcoming vibration in transmission cables. **Elec. World**, 86, (26), 1304, pp. 90-132, 1925.

TRIDELLO, A., NIUTTA, B. C., BERTO, F., TEDESCO, PLANO, M.M. S., GABELLONE, D., PAOLIN, D.S. Design Against Fatigue Failures: Lower Bound P-S-N Curves Estimation and Influence of Runout Data, **International Journal of Fatigue** 152, 2022, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.106934>.

VOLKER, V.F., KALOMBO, R.B., SILVA, C.R.M., NOGUEIRA, M.N., ARAÚJO, J.A. Effect of chromium nitride coatings and cryogenic treatments on wear and fretting fatigue resistance of aluminium, **Electric Power Systems Res.**, 116: 322–329, 2014, <http://dx.doi.org/10.1016/j.epr.2014.06.015>

VANTADORI, S., et al. Mean stress effect on fatigue life estimation for Inconel 718 alloy. **International Journal of Fatigue**, 133, 2020: 105391.

VARNEY, T. Notes on the vibration of transmission line conductors, **Trans. AIEE**, 45, p.791- 795, 1926.

VILELA, T.S.V., **Avaliação comparativa da validade da fórmula de Poffenberger-Swart na determinação de tensões flexurais para diferentes condutores de energia**, Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília, Brasília-DF, 2013.

WALKER, K., The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum, Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life. **ASTM STP 462, Am. Soc. for Testing and Materials**, West Conshohocken, PA, pp. 1-14, 1970.

WATANABE, L., **Análise da vida à fadiga de cabos condutores de energia submetidos a carregamentos aleatórios**, Tese de Doutorado, Universidade de Brasília, Brasília-DF, 2014.

ZETTERHOLM, O. D. **Report on the work of the international CIGRÉ SC, 110.6: bare conductors and mechanical calculation. of overhead lines**, 1960.

ZHOU, Z. R., CARDOU, A., GOUDREAU, S., & FISET, M., Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue, **Tribology International**, 29 3, pp. 221–232, 1996.

ZHOU, Z. R., GOUDREAU, S., CARDOU, A., & FISET, M., Single wire fretting fatigue tests for electrical conductor bending fatigue evaluation, **Wear**, 181-183, 531-536, 1995.