

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTUDO EXPERIMENTAL DO EFEITO DA SEQUÊNCIA
DE CARREGAMENTO SOBRE A RESISTÊNCIA À FADIGA
DE CABOS CONDUTORES**

LEONARDO BRANT MURÇA

ORIENTADOR: JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA

CO-ORIENTADOR: JOSÉ ALEXANDER DE ARAÚJO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO CIÊNCIAS MECÂNICAS

PUBLICAÇÃO:

BRASÍLIA/DF: MARÇO – 2011

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

**ESTUDO EXPERIMENTAL DO EFEITO DA SEQUÊNCIA
DE CARREGAMENTO SOBRE A RESISTÊNCIA À FADIGA
DE CABOS CONDUTORES**

LEONARDO BRANT MURÇA

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

APROVADA POR:

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

**Prof. Edgar Nobuo Mamiya, DSc (ENM-UnB)
(Examinador Interno)**

**Prof. Daniel Monteiro Rosa, DSc (UnB-Gama)
(Examinador Externo)**

BRASÍLIA/DF, 15 DE MARÇO DE 2011

FICHA CATALOGRÁFICA

MURÇA, LEONARDO BRANT

Estudo Experimental do Efeito da Sequência de Carregamento Sobre a Resistência à Fadiga de Cabos Condutores [Distrito Federal] 2011.

xvii, 100p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

1.Fadiga

2.Cabos condutores

3.Sequência de Carregamento

4.Linha de Transmissão

I. ENM/FT/UnB

II. ENM – 162/2011

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MURÇA, L.B (2011). 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.

1. CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Leonardo Brant Murça.

TÍTULO: Estudo Experimental do Efeito da Sequência de Carregamento Sobre a Resistência à Fadiga de Cabos Condutores [Distrito Federal] 2011.

GRAU: Mestre

ANO: 2011

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

Leonardo Brant Murça

SQN 211 BL C APTº 505

708863-030 Brasília– DF – Brasil.

AGRADECIMENTOS

À minha família que sempre esteve ao meu lado e me apoiou nesta trajetória. Mãe, pai, obrigado.

Aos mestres Prof. Jorge e Prof. Alex, meu sincero agradecimento pelo voto de confiança e pelo apoio e aos demais professores do Grupo de Pesquisa que de alguma forma contribuíram para minha chegada até aqui: Prof. Daniel, Prof. Edgar.

Aos demais professores que de alguma forma contribuíram para este trabalho ou minha formação.

Um agradecimento especial à minha amiga Prof^a Aida.

Aos amigos do SG-09, Arthur, Marcão, Teniel, Xavier, Pereira, Carlão, Tarsis e Fernando, colegas.

E finalmente, aos amigos de longa data: Júlio, Beri, Marquito, Cristiano, Nunão, Dedé, Vinícius e ao pessoal do FSAE

DEDICATÓRIA

À minha família,

*“Com numerosos cálculos, pode-se obter a vitória.
Teme quando os cálculos forem escassos. E quão poucas
Chances de vencer tem aquele que nunca calcula!”*

Sun Tzu.

“百发百中”

“Cem tiros cem acertos”

Provérbio chinês.

RESUMO

O presente trabalho é de natureza experimental e visa apresentar uma contribuição sobre o estudo da vida útil de cabos condutores de energia elétrica, tendo como referência a análise da resistência a fadiga do conjunto cabo/grampo. Em particular, este trabalho visa confrontar a atual metodologia de cálculo da vida remanescente de condutores aéreos, adotada pelos projetistas de linhas de transmissão, com os dados experimentais obtidos em laboratório para montagem do cabo CAA 397,5 MCM – IBIS com o grampo de suspensão monoarticulado.

Para avaliação da vida remanescente de cabos de energia elétrica, o Comitê de Estudos 22 do Grupo de Trabalho 04 da CIGRÉ desenvolveu uma metodologia para estimativa da vida útil do cabo, que usa basicamente a teoria de acúmulo de dano de Palmgren-Miner associada à curva S-N do conjunto grampo-cabo. Um grande problema no uso dessa metodologia está associado ao fato da efetividade da regra de Miner na quantificação do dano de fadiga em cabos não ter sido validada até o momento.

Nesse sentido, esse trabalho tem como objetivo não apenas realizar um conjunto de testes que permita avaliar a aplicabilidade dessa metodologia para condições de carregamento mais próximas das observadas em campo, mas também avaliar as estimativas fornecidas por outros modelos de acúmulo de dano.

ABSTRACT

The aim of this experimental work is to present a contribution regarding the study of the endurance life of electrical power line conductors, with reference to the analysis of fatigue resistance of cable/clamp. In particular, this study aims to compare the current methodology for calculate the remaining life of overhead conductors, adopted by the designers of transmission lines, with the experimental data obtained in laboratory for assembly of the 397.5 MCM ACSR conductor- IBIS with the suspension clamp.

To assess the remaining life of conductors, the Study Committee 22 - Working Group 04 of CIGRE has developed a methodology to estimate lifetime of overhead conductors, which basically uses the theory of Palmgren-Miner damage accumulation associated with the S-N curve for the clamp/cable assembly. A major problem in using this methodology is due to the fact that the effectiveness of the Miner's theory in the quantification of fatigue damage in overhead conductors has not been validated so far.

Thus, this study aims to not only hold a experimental program to assess the applicability of the methodology described before but also to evaluate results provided by other methodologies of damage accumulation.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	1
2. Introdução	1
1.1 Contextualização da temática	2
1.2 Objetivos.....	3
1.3 Justificativas.....	4
1.4 O estado da arte em uma linha do tempo.....	5
CAPÍTULO 2	10
3. REVISÃO TEÓRICA	10
2.1 Fadiga	10
2.2 Caracterização do processo de fadiga	11
2.3 Definições Fundamentais dos Ciclos de Tensão.....	13
2.4 Filosofias de projeto para a vida em fadiga.....	15
2.4.1. Abordagem pela tensão	16
2.4.2. Abordagem pela Deformação.....	16
2.4.3. Abordagem pela Mecânica da Fratura.....	17
2.5 Determinação da Curva S-N.....	17
2.5.1 Fatores modificadores do limite de Resistência	19
2.6 Efeito da Tensão Média sobre a Vida em Fadiga	22
2.7 Conceito de dano aplicado à fadiga.....	24
2.7.1 Modelo de Palmgren-Miner	25
2.7.2 Modelo de Mansur – Teoria das médias das tensões atuantes	27
2.7.3 Regra de Acúmulo de Dano Progressivo	27
2.7.4 Modelo de Corten-Dolan	28
2.8 Fadiga em cabos Condutores	29
2.8.1. Fadiga por Fretting	30
2.9 Vibrações induzidas pelos ventos	32

2.10	Determinação da tensão nominal no fio mais solicitado do condutor	36
2.11	Metodologias de previsão de vida e critérios de projeto contra fadiga em cabos condutores.....	37
2.11.1.	Metodologia do EPRI.....	38
2.11.2.	Metodologia do IEEE.....	38
2.11.3.	Metodologia do CIGRÉ WG 22-04 – Avaliação da vida remanescente de condutores	39
2.12	Estimativa das medidas de vibração	39
CAPÍTULO 3		43
4.	PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS.....	43
3.1.	Materiais.....	44
3.2.	Descrição da Bancada	48
3.2.1.	Visão Geral da Bancada de Ensaios	48
3.2.2.	Mecanismo de Tracionamento do Cabo	50
3.2.3.	Mecanismo Excitador (Shaker)	52
3.2.4.	Montagem do Grampo de Suspensão	53
3.2.5.	Dispositivo para Fixação do Grampo de Suspensão.....	53
3.2.6.	Dispositivo de Detecção de Quebra de Fios.....	54
3.2.7.	Sistema de Aquisição de Dados.	56
3.2.8.	Sistema de Controle das Bancadas	56
3.3.	Planejamento dos testes	56
3.3.1.	A Preparação e os Parâmetros de Controle de Ensaio	56
3.4.	Metodologia.....	58
3.4.1.	Preparação do Corpo de Prova.	58
3.4.2.	Montagem do Corpo de Prova na Bancada.....	59
3.4.3.	Operação da Bancada.....	60
3.4.4.	Metodologia de Avaliação e Implementação para Blocos de Carregamento.	61
3.4.5.	Planejamento dos ensaios com blocos de carregamento variável.	63

CAPÍTULO 4	66
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES	66
4.1. Determinação da Curva Tensão versus Vida, S-N, para uma quebra.	66
4.2. Resultados dos Ensaios com Sequência de Carregamento	70
4.3. Análise dos Resultados.....	73
4.3.1. Banda de Confiança	74
4.3.2. Análise da previsão de Miner	74
4.3.2.1. Sequências L-H versus Sequências H-L (Miner).....	75
4.3.2.2. Efeito da porcentagem inicial de dano no bloco 1 (Minier)	75
4.3.3. Comparação dos modelos de acúmulo de dano: Miner, Mansur, Corten- Dolan e Dano Progressivo	77
4.3.4. Ajustando o Modelo de Corten-Dolan.....	79
4.4. Análise Macroscópica de Falhas	80
4.4.1. Falhas Planas	83
4.4.2. Falhas em “V”	84
4.4.3. Falhas Inclinadas	85
4.5. Estatística das Falhas	88
CAPÍTULO 5	90
6. CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS.....	90
5.1. Conclusões.....	90
5.2. Propostas para trabalhos futuros	91
REFERÊNCIAS	93
ANEXO 1	98

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Corpo de prova submetido a um ensaio de propagação de trincas por fadiga. Neste tipo de ensaio o corpo de prova possui um entalhe na geometria que induz e acelera o estágio 1.....	11
Figura 2.1 - Elementos de nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos (a) Defeitos internos no material (inclusões) [42]; (b) Defeitos superficiais [42] (marcas de deformação de material laminado); (c) Bandas de deslizamento [42].....	12
Figura 2.2 - Estágio de crescimento da trinca devido ao processo de fadiga [13].....	13
Figura 2.4 – Representação clássica dos ciclos de tensão.....	14
Figura 2.5 – (a) Ciclo com amplitude de tensão constante – alternado [12]; (b) ciclo com amplitude de.....	15
Figura 2.6 – (a) ciclos com amplitude de tensão variável em blocos [12]; (b) ciclos com amplitude de tensão variável e irregular ou aleatória[12].....	15
Figura 2.7 – Curvas S-N esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio [13].....	18
Figura 2.8 – Gráfico comparativo dos modelos Gerber, Goodman, Soderberg, Morrow e SWT [37].....	24
Figura 2.19 – Exemplo de uma curva S-N típica e quatro diferentes níveis de solitação.....	26
Figura 2.10 – Curva S-N modificada por Corten-Dolan.....	29
Figura 2.11 – (a) Seção transversal de um cabo ACSR; (b) Contatos entre os fios e os grampo.....	29
Figura 2.12– Configuração esquemática do problema de contato entre dois cilindros (equivalente a dois fios de camadas distintas no cabo). [37].....	31
Figura 2.13– (a) Cabo condutor ACSR rompido após ensaio (b) Detalhe do óxido de alumínio formado entre os fios e depositado na base do grampo (c) Detalhe da quebra e das marcas de fretting[37].....	31
Figura 2.14– Marcas de fretting e falhas nos fios de alumínio do de um cabo ACSR após ensaio de fadiga. Detalhe para o arrancamento de material no contato mais severo do fio com a base do grampo [12].....	32
Figura 2.15- Escoamento ao redor de um corpo cilíndrico em função do Número de Reynolds [22].....	33
Figura 2.16 – Montagem esquemática cabo/grampo mostrando a posição padrão para medida de amplitude de deslocamento Y_b	36
Figura 2.17 – Modelos de Vibrógrafos [28].....	40
Figura 2.18– Curva Safe Border Line, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRÉ [22].....	42
Figura 3.1 – Montagem esquemática cabo/grampo mostrando a posição padrão para medida da amplitude de deslocamento Y_B	44
Figura 3.2 – Desenho técnico do grampo de suspensão monoarticulado modelo Forjasul 55101/003 [13].....	45
Figura 3.3 a) Conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado e b) Vista em corte do conjunto cabo/grampo.....	46
Figura 3.4 – Desenho esquemático do condutor (a) e Seção do cabo condutor IBIS 397,5 MCM – Formação 26/7 (b).....	47
Figura 3.5 - Desenho esquemático da montagem da bancada de ensaios.....	48
Figura 3.6 – Blocos Móveis das Bancadas A e B [37].....	49
Figura 3.7 – Blocos fixos com o trilho para deslocamento do shaker.....	50

Figura 3.8 - Talha de alavanca ancorada ao bloco de fixação 1.....	50
Figura 3.9 - Bloco fixo 3 que contém os equipamentos para controle de tração do cabo.....	51
Figura 3.10 – a) Fixação do cabo no bloco fixo 3 b) Detalhe do grampo de ancoragem passante e a célula de carga.....	51
Figura 3.11 – a) Shaker eletromecânico b) Detalhe da haste de fixação cabo/shaker com o acelerômetro e o transdutor de força.....	52
Figura 3.12– (a) Vista superior da montagem cabo/grampo (b) Vista frontal da montagem cabo/grampo [37].....	53
Figura 3.13 - Montagem do grampo de suspensão sobre o bloco móvel e posição padrão do ponto 89 [37].....	54
Figura 3.14 – Desenho esquemático ilustrando a forma de medição do ângulo de rotação....	55
Figura 3.15 – Exemplo de um gráfico de rotação do cabo ao longo de um ensaio de fadiga.	55
Figura 3.16 – Sistema de Aquisição de Dados. [37].....	56
Figura 3.17 – Amplitude de deslocamento – YB.....	58
Figura 3.18 – Retirada do cabo condutor da bobina.....	59
Figura 3.20 - Polias auxiliares posicionadas ao longo do vão do teste.....	59
Figura 3.21 – Sequência Crescente de Carregamento.....	63
Figura 3.22 – Sequência Decrescente de Carregamento.....	64
Figura 4.1 – Curva Tensão versus Vida – Modelo $N = A \cdot S^b$ ($R^2 = 0,55$).....	68
Figura 4.2 – Curva Tensão versus Vida – Modelo $\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$ ($R^2 = 0,67$).....	68
Figura 4.3 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Palmgren-Miner.....	73
Figura 4.4 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Palmgren-Miner.....	75
Figura 4.5 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1o e no 2o Bloco – Regra de Palmgren-Miner.....	76
Figura 4.6 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1o e no 2o Bloco – Regra de Dano Progressivo.....	77
Figura 4.7 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Mansur.....	78
Figura 4.8 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º.....	78
Figura 4.9 – Comparação da média dos danos totais para os modelos estudados.....	79
Figura 4.10 – Modelo ajustado de Corten-Dolan.....	80
Figura 4.11 - Três tipos identificados de topografia das falhas.....	81
Figura 4.12 – Marcas de fretting na região de falha.....	82
Figura 4.13 – Desgaste e amassamento gerados pelo grampo.....	83
Figura 4.14 – Amostra do Ensaio 8 (quebrou antes do segundo bloco) – Interna/base.....	83
Figura 4.15 – Amostra do Ensaio 11 (H-L/ Yb1=1,39mm e Yb2=0,9mm) – Interna/base....	84
Figura 4.16 – Amostra do Ensaio 12 (L-H/ Yb1=0,9mm e Yb2=1,39mm) – Interna/topo....	85
Figura 4.17 – Amostra do Ensaio 4 (L-H/ Yb1=0,9mm e Yb2= 1,39mm) – Interna/base.....	86
Figura 4.18 – Amostra do Ensaio 4 (L-H/ Yb1=0,9mm e Yb2= 1,39mm) – Interna/topo.....	86
Figura 4.19 – Amostra do Ensaio 7 (L-H/ Yb1=0,9mm e Yb2= 1,39mm) – Interna/topo.....	87
Figura 4.20 – Amostra do Ensaio 10 (H-L/ Yb1=1,27mm e Yb2= 1,00mm) Externa/Base.	87
Figura 4.21 – Esquema de medição da Distância da Falha (DF).....	88
Figura 4.21 – Esquema de medição da Distância da Falha (DF).....	89

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Filosofias de projeto para vida em fadiga.....	15
Tabela 2.2 – Fator de Acabamento Superficial	20
Tabela 2.3 – Fator de Acabamento Superficial	21
Tabela 2.4 – Fator de Temperatura	22
Tabela 2.5 - Comparação dos tipos de movimento de um condutor cilíndrico	34
Tabela 2.6 – Exemplo de uma matriz de amplitudes registrada por um vibrógrafo	41
Tabela 2.7 – Constantes da Curva Limite de Segurança (CSBL). (CIGRE, 1985).....	42
Tabela 3.1 – Características dimensionais e estruturais do cabo condutor	47
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio 1350-H19 [37].....	47
Tabela 3.3 – YB e σ_a selecionados para levantamento da curva S-N	62
Tabela 3.4 – Resumo da programação dos ensaios para blocos de carregamento.....	65
Tabela 4.1 – Resultados dos Ensaios de Fadiga para o 1º Fio de Alumínio.....	67
Tabela 4.2 - Parâmetros da Curva S-N – Modelo de Regressão: $N = A \cdot S^b$	69
Tabela 4.3 - Parâmetros da Curva S-N – Modelo de Regressão: $\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$	69
Tabela 4.5 – Comparação dos Coeficientes de Explicação R^2	69
Tabela 4.4 - Parâmetros das Curvas P-S-N – Modelo de Regressão: $\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$	70
Tabela 4.5 – Resultados dos Ensaios de Blocos de Carregamento - Dano Prescrito no Primeiro Bloco: 20%	71
Tabela 4.6 – Resultados dos Ensaios de Blocos de Carregamento– Dano Prescrito no Primeiro Bloco: 70%	71
Tabela 4.7 – Resultados dos Ensaios de Blocos de Carregamento – Dano Prescrito no Primeiro Bloco 50%	71
Tabela 4.8 – Resumo dos Resultados Estimados para o Dano Aplicado no 2º Bloco de Carregamento.	72
Tabela 4.9 – Estatística da localização das falhas.....	88

LISTA DE ABREVIACÕES

ACSR	Cabos de Alumínio com Alma de Aço (Aluminium Conductor Steel Reinforced).
ASTM	American Society for Testing and Materials.
CIGRE	Conseil International des Grands Réseaux <i>Electriques</i> (International Council on Large Electric Systems).
CRT	Carga de Ruptura à Tração
EDS	Every Day Stress ou Carga diária média de tracionamento à qual o cabo é submetido ao longo da vida em serviço. É um percentual da Tensão limite de ruptura à tração do condutor.
EPRI	<i>Electric Power Research Institute.</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers (Instituto de Engenheiros Eletricistas e Eletrônicos)</i>
P-S	Poffenberger-Swart (expressão que correlaciona severidade de vibração e tensão).
UPC	Último ponto de contato

LISTA DE SÍMBOLOS

Latinos

a	comprimento da trinca.
Δa	avanço do comprimento da trinca.
d	diâmetro do condutor [mm]
d_1	Dano no primeiro bloco de carregamento
d_2	Dano no segundo bloco de carregamento
D	fator de dano.
d_s	diâmetro do fio de aço [mm].
d_a	diâmetro do fio de alumínio [mm].
E	módulo de elasticidade, [GPa].
E_s	módulo de elasticidade do aço, [GPa].
E_a	módulo de elasticidade do alumínio, [GPa].
K	constante da fórmula de <i>Poffenberger-Swart</i> .
I	momento de inércia, [kg·m ²]
I_{min}	momento de inércia mínimo.
EDS	every day stress [%]
f	frequência [Hz].
$Strouhal$	Número de Strouhal.
Re	Número de Reynolds.
k_a	fator de acabamento superficial.
k_b	fator de escala.
k_c	fator de carga.
k_d	fator para outros efeitos.
k_e	fator de temperatura.
l_1	<i>distância da haste em relação ao laser 1</i>
l_2	<i>distância da haste em relação ao laser 2</i>

n	quantidade de ciclos para os respectivos níveis de tensão obtidos em campo.
n_s	número de fio de aço.
n_a	número de fio de alumínio.
N	número de ciclos, [ciclos].
N_f	número de ciclos de vida, [ciclos].
P	carga radial no contato em <i>fretting</i> , [N].
p	constante da equação de Poffemberger-Swart
Q	carga axial cíclica no contato em <i>fretting</i> , [N].
R	<i>razão de tensão</i>
RA	razão de amplitude
S_e	tensão limite de fadiga da peça real [MPa]
S'_e	tensão limite de fadiga de ensaio [MPa].
S_T	resistência à temperatura de operação [MPa].
S_{RT}	resistência à temperatura ambiente, [MPa].
S_{ut}	limite de ruptura do material, [MPa]
T	tração no cabo condutor, [N].
V	velocidade de escoamento do vento, [m/s].
x_b	distância de medição em relação ao último ponto de contato cabo/grampo [mm]
Y_b	amplitude de vibração no ponto 89mm [mm]

Gregos

α_{cabo}	ângulo de rotação do cabo
γ	Expoente de resistência a fadiga
ε	Deformação, [μ strain].
σ_a	tensão alternada, [MPa].
σ_{ar}	tensão normal média, [MPa].
σ_m	tensão média, [MPa].
$\sigma_{\text{máx}}$	tensão máxima, [MPa].
$\sigma_{\text{mín}}$	tensão mínima, [MPa].

- σ_{us} tensão última ou limite de resistência, [MPa].
- σ_y tensão limite de escoamento, [MPa].
- $\Delta\sigma$ *intervalo de tensão*, [MPa].
- σ'_f coeficiente de fadiga ou tensão limite de resistência à fadiga do material, [MPa]
- $\tilde{\sigma}_{fB}$ tensão verdadeira de resistência a fratura, [MPa].
- ν coeficiente de viscosidade cinemática do fluido, [m²/s].

CAPÍTULO 1

2. INTRODUÇÃO

A fadiga nos cabos condutores depende de uma série de fatores, tais como: variações na carga de esticamento do cabo (carga média), geometria do grampo de suspensão, carga de aperto no grampo, carregamentos provocados pela vibração eólica, etc.

Tais fatores podem levar cabos sob condições de carregamentos dinâmicos idênticos a romperem em períodos completamente distintos. Por este motivo, os fabricantes não costumam fornecer, ao engenheiro de linhas de transmissão, informações relativas à resistência a fadiga dos cabos condutores. Por outro lado, a quantificação da influência de cada uma destas variáveis é possível e pode levar ao desenvolvimento de técnicas de projeto e planos de manutenção mais apropriados e que minimizem os riscos de falhas como a descrita acima, além de reduzir os custos de novas linhas. Nesse aspecto, a identificação da influencia desses fatores pode ser alcançada por meio de testes acelerados em laboratório a um custo relativamente baixo.

Com relação aos procedimentos de projetos de linhas usados para avaliação da vida de fadiga em cabos de energia elétrica, o Comitê de Estudos 22 do Grupo de Trabalho 04 - CIGRÉ [1,2] recomenda o uso de uma metodologia para estimativa da vida útil do cabo, que usa basicamente a teoria de acúmulo de dano de Palmgren-Miner [3] associada à curva S-N do conjunto grampo-cabo. A validação desta metodologia não é uma tarefa trivial, pois além de depender da constatação em campo da durabilidade do cabo (que é um processo caro e pode se estender por um período superior a trinta anos), não existe um controle de outros parâmetros que influenciam na vida do cabo.

Uma alternativa para avaliação desta metodologia por meio de testes acelerados em laboratório seria submeter o cabo a um carregamento aleatório, similar ao provocado pelas forças eólicas. No entanto, um passo anterior e necessário, é avaliar o efeito de diferentes seqüências de carregamentos periódicos com amplitudes distintas. Isto permitiria avaliar não apenas as estimativas obtidas com o uso da regra de Miner, mas também as estimativas fornecidas por outros modelos de acúmulo de dano. É neste contexto que insere este trabalho.

1.1 Contextualização da temática

A resistência de cabos condutores à solicitação dinâmica provocada principalmente por esforços oriundos da interação vento/cabo é um importante parâmetro para o projeto de linhas de transmissão, assim como a vida remanescente do condutor também é de particular interesse para a área de manutenção das linhas. A ruptura do cabo tem início nas zonas de contato entre o condutor e os diversos tipos de ferragens tais como grampos de suspensão, espaçadores, sinalizadores, amortecedores, etc. Trincas crescem nos fios de alumínio que constituem o condutor até a completa ruptura do fio, levando a perda de eficiência no processo de transmissão, ou em casos mais críticos, podem também surgir nos fios da alma de aço (para cabos tipo CASR) eventualmente causando a ruptura total da linha.

Uma revisão extensa do processo de iniciação e propagação de trincas em fios de condutores foi apresentada por Rawlings [4]. Várias maneiras de correlacionar a resistência em fadiga do cabo a dados de vibração medidos em campo foram revisadas e propostas naquele trabalho. Entretanto, reconheceu-se que o estado de tensão complexo provocado pelo contato mecânico e a presença de um desgaste superficial provocado pelo movimento relativo de pequena amplitude (denominado desgaste por *fretting*) entre os fios tornavam a quantificação do problema um desafio extremamente complexo.

O grupo de trabalho 22-04 da CIGRE [5] mostrou que a resistência em fadiga de metais sob condições de *fretting* era substancialmente reduzida com relação a condição sem o *fretting*. Em geral a resistência em fadiga da montagem cabo/grampo de suspensão é obtida de maneira análoga a usada para corpos-de-prova sólidos. A fórmula de Poffenberger-Swart [6] é usualmente utilizada para correlacionar uma amplitude de deslocamento medida em uma posição padronizada a partir do grampo (ou outro tipo de ferragem) com uma amplitude de tensão no ponto mais externo do cabo e na saída do grampo. Testes a uma mesma amplitude de tensão são conduzidos, em geral até a ruptura do terceiro fio de alumínio, e o número de ciclos experimentado pela montagem até este instante é gravado. Repetindo-se o teste para diferentes amplitudes de deslocamento pode-se então traçar uma curva da amplitude de tensão contra o número de ciclos, a qual é denominada de Curva S-N ou de Wohler. Cardou *et al.* [7] e Zhou *et al.* [8] apresentaram diversos resultados de fadiga para cabos ACSR em espaçadores e grampos de suspensão para um mesmo nível de esticamento. Os autores ressaltaram uma limitação importante no uso desta fórmula pois a fratura do fio é provocada não apenas pelo movimento alternado do cabo mas também por

um estado de tensão local extremamente complexo oriundo do contato mecânico sob um regime de escorregamento parcial. Apesar destas restrições, a fórmula de Poffenberger-Swart tem sido uma importante ferramenta para avaliação da severidade dos níveis de vibração em cabos condutores por mais de trinta anos. Devido a sua aplicação direta e simples ela se tornou um padrão para a conversão de uma amplitude de flexão medida em uma amplitude de tensão idealizada.

Para avaliação da vida de fadiga em cabos de energia elétrica, o Comitê de Estudos 22 do Grupo de Trabalho 04 da CIGRÉ desenvolveu uma metodologia [9] para estimativa da vida útil do cabo, que usa basicamente a teoria de acúmulo de dano de Palmgren-Miner [3] associada à curva S-N do conjunto grampo-cabo. Um grande problema no uso dessa metodologia está associado ao fato da efetividade da regra de Miner na quantificação do dano de fadiga em cabos não ter sido validada até o momento. Goudreau *et al.* [10] constataram que a variável dano para cabos pode flutuar entre 0,6 e 2, isso implica que em algumas das estimativas de vida para um condutor podem ser não-conservativas em se tratando da previsão de sua vida útil.

Nesse sentido, esse trabalho tem como objetivo não apenas realizar um conjunto de testes que permita avaliar a aplicabilidade dessa metodologia para condições de carregamento mais próximas das observadas em campo, mas também avaliar as estimativas fornecidas por outros modelos de acúmulo de dano.

1.2 Objetivos

O presente trabalho é de natureza experimental e visa apresentar uma contribuição sobre o estudo da vida útil de cabos condutores de energia elétrica, tendo como referência a análise da resistência a fadiga do conjunto cabo/grampo. Em particular, este trabalho visa confrontar a atual metodologia de cálculo da vida remanescente de condutores aéreos adotada pelos projetistas de linhas de transmissão com os dados experimentais obtidos em laboratório para montagem do cabo CAA 397,5 MCM – IBIS com o grampo de suspensão monoarticulado.

Para isso, serão utilizados blocos de seqüências de carregamento com duas amplitudes de vibração distintas e analisado o impacto real sobre o dano acumulado pelo condutor e por consequência sobre a sua vida remanescente em fadiga.

Os dados preliminares obtidos trarão novas e imprescindíveis informações acerca do fenômeno de fadiga sobre condições de *fretting* em cabos condutores. Tais dados,

associados a novas pesquisas propiciarão descobertas no sentido de esclarecer melhor as ocorrências de falhas nos cabos, elementos básicos que compõem o sistema de distribuição e transmissão aéreo de energia elétrica no Brasil.

1.3 Justificativas

O Plano Decenal 2019 [11] apresentado pela Empresa de Pesquisa Energética – EPE mostra uma previsão de crescimento no período de 2010 a 2019, para a Rede Básica (sem as linhas de 138 kV), de 36.797 km. Estes dados demonstram que o sistema elétrico brasileiro está em plena expansão e necessitará de investimentos em pesquisa e desenvolvimento para que possa garantir o aumento da qualidade e a confiabilidade da energia ofertada.

O cabo condutor é o componente mais importante em uma linha de transmissão e pode contribuir com até 40% do custo em investimento de capital na rede. Os condutores têm que sustentar cargas de origem mecânica, elétrica e ambiental ao longo de sua vida operacional que pode superar os 50 anos. Nesse contexto, a fadiga por *fretting* de cabos provocada pela vibração eólica representa um fator de importância fundamental na manutenção dos condutores. Não é necessário dizer que a avaliação dos intervalos de inspeção das linhas e de sua vida residual inclui a avaliação quantitativa desse fenômeno [12].

No dia 30 de abril de 2004, às 19:00 horas, houve o rompimento do cabo condutor 397,5MCM – IBIS, de uma linha de sub-transmissão da CELG D, chamada LT 138 kV Brasília Sul - Marajoara. Este acidente deixou 127.342 unidades consumidoras, o que corresponde a uma população de aproximadamente 636.700 habitantes, sem energia elétrica durante 33 horas, tempo este agravado devido à ruptura da estrutura em implantação durante os serviços de içamento. Estudos posteriores comprovaram que o rompimento do cabo da fase inferior, ocorreu no ponto de fixação do grampo de suspensão e que, a primeira estrutura utilizada em substituição a que foi danificada, quebrou porque a resistência do concreto da peça era inferior ao prescrito por norma. [13]. Resumindo, uma falha localizada provocada por fadiga que deu início à uma sucessão de falhas afetando inclusive as estruturas de sustentação. Acarretando em prejuízos financeiros ainda maiores para a transmissora.

O pior evento ocorrido devido à fadiga mecânica provocada por vibrações eólicas foi no ano de 2001. Na ocasião, houve um blecaute que deixou 11 estados da federação sem

energia elétrica devido ao rompimento de um cabo condutor de uma linha de transmissão na região sudeste. 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, resultando em prejuízos estimados em 100 milhões de reais, além daqueles incomensuráveis como a perda de vidas e o prejuízo à imagem do país no cenário mundial.

Os eventos gerados por indisponibilidade da linha de transmissão devido à falhas por fadiga são percentualmente pequenos comparados com a totalidade das ocorrências no Sistema, apontados pelo Operador Nacional do Sistema - ONS em seus relatórios de faltas no Sistema. Porém, o custo por indisponibilidade gerado por esses eventos podem ser extremamente elevados, pois o tempo de localização e reparo destas falhas pode levar de horas a até dias.

Portanto, criar e aperfeiçoar mecanismos que possibilitem avaliar os aspectos referentes ao estado de operação das linhas de transmissão existentes trará benefícios, não somente econômicos para as empresas transmissoras, como também para a população em geral, que contará com um serviço mais confiável.

1.4 O estado da arte em uma linha do tempo

O presente tópico visa apresentar ao leitor uma visão cronológica dos acontecimentos e estudos desenvolvidos ao longo do último século no tema relacionado a fadiga de cabos condutores. Por este motivo, os fatos serão apresentados utilizando-se de uma linha do tempo, facilitando a visualização e compreensão do tema.

1925 – Stockbridge [14]	} Primeiros estudos da ação do vento sobre cabos condutores.
1926 – Varney [15]	
1933 – Nefzger [16]	

1953 – CIGRÉ [17] - Criação do grupo de estudos do sub-comitê SC-06 para Investigação das causas de danos, em linhas de transmissão, em decorrência de vibrações eólicas.

1960 – Zetterholm [17] - Apresentou estudos mais aprofundados acerca do relatório 213 pelo sub-comitê SC-06da CIGRÉ. Zetterholm tabulou para diversos condutores, valores de tensão de esticamento abaixo da qual o cabo não estaria sujeito a dano. Definia parâmetros para projeto como a EDS (Every Day Stress), que corresponde à maior carga de tração à qual um condutor pode ser submetido na temperatura de trabalho pré-estabelecida, e é definida em valor percentual da carga de ruptura à tração do condutor.

1965 - Poffenberger e Swart [6] - Juntos, desenvolveram uma solução analítica que define a relação entre o deslocamento e a flexão sofrida pelos fios de cabos condutores. Essa relação depende da tensão no cabo condutor, do comprimento do cabo de grampo a grampo e a sua rigidez a flexão. Esse foi um passo fundamental para o desenvolvimento de teorias de durabilidade de cabos baseadas no uso de propostas mais modernas no âmbito da fadiga de metais.

1968 - Fricke e Rawlins [18] - Primeiros estudos (no laboratório e em campo) que comprovaram a importância da fadiga por *fretting* em condutores devido a vibração eólica. Constataram marcas características nos fios que originavam trincas que, por sua vez, se propagavam originando a ruptura dos fios. Salto importante no estudo da evolução do dano em condutores devido ao *fretting*. Como solução, propuseram uma superfície de proteção entre o cabo e o grampo.

1970 - Moecks [19] - Fez várias fotos de análises metalográficas para estudar a falha de cabos ACSR devido ao desgaste por *fretting*, confirmando a “corrosão friccional” nos cabos encordoados.

1971 - Dulhanty [20] - Apresentou trabalho em que fotos de fios quebrados próximos ao ponto de fixação dos amortecedores, indicavam claramente que as marcas de *fretting* eram os pontos de início das trincas nos fios de alumínio de condutores do tipo ACSR.

1978 – IEEE [4] - Elaborada metodologia para cálculo da severidade de vibração eólica em condutores. Sugere que a amplitude de flexão não pode 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. Além disso, a IEEE considera que em nenhum ciclo da história de carregamentos a tensão (σ) poderá alcançar 2 vezes o limite de fadiga.

1978 – Claren [21] – Introduziu o conceito H/w para determinação da tensão mecânica em condutores, onde H representa a carga de esticamento do cabo e w sua densidade linear. Este parâmetro ainda é utilizado por muitos projetistas mas é alvo constante de controvérsias.

1979 – Rawlins [4] – apresentou uma extensa revisão do processo de iniciação e propagação de trincas em fios de condutores. Tentou correlacionar os valores de resistência a fadiga com os dados de amplitude de vibração medidos em campo e acabou por reconhecer a dificuldade de completo entendimento do fenômeno devido ao complexo

estado de tensão no contato mecânico aliado a um desgaste superficial provocado pelo *fretting* entre os fios.

1979 – EPRI [22] - Elaborada metodologia para cálculo da severidade de vibração eólica em condutores. Sugere valores máximos de amplitude de flexão e de amplitude de tensão, definidos como limites de resistência, para vários tipos de condutores. Caso esses patamares de amplitude sejam ultrapassados a integridade do cabo estaria condenada pelo critério de fadiga.

1979 – CIGRÉ [5] - O Grupo de Trabalho 04 do Comitê de Estudo 22 apresentou recomendações para a avaliação da resistência à fadiga de condutores demonstrando graficamente que a resistência em fadiga de metais sob condições de *fretting* era substancialmente reduzida com relação à condição sem o *fretting*.

1981 - Ramey e Townsend [23] – A partir de trabalho publicado, afirmaram que o *fretting* é o parâmetro mais importante na identificação da localização da quebra do fio e, é também, o maior parâmetro para determinar o número de ciclos que causará esta quebra, para um dado nível de amplitude.

1981 - Ramey e Silva [24] - realizaram uma série de testes em laboratório para avaliar a eficiência da redução da amplitude de vibração na vida à fadiga de cabos condutores. A grande inovação foi o uso de sensores LVDT (*Linear Voltage Displacement Transducer*) para medir a rotação do condutor permitiu a monitoração cronológica das falhas nos fios. Os resultados mostraram que, a redução na amplitude de vibração dos cabos aumentava a vida em fadiga consideravelmente. Assim os autores sugeriram que o uso de amortecedores capazes de reduzir os níveis de vibração eólica nos cabos, poderia ser uma forma eficiente de conter o dano por fadiga.

1985 - CIGRÉ [1] - Guia de Testes de Resistência de Condutores Montados em Grampos (GT-WG 04 SC 22) – Relatou-se que o efeito do *fretting* ocorre nos fios das camadas adjacentes do condutor e entre os fios externos do condutor, na superfície de contato com o grampo ou ponto de restrição, ou seja, nos acessórios de linhas de transmissão. Elaborado também as metodologias para avaliação da vida remanescente em condutores considera o efeito acumulativo dos ciclos de vibração utilizando a regra de Miner.

1986 - Ramey *et al* [25] - Realizam importantes estudos experimentais para o levantamento de curvas S-N de cabos condutores. No estudo, foi observado o aumento da dispersão de dados para níveis de tensão mecânica de ensaio mais baixos.

1986 - Preston *et al* [26] – Observaram uma relação entre o raio de curvatura do grampo de suspensão e os níveis de tensão mecânica no condutor. Foi observado que quanto maior o raio de curvatura do grampo, menor eram os níveis de tensão registrados e por consequência maior era a resistência em fadiga do condutor. Verificaram também que os fios se rompiam na região de contato do cabo com o grampo, onde havia o desgaste por “*fretting*” e que a maior parte dos fios rompidos pertenciam à camadas intermediárias (cerca de 75%).

1988 – CIGRÉ [2] - Apresentou os princípios básicos e os efeitos do mecanismo do *fretting* em cabos encordoados. Relatou-se que o aparecimento de Al_2O_3 (devido ao desgaste do alumínio e seu contato com o ar) na região de *fretting* indicaria operação da linha em níveis perigosos de vibração.

1991 - Hardy e Brunelle [27] - apresentaram os princípios básicos do dimensionamento e análise de vibrações eólicas sobre cabos condutores utilizando o vibrógrafo PAVICA. A principal análise feita foi quanto a probabilidade de falha do cabo quando utilizado o método da Cigré, demonstrando ser esse muito conservativo em ambos os experimentos executados.[28]

1993 – Gopalan [29] – propôs experimentos alternativos para execução de testes de vibração em laboratório que diminuíssem o custo e o tempo de ensaio.

1994 - Hardy e Dyke [30] – Desenvolveram importantes conclusões a respeito de vibrações eólicas. Entre elas [28]:

- A frequência e a amplitude da vibração são independentes a correntes de ar paralelas ;
- A turbulência colabora significativamente na atenuação da vibração do condutor.
- Altos índices de EDS aumentam a sensibilidade a vibrações.
- O uso de espaçadores anti-vibração “*damping spacers*” foi de grande benefício no controle das vibrações eólicas, porém não surtiu muito efeito no caso de vibrações induzidas por esteiras turbulentas

1995 - Zhou *et al* [31] - Elaborou uma série de experimentos com o objetivo de comparar o comportamento à fadiga do fio quando testado isoladamente e quando testado em conjunto com o cabo. [28]

1996 - Zhou et al [32] – Mostrou que os testes de fadiga nos fios mostraram que as zonas em contato eram divididas em uma zona de adesão, sem desgaste, e uma zona de escorregamento, com perda de material. O tamanho destas zonas dependia das condições de carregamento aplicadas ao fio. Observou que maiores amplitudes da carga de fadiga provocavam um crescimento da zona de escorregamento e, uma conseqüente redução na vida à fadiga do fio. As trincas invariavelmente tinham início nas zonas de escorregamento.

1997 – Papailiou [33] – tentativas de estabelecer modelos numérico-analíticos capazes de retratar o problema dinâmico em cabos.

2002 – Cardou [34] - concluiu que o uso da regra de Miner para um contexto de vibração de cabos condutores é mais satisfatória que o uso da metodologia EPRI.

2003 - Goudreau *et al.*[35]- apresentou os resultados de testes de fadiga no qual seu histórico de carregamento aplicado ao cabo seguiu uma aproximação da distribuição de Rayleigh.

2006 – Henriques [36] – Desenvolvimento da bancada de ensaios mecânicos à fadiga de cabos condutores da Universidade de Brasília. Salto importante para a investigação do fenômeno no Brasil.

2009 – Bellorio [28] – Desenvolve, na Universidade de Brasília, um extenso trabalho de revisão sobre critérios de fadiga sobre cabos condutores (UnB).

2009 – Hortêncio [12] – Desenvolve, na Universidade de Brasília, tese de mestrado sobre tema relacionado a fadiga de cabos condutores sob condições de *fretting*.

2010 – Fadel [37] – Desenvolve na Universidade de Brasília, tese de doutorado investigando os efeitos de tracionamento dos condutores sobre a vida em fadiga dos mesmos.

CAPÍTULO 2

3. REVISÃO TEÓRICA

Este capítulo visa fornecer ao leitor os subsídios teóricos para o melhor entendimento do problema de fadiga em cabos condutores, tema abordado neste trabalho. Nesse sentido, este capítulo traz uma revisão dos conceitos de fadiga e uma abordagem conceitual dos fatores que influenciam na vida remanescente de cabos condutores sobre a influência da vibração eólica bem como as diferentes metodologias que abordam esse assunto.

2.1 Fadiga

O processo de fadiga¹ de um material está associado com a falha parcial ou total deste material quando submetido a esforços de natureza cíclica. A ASTM (*American Society for Testing and Materials*) em sua norma ASTM STP E1823 [38] define que, “Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre num material sujeito a condições que produzem tensões ou extensões dinâmicas num ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em trincas ou numa fratura completa após um número suficiente de variações de carga”.

As propriedades de fadiga são um parâmetro importante para a caracterização dos materiais e fornecem subsídios para estimar ou prever a vida de componentes estruturais no âmbito da engenharia. [39]

Dentre os inúmeros materiais presentes na natureza, os metais são os mais extensivamente utilizados na engenharia. Devido à suas características de usinabilidade, condutividade, resistência mecânica, entre outros. Desta forma, foram os metais também, os primeiros materiais a serem exaustivamente estudados.

O aço foi o primeiro material a ter suas propriedades de fadiga extensivamente estudadas. Com o passar dos anos e a evolução da indústria, houve a necessidade de se avançar o conhecimento para outros tipos de metais. O alumínio foi um deles. Em virtude da aviação, alavancada pelas Guerras Mundiais, o alumínio passou a ser também exaustivamente estudado.

¹ A palavra “fadiga” tem origem no latim *fatigare* e significa cansaço.

Hoje, esses dois metais, o aço e o alumínio, são os responsáveis pela transmissão da maior parte da energia gerada em grandes usinas ao redor do mundo. A outra parte fica a cargo de cabos condutores de cobre e outras ligas metálicas.

Como todo componente mecânico sujeito a esforços repetitivos ao longo do tempo, o cabo condutor exige cuidadosa manutenção preventiva e preditiva, a fim de evitar-se o comprometimento de fornecimento de energia elétrica à população e, conseqüentemente, prejuízos e danos às empresas fornecedoras e geradoras de energia. Portanto, entender a fadiga dos metais é também, em parte, compreender o comportamento de estruturas tão complexas quanto as linhas de transmissão e seus componentes.

2.2 Caracterização do processo de fadiga

O processo de fadiga resultante de tensões cíclicas pode ser dividido basicamente em três etapas distintas (Figura 2.1):

- Nucleação da trinca;
- Propagação (estável) da trinca ou crescimento macroscópico;
- Ruptura final (propagação instável);

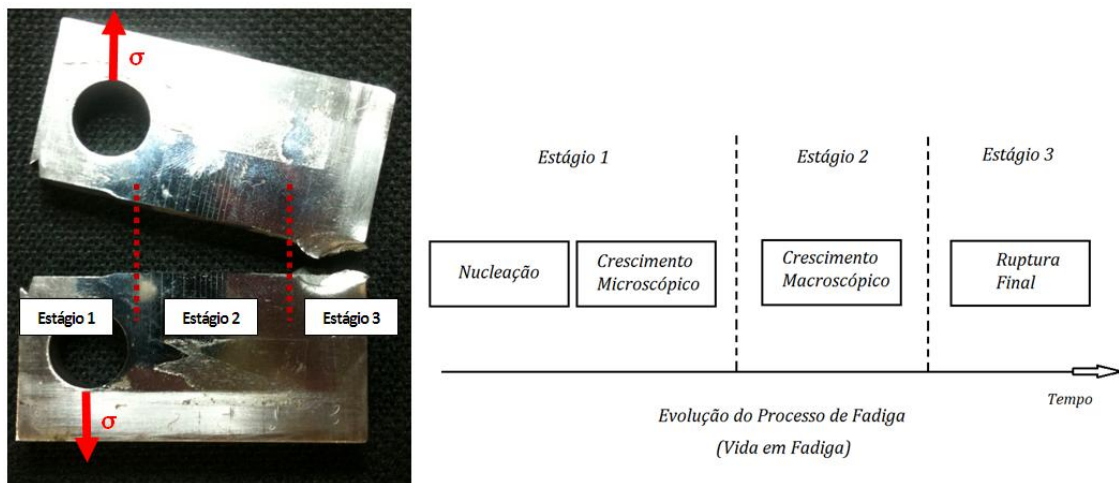


Figura 2.1 – Corpo de prova submetido a um ensaio de propagação de trincas por fadiga. Neste tipo de ensaio o corpo de prova possui um entalhe na geometria que induz e acelera o estágio 1.

Na etapa inicial, nucleação da trinca, observa-se mudanças causadas por danos permanentes gerando a nucleação de trincas, isto é, criação de fissuras microscópicas. As trincas tem início em regiões de alta concentração de tensão – rasgos e rebaixos, por exemplo - e/ou regiões de baixa resistência local – defeitos superficiais e internos no material tais como porosidade, falhas na solidificação e contorno de grão(Figura 2.2 (a) e

(b)). Para regiões livres de defeitos, as trincas podem ser nucleadas por concentração localizada da tensão, provocadas por deformações locais em bandas de deslizamento [40]. Essas bandas de deslizamento (Figura 2.2 (c)) são provenientes da deformação plástica no grão mais desfavoravelmente orientado e costumam surgir já nos primeiros ciclos do carregamento, e com o prosseguimento da sollicitação, novos planos vão se formando. Deste modo o conjunto de planos de deslizamento forma uma banda de deslizamento, cuja densidade de planos vai gradativamente aumentando. Após um número de ciclos da ordem de 1% da vida em fadiga as bandas de deslizamento já estão plenamente formadas na superfície do material [41].

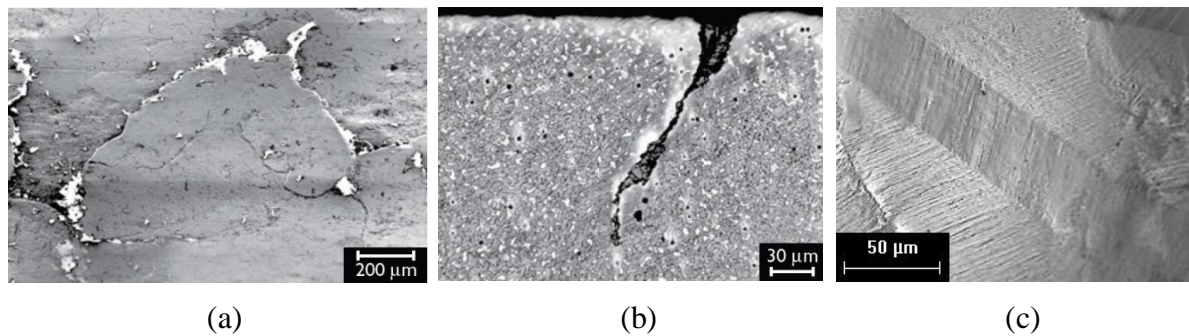


Figura 2.3 - Elementos de nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos (a) Defeitos internos no material (inclusões) [42]; (b) Defeitos superficiais [42] (marcas de deformação de material laminado); (c) Bandas de deslizamento [42].

Na segunda etapa de evolução das trincas ocorre a propagação cíclica da trinca. O formato da ponta da trinca é um tipo de concentrador de tensão que, quando somado às imperfeições internas da peça e à um carregamento de esforços cíclicos, eleva os valores locais de tensão ocasionando uma deformação plástica na região. As trincas no segundo estágio criam então uma zona de tração plástica em sua extremidade e, além desse ponto, crescem na direção perpendicular ao da carga. A Figura 2.3 ilustra o processo de avanço da trinca, demonstrando que a concentração de tensão na ponta da trinca favorece o deslizamento de planos à 45° com o plano da trinca (neste caso, o plano de 45° é o plano de maior esforço cisalhante). Como resposta à deformação plástica localizada, a ponta da trinca tende a alterar o seu formato, arredondando-se e por consequência aliviando as tensões locais. Isto ocorre durante os ciclos de tração do material. Durante os ciclos compressivos a ponta arredondada é comprimida, voltando então a possuir um formato agudo. Deste modo, o processo se repete a cada ciclo de tensão com um avanço relativo do comprimento da trinca de Δa [13].

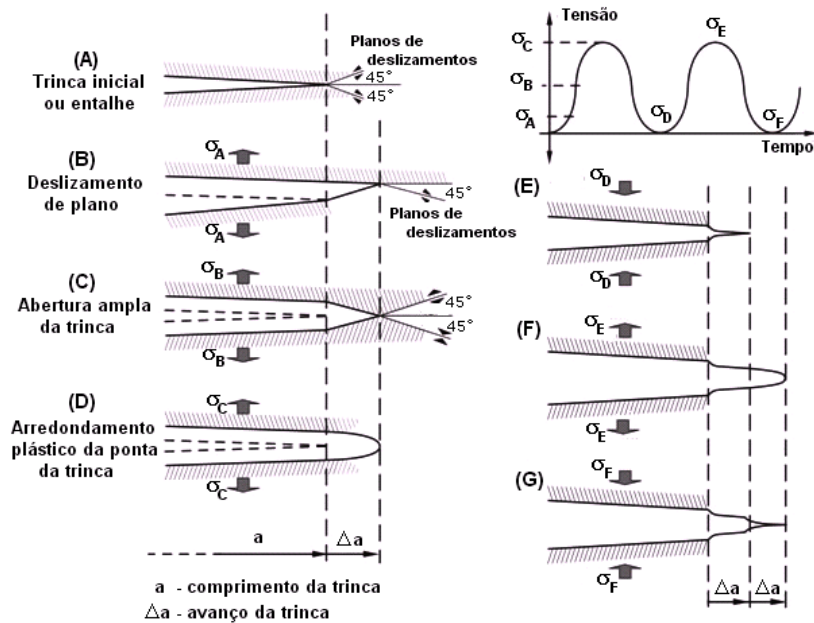


Figura 2.4 - Estágio de crescimento da trinca devido ao processo de fadiga [13].

A região de uma superfície de fratura que se formou durante o estágio II (Figura 2.1) de propagação pode ser caracterizada por 2 tipos de marcas denominadas marcas de praia ("beachmarks") e estrias ("striations"). Ambas estas características indicam a posição da ponta da trinca em algum ponto no tempo e aparecem como estrias concêntricas que se expandem para fora a partir dos sítios de iniciação da trinca, frequentemente num forma circular ou semi-circular. Marcas de praia (às vezes denominadas marcas de concha-de-mexilhão, "clamshell marks") são de dimensões macroscópicas e podem ser observadas com a olho nu. Estas marcas são encontradas em componentes que experimentaram interrupções durante o estágio II de propagação – por exemplo, uma máquina que operou apenas durante as horas normais de (expediente) trabalho. Cada banda de marca de praia representa um período de tempo ao longo do qual ocorreu o crescimento de trinca [43].

2.3 Definições Fundamentais dos Ciclos de Tensão

O tema fadiga é classicamente representado considerando-se uma situação de história cíclica de carregamento uniaxial cuja amplitude é constante. Com base na figura 2.4, que exemplifica a história de tensão controlada, são definidas a tensão máxima ($\sigma_{\text{máx}}$) e a tensão mínima ($\sigma_{\text{mín}}$).

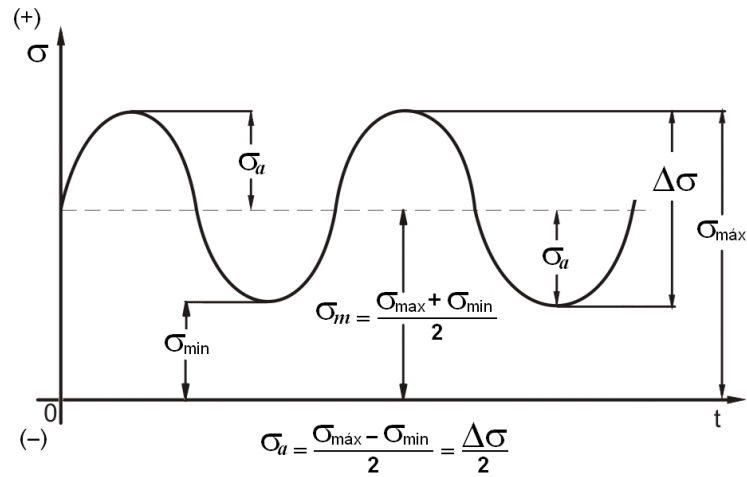


Figura 2.4 – Representação clássica dos ciclos de tensão
 Onde o intervalo de tensões $\Delta\sigma$ é definido como

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.1)$$

A amplitude da variação de tensão σ_a (ou componente alternada) é obtida de

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.2)$$

E a tensão média σ_m é

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.3)$$

Duas razões podem ser definidas:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.4)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (2.5)$$

Onde R é a razão de tensão e A é a razão de amplitude.

Os principais tipos de ciclos de tensão de fadiga podem se dividir em dois grandes grupos: ciclos com amplitude de tensão constante, tais como (Figura 2.5 (a)) alternado ($R=-1$ e $\sigma_m = 0$), repetido ($R=0$ e $A=1$) e pulsante (Figura 2.5 (b)) ($A \geq 0$ e $0 \leq R \leq 1$), e ciclos com amplitudes de tensão variável, quais sejam, blocos e irregular ou aleatório (Figura 2.6) [41].

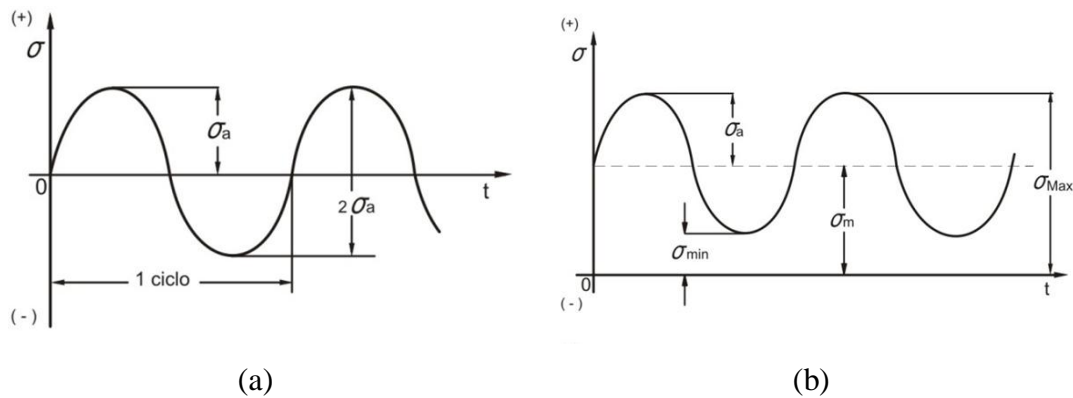


Figura 2.5 – (a) Ciclo com amplitude de tensão constante – alternado [12]; (b) ciclo com amplitude de tensão pulsante[12].

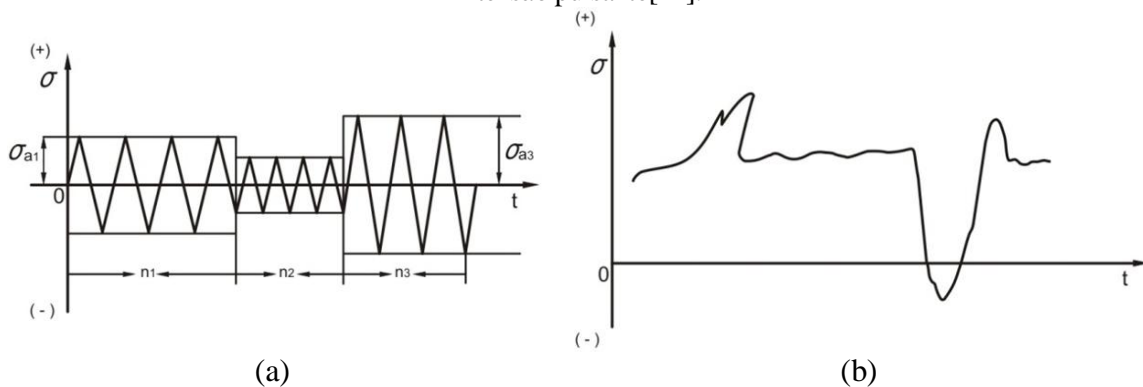


Figura 2.6 – (a) ciclos com amplitude de tensão variável em blocos [12]; (b) ciclos com amplitude de tensão variável e irregular ou aleatória[12].

2.4 Filosofias de projeto para a vida em fadiga

Existem basicamente três filosofias de projeto quando se trata do fenômeno de fadiga (Tabela 2.1). E para cada uma dessas filosofias existe uma metodologia de projeto mais adequada, que por sua vez possui uma ou mais maneiras de representar as propriedades de interesse do material investigado [39].

Tabela 2.1 – Filosofias de projeto para vida em fadiga [39]

Filosofia de Projeto	Metodologia de Projeto	Principal tipo de representação dos dados do material
Vida segura, vida infinita.	Tensão X Vida	S-N
Vida segura, vida finita	Deformação X Vida	ϵ -N
Tolerância ao dano	Mecânica da Fratura	dadN- ΔK

As técnicas mencionadas na Tabela 2.1 correspondem a cerca de 200 anos de evolução da tecnologia de investigação da vida em fadiga dos materiais.

2.4.1. Abordagem pela tensão

Neste tipo de abordagem o objetivo é estimar a vida de um componente submetido a tensões variáveis estabelecendo uma relação com o número de ciclos. No contexto dos carregamentos cíclicos geralmente utiliza-se a representação da amplitude de tensão σ_a versus o número de ciclos N.

Por volta de 1850, August Wöhler, um engenheiro alemão, conduziu investigações sistemáticas a respeito do comportamento dos materiais metálicos submetidos a esforços cíclicos. Um dos resultados dessas investigações foi a elaboração da chamada “Curva de Wöhler” onde os resultados obtidos foram montados em um gráfico que relacionava tensão mecânica versus o número de ciclos até a fratura do material. Este método também ficou conhecido como Método S-N (S-stress e N-number) e possibilitou também a identificação de um parâmetro importante em projetos de engenharia envolvendo fadiga: o limite de resistência à fadiga, ou seja, é valor mínimo de tensão para qual o material teria uma vida infinita. A Curva de Wöhler é a forma mais utilizada nos dias de hoje para apresentar os resultados de ensaios de fadiga.

A abordagem S-N também pode ser classificada como uma metodologia tipicamente usada para avaliar fadiga sob condição de alto número de ciclos, fadiga de “*alto ciclo*”, e leva em consideração a manutenção do regime de comportamento elástico dos componentes/montagens analisadas. Esta definição de “alto ciclo” se deve ao fato do comportamento dos primeiros materiais estudados, no caso, o aço. O limite de resistência a fadiga do aço costuma ser atingido somente com um número grande de ciclos (normalmente superior a 10^6 ciclos). [38]

2.4.2. Abordagem pela Deformação

Com o passar dos anos e o avanço dos estudos se tornou óbvia a necessidade do desenvolvimento de novas abordagens frente à gama de novos problemas que o desenvolvimento da engenharia trouxe. A ocorrência do fenômeno de plasticidade, por exemplo, que acompanha a falta de proporcionalidade entre tensão e deformação o que levou à utilização de deformação como parâmetro de controle. Esta foi uma mudança, evolucionária, não revolucionária, na tecnologia [38].

Devido ao fato da iniciação da trinca envolver escoamento, uma aproximação baseada na tensão é incapaz de modelar adequadamente esse estágio do processo de fadiga. Um modelo baseado na deformação fornece uma visão mais precisa do estágio de iniciação da

trinca. Este método é aplicado com maior frequência em regimes de fadiga de *baixo ciclo* (aproximadamente de 10^2 a 10^6 ciclos) e em problemas de vida finita, nos quais as tensões cíclicas são elevadas o suficiente para causarem escoamento local. [44].

2.4.3. Abordagem pela Mecânica da Fratura

Um dos principais objetivos da Mecânica da Fratura é prever se um elemento irá falhar na presença de um determinado defeito. A análise em questão toma por base o campo de tensões existentes na extremidade de uma fissura, sendo, assim, quantificado pelo fator de intensidade de tensão K . Dessa forma, ao comparar K com o valor de tenacidade à fratura de um determinado material pode-se avaliar quão severo é o defeito e se a peça irá falhar ou não mediante alguma solicitação.

Em outras palavras, esta abordagem possibilita análise do material na presença de descontinuidades (trincas) enquanto que os outros métodos não oferecem esta possibilidade [44].

2.5 Determinação da Curva S-N

Para obtenção das curvas S-N de maneira geral, registra-se o número de ciclos até a ruptura de corpos-de-prova idênticos (de mesmas características e normalmente de mesmo lote), submetidos a diferentes tensões aplicadas. As condições de ensaio também devem ser idênticas de modo a minimizar as influências externas nos ensaios. Cada corpo de prova é submetido a uma determinada amplitude de tensão ou tensão alternada que se mantém constante durante todo o ensaio, que termina quando o corpo de prova é rompido ou quando se exceder um determinado número de ciclos muito longos (10^7 ou 10^8 ciclos por exemplo).

A curva S-N básica é obtida quando a tensão média é zero; isto é, a tensão mínima é compressiva com $|\sigma_{\min}| = |\sigma_{\max}|$, a razão de carregamento é $R = -1$.

A representação da curva S-N deve ser feita com o número de ciclos N (ou $\log N$) no eixo das abscissas e com os valores da tensão máxima, σ_{\max} , no eixo das ordenadas, que também poderão ser expressos em escala logarítmica.

Na Figura 2.7 apresenta curvas S-N esquemáticas e comparativas para um aço baixo carbono e uma liga de alumínio.

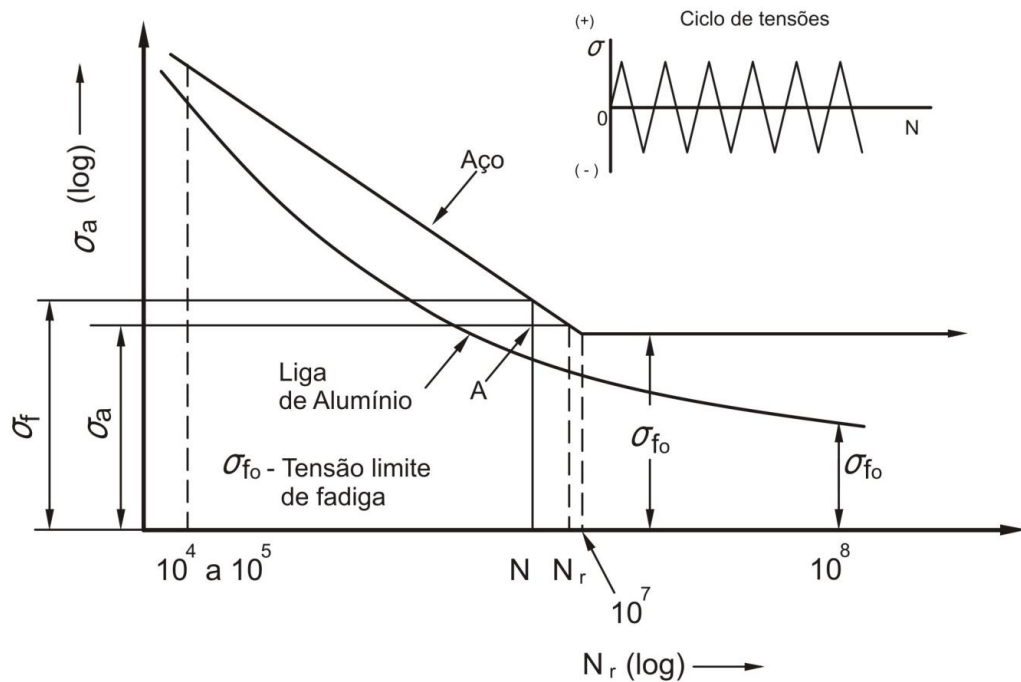


Figura 2.7 – Curvas S-N esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio [13]

Na Figura 2.7 são representadas curvas de fadiga com comportamentos distintos para o alumínio e para o aço. No caso do aço existe uma região para valores aproximadamente da ordem de 10^7 ciclos, onde uma reta delimita um patamar de tensão. O nível de tensão deste patamar é denominado limite de resistência à fadiga e se traduz como sendo o nível de tensão máximo para o qual o material poderia suportar um número infinito de ciclos sem que venha a falhar.

Já para o caso do alumínio, o comportamento observado no aço não se repete. Esse patamar do limite de resistência a fadiga é um pouco menos evidente. O que ocorre nesses casos é um comportamento assintótico tendendo para um dado valor σ_{F0} . É comum definir, para materiais que possuem este tipo de comportamento, a vida infinita como sendo algo da ordem de 10^8 ciclos [41].

Ainda com referência ao gráfico da Figura 2.7 pode-se definir mais duas regiões nos valores que antecedem o limite de resistência do aço e do alumínio. A primeira é a zona de fadiga de baixo número de ciclos (ou fadiga oligocíclica), compreendida na região em que os valores da vida N são menores que algo em torno de 10^4 - 10^5 ciclos. Nesta região as tensões e deformações são predominantemente plásticas. É comum realizar-se ensaios nesta região com o controle da deformação plástica e não em controle da carga /tensão.

A segunda região, compreendida entre a zona de fadiga oligocíclica e o limite de resistência a fadiga dos materiais é aonde se caracteriza a maior parte da curva de fadiga.

Nesta região há uma relação inversamente proporcional entre a tensão mecânica de ensaio e a vida em fadiga do material.

Por meio dos dados experimentais de um ensaio de fadiga uniaxial gera-se o gráfico S-N onde tipicamente adota-se a relação S-N representada pela Equação 2.6 [45]:

$$\sigma_a = A N_f^b \quad (2.6).$$

Ou ainda,

$$\text{Log}(\sigma_a) = \text{Log}(A) + b \text{Log}(N_f) \quad (2.7).$$

Assim com base em dados experimentais é possível, utilizando-se técnicas de regressão linear, obter os valores de A e b .

Outra metodologia utilizada consiste em acoplar à relação S-N a Equação de Basquin descrita pela Equação 2.8:

$$\sigma_a = S'_f (2 N_f)^b \quad (2.8).$$

Assim, recorrendo à Equação de Basquin, a estimativa da constante A e do expoente b é realizada segundo as Equações 2.9 e 2.10.

$$A = 2^b S'_f \quad (2.9),$$

$$b = \frac{\log\left(\frac{S_e}{S'_f}\right)}{\log(2N_e)} \quad (2.10).$$

A equação 2.8 pode ser reescrita na sua forma mais conhecida:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (N_f)^\gamma \quad (2.11),$$

onde $\frac{\Delta\sigma}{2}$ é a amplitude tensão, N_f é o número de ciclos de vida, e σ'_f é o coeficiente de resistência à fadiga e γ é o expoente de resistência a fadiga.

2.5.1 Fatores modificadores do limite de Resistência

Os ensaios realizados em laboratório para a construção da curva S-N de um material não representam fielmente as características de um membro mecânico ou estrutural operando em campo. Existem algumas diferenças que incluem [46]:

- *Material*: composição, base de falha, variabilidade;

- *Manufatura*: método, tratamento térmico, condições de superfície, concentração de tensão;
- *Ambiente*: corrosão, temperatura, estado de tensão, tempo de relaxação;
- *Projeto*: tamanho, forma, vida, estado de tensão, concentração de tensão, velocidade, microabrasão, escoriação.

A Equação 2.12 também conhecida como Expressão de Marin [47] propõe uma quantificação considerando dos efeitos de condição da superfície, tamanho, carregamento, temperatura, confiabilidade e outros efeitos:

$$S_e = k_a k_b k_c k_d k_e S'_e \quad (2.12).$$

Onde:

k_a = fator de modificação de condição de superfície;

k_b = fator de tamanho;

k_c = fator de carregamento;

k_d = fator de temperatura;

k_e = fator de confiabilidade;

k_e = Fator para outros efeitos.

- Fator de Modificação de Condição de Superfície (k_a);

O fator de modificação de condição de superfície k_a [46] ou fator de acabamento depende da qualidade da superfície de acabamento e da resistência à tração do material que a constitui, podendo ser obtido por meio da equação 2.13:

$$k_a = a S_{ut}^b \quad (2.13),$$

sendo que S_{ut} é a resistência a tração mínima e **a** e **b** podem ser obtidos da tabela 2.2

Tabela 2.2 – Fator de Acabamento Superficial [46].

Tipo de Superfície	Fator “a” (MPa)	Expoente “b”
Retificada	1.58	-0,085
Usinada ou laminada a frio	4.51	-0,265
Laminado a quente	57.7	-0,718
Forjada	272	-0,995

- O Fator de Tamanho (k_b):

O fator de tamanho k_b [46] depende das dimensões do corpo de prova. O efeito de k_b é diferente para os casos de carregamento axial e flexão e torção.

a) Casos de torção e flexão rotativa:

Se o diâmetro do corpo de prova estiver entre 2,8 mm e 51 mm, então:

$$k = \left(\frac{d}{7,62} \right)^{-0,1133} \quad (2.14).$$

Para diâmetros maiores $k_b \approx 0,60$ a $0,75$

b) Peças submetidas a carregamentos axiais:

Para esforços axiais $k_b = 1$

- O Fator de carregamento (k_c)

O fator de carregamento k_c [46] varia se os ensaios são realizado com flexão rotativa, axial ou torcional. A tabela 2.3 apresenta os valores de k_c :

Tabela 2.3 – Fator de Acabamento Superficial [46]

Carregamento Axial	Carregamento com Flexão rotativa	Carregamento Torcional
$k_c = 0,85$	$k_c = 1$	$k_c = 0,59$

- O Fator de temperatura (k_d)

O fator k_d é função do tipo da temperatura de trabalho da peça. Assim, este fator poderá ser obtido a partir da seguinte equação [46]:

$$K_d = \frac{S_T}{S_{RT}} \quad (2.15),$$

onde, S_T é igual a resistência à temperatura de operação e S_{RT} é igual a resistência à temperatura ambiente, os quais poderão ser obtidos na Tabela 2.4 a seguir:

Tabela 2.4 – Fator de Temperatura [46]

Temperatura ° C	S _T /S _{RT}
20	1,000
50	1,010
100	1,020
150	1,025
200	1,020
250	1,000
300	0,975
350	0,943
400	0,900
450	0,840
500	0,766
550	0,670
600	0,546

Tensão Limite de fadiga de ensaio (S'_e)

$$S'_e = 0,504 S_{ut} \quad S_{ut} \leq 1400 \text{ MPa}$$

$$S'_e = 700 \text{ MPa} \quad S_{ut} > 1400 \text{ MPa}$$

2.6 Efeito da Tensão Média sobre a Vida em Fadiga

A presença de uma componente de tensão média tem um efeito significativo na falha. Quando uma componente de tensão média de tração é somada à componente alternada, o material apresenta falhas com tensões alternadas inferiores às que ocorreriam sob um carregamento puramente alternado [44]. Essa componente de tensão média pode agir diretamente na velocidade de propagação da trinca, aumentando ou retardando este processo. Normalmente, tensões médias positivas tendem a acelerar o processo de fadiga enquanto que tensões médias negativas podem retardar este processo.

Os primeiros estudos para estabelecer o efeito da tensão média nas propriedades à fadiga do material foram iniciados por Goodman em 1899, e a partir de então, várias outras teorias procuraram traduzir matematicamente os resultados experimentais que se analisava este efeito, dentre elas se destacam Gerber e Soderberg [43]. Basicamente, estes modelos relacionam amplitude de tensão e a tensão média experimentada pelo material e

estabelecem limites onde um componente poderia operar sem falhar por fadiga após um determinado número de ciclos de carregamento. As Equações 2.16, 2.17 e 2.18 apresentam, respectivamente, as formulações propostas por Goodman, Gerber e Soderberg:

$$\text{Goodman: } \sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_{US}}\right)} \quad (2.16)$$

$$\text{Gerber: } \sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{US}}\right)^2\right)} \quad (2.17)$$

$$\text{Soderberg: } \sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_y}\right)} \quad (2.18)$$

onde σ_a é o limite de fadiga na presença de σ_m , σ_m é a tensão normal média, σ_{ar} é o limite de fadiga para $\sigma_m = 0$, σ_y é o limite de escoamento e σ_{US} é o limite de resistência.

Em geral, metais com baixa ductilidade como aços de alta resistência tendem a se ajustar à curva de Goodman, por outro lado materiais frágeis como o ferro fundido tendem a apresentar seus dados experimentais abaixo dessa. Para se obter uma curva que se ajuste a esses materiais, J. Morrow (Equações 2.19 e 2.20) propôs algumas modificações na equação de Goodman, tais como: a substituição do limite de resistência σ_{US} pelo coeficiente de resistência à fadiga σ_f' do material ou pela tensão verdadeira de resistência à fratura por fadiga $\tilde{\sigma}_{fB}$. Ambas as representações propostas por Morrow apresentam resultados razoáveis para aços e ligas de alumínio [28]:

$$\text{Morrow 1 : } \sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_{fB}}\right)} \quad (2.19),$$

$$\text{Morrow 2 : } \sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f'}\right)} \quad (2.20),$$

Outra relação idealizada Smith, Watson e Topper (SWT) pode ser aplicada a todos os materiais, pois não possui variáveis relativas ao material (Equação 2.21).

$$\text{SWT } \sigma_{ar} = \sqrt{\sigma_{max} \cdot \sigma_a} \quad (2.21),$$

Onde σ_{max} é a tensão máxima.

A Figura 2.8 apresenta o gráfico comparativo entre os modelos de Gerber, Soderberg, Goodman, Morrow e SWT. Para cada critério, pontos na, ou acima da, respectiva linha indicam região de falha.

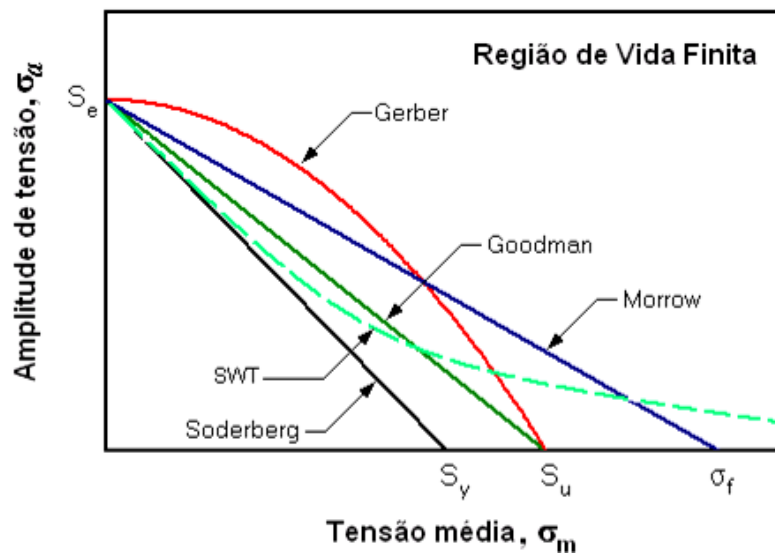


Figura 2.8 – Gráfico comparativo dos modelos Gerber, Goodman, Soderberg, Morrow e SWT [37]

2.7 Conceito de dano aplicado à fadiga

O conceito de dano aplicado à fadiga se traduz em uma lógica simples: a de que cada ciclo de tensão a ser experimentado por um material (corpo de prova) consome uma parcela da vida em fadiga deste material, ou seja, a sua durabilidade diminui.

O material ou um componente mecânico, quando submetido a carregamentos variáveis no tempo, sofre deformações plásticas permanentes e irreversíveis em nível microscópico

(Fadiga de alto ciclo) ou macroscópico (Fadiga de baixo ciclo), que reduzem a vida útil da peça. Essa perda parcial de funcionalidade da peça é denominada dano. O dano pode ser acumulativo à medida que um componente continua a ser solicitado.

A fadiga, por ser um fenômeno não determinístico, torna o cálculo do acúmulo de dano um estudo complexo em que os resultados são aproximações do dano real. Existem diversos modelos que já foram propostos, como a regra de Palmgren-Miner, a teoria de acúmulo de dano progressivo e a teoria de Mansur, entre outros que se diferem bastante. Para alguns destes modelos não é relevante à ordem de aplicação dos ciclos de tensão, porém estudos mais recentes parecem indicar que a aplicação de um ciclo de tensões com maior amplitude em primeiro lugar pode provocar um maior nível de dano do que a aplicação inicial de um ciclo com menor amplitude de tensão [48].

Mansur *et al* (2008) avaliaram a vida restante em corpos de prova de aço SAE 8620 quando submetido à fadiga de alto ciclo para as seguintes teorias: Palmgren-Miner, Henry, Corten-Dolan, Marin, regra de danos Double Linear de Manson e a teoria do ponto do joelho da curva S-N (Kneepoint). A teoria que apresentou os melhores resultados para condições de carregamento, aplicados de forma alternada, foi a de Corten-Dolan, sendo que os resultados obtidos com a teoria de Palmgren-Miner mostraram-se muito bons para uma probabilidade de falha de 50 % [49].

Modelos de acúmulo de dano estão sendo estudados com o intuito de entender melhor o comportamento do material quando submetido à diferentes tipos de carregamento. É importante salientar que cada material apresenta comportamento distinto. Portanto, uma determinada teoria pode ajustar melhor o conjunto de dados para um material quando comparada à outras teorias. É importante evoluir neste campo do conhecimento para que os modelos possam representar melhor situações reais, que muitas vezes se traduzem em carregamentos do tipo aleatório.

2.7.1 Modelo de Palmgren-Miner

O modelo proposto por Palmgren-Miner [3] admite que o dano referente a cada nível de carregamento pode ser quantificado pela razão entre número n_i de ciclos aplicados em uma determinada amplitude de tensão σ_i e o número N_i de ciclos necessários para causar a falha nessa mesma amplitude. O número de ciclos N_i que a peça suportaria a uma tensão σ_i é

obtido através da curva S-N do material. Definiu-se, ainda, que a peça falha quando a soma de todas as razões é igual à 100% ou uma unidade, conforme Equação.

$$D = \sum_{i=1}^n \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (2.22)$$

A Figura 2.9 ilustra o modelo proposto acima tomando como base uma curva S-N ilustrativa de um material. Na ilustração propõe-se um modelo de quatro tipos de diferentes solicitações, por exemplo: Supõe-se um componente submetido a três diferentes níveis de amplitude de tensão sem ocorrer ruptura. Ao aplicar a quarta solicitação, a ruptura ocorreria quando o número de ciclos satisfizesse a seguinte igualdade, conforme Eq. (2.323).

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \frac{n_4}{N_4} = 1 \quad (2.23)$$

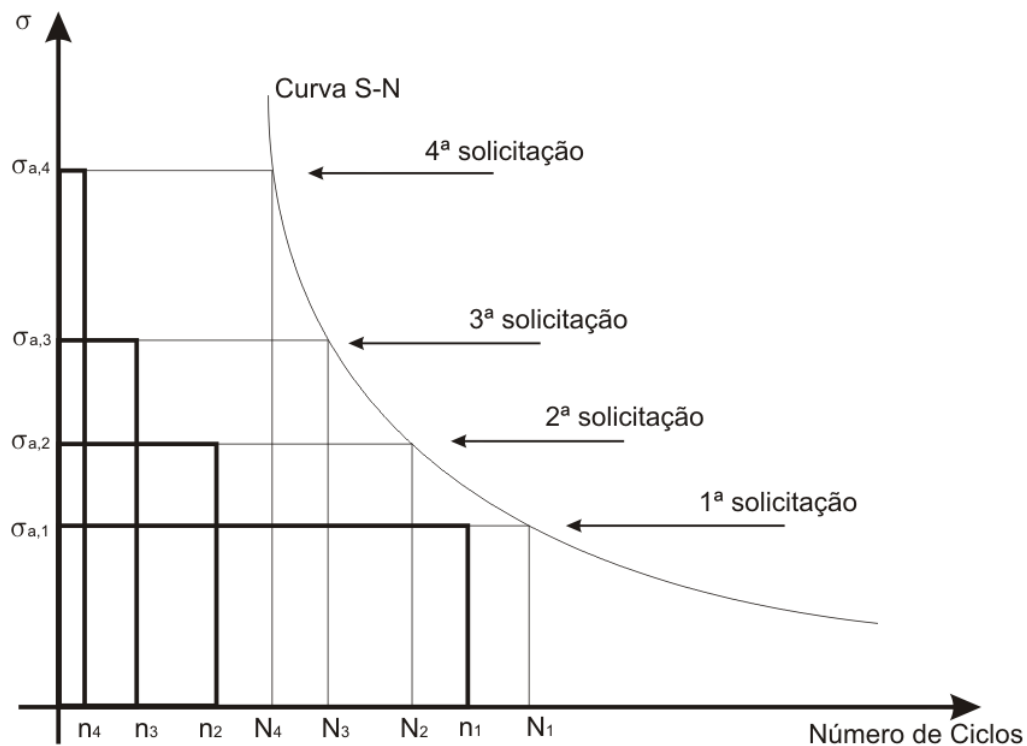


Figura 2.19 – Exemplo de uma curva S-N típica e quatro diferentes níveis de solicitação.

As principais deficiências desta teoria são as independências do nível de tensão, da seqüência do carregamento e a desconsideração da interação dos danos.

2.7.2 Modelo de Mansur – Teoria das médias das tensões atuantes

Mansur [49] propôs uma regra, na qual a história de tensões experimentadas é importante para o cálculo do dano acumulado por fadiga. O dano total, assim como na regra de Miner, é a soma das parcelas de danos para níveis de tensões distintos. A primeira parcela de dano é igualmente obtida pelo quociente entre o número de ciclos aplicados n_i sob uma tensão σ_i e a vida esperada N_i , da curva S-N. As regras se distinguem a partir da segunda parcela, onde para Mansur, a razão é multiplicada pela média aritmética das tensões experimentadas e dividida pela tensão σ_i , conforme Eq. (2.24).

$$D = \frac{n_1 \cdot \sigma_1}{N_1 \cdot \sigma_1} + \frac{n_2 \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{3} \right)}{N_2 \cdot \sigma_2} + \frac{n_3 \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \right)}{N_3 \cdot \sigma_3} + \frac{n_4 \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 + \sigma_4}{4} \right)}{N_4 \cdot \sigma_4} + \dots \quad (2.24)$$

A proposta de multiplicar cada parcela pela média aritmética dos níveis de tensões anteriores tem como objetivo tornar a história de carregamento relevante para a estimativa do dano acumulado.

2.7.3 Regra de Acúmulo de Dano Progressivo

A regra de acúmulo de Dano Progressivo, proposta por Castro [50], prevê que o dano acumulado é fornecido pela soma de danos parciais. Cada parcela do dano é obtida pela relação entre o número de ciclos aplicados n_i sob uma tensão σ_i e a vida esperada N_i , da curva S-N. A partir da segunda parcela, essa razão é multiplicada pelo expoente das diferenças das tensões atual e anterior, dividida pela tensão atual e multiplicada pelas parcelas anteriores de danos acumulados, conforme Eq. (2.25).

$$D = \frac{n_1 \times \text{Exp} \left(\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_0}{\sigma_1} \right) \right)}{N_1} + \frac{n_2 \times \text{Exp} \left(\left(\frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\sigma_2} \right) \times D_1 \right)}{N_2} + \frac{n_3 \times \text{Exp} \left(\left(\frac{\sigma_3 - \sigma_2}{\sigma_3} \right) \times D_1 \times D_2 \right)}{N_3} \\ + \frac{n_4 \times \text{Exp} \left(\left(\frac{\sigma_4 - \sigma_3}{\sigma_4} \right) \times D_1 \times D_2 \times D_3 \right)}{N_4} + \dots \\ + \frac{n_n \times \text{Exp} \left(\left(\frac{\sigma_n - \sigma_{n-1}}{\sigma_n} \right) \times D_{n-1} \times D_{n-2} \times D_{n-3} \times \dots \right)}{N_n} \quad (2.25)$$

Nesta regra, além de considerar a ordem de carregamento, ela propõe que o histórico dos danos acumulados em cada parcela é de extrema importância na estimativa de vida de um componente mecânico.

2.7.4 Modelo de Corten-Dolan

O método de Corten-Dolan é um pouco mais complexo que a teoria de dano desenvolvida por Palmgren-Miner e incorpora seis hipóteses baseadas na nucleação da trinca em sua propagação [50].

- i) O período de nucleação (possivelmente um pequeno número de ciclos) é necessário para iniciar os danos por fadiga;
- ii) A nucleação cresce com o aumento do nível da tensão;
- iii) Os danos, para uma dada amplitude de tensão, aumentam com o crescimento do número de ciclos;
- iv) A razão entre os ciclos aplicados e a vida do componente para uma dada tensão, que corresponde ao dano, cresce com o aumento da tensão;
- v) O dano total que conduz o componente a falha é uma constante;
- vi) O dano continua a propagar em níveis de tensão menores que a tensão mínima necessária para iniciá-lo.

A Eq. (2.26) expressa matematicamente às considerações incorporadas pelo Método de Corten-Dolan:

$$D = \left(\frac{n_1}{N_1}\right) + \left(\frac{n_2}{N_1}\right) \times \left(\frac{\sigma_{2a}}{\sigma_{1a}}\right)^d + \left(\frac{n_3}{N_1}\right) \times \left(\frac{\sigma_{3a}}{\sigma_{1a}}\right)^d + \dots + \left(\frac{n_i}{N_1}\right) \times \left(\frac{\sigma_{ia}}{\sigma_{1a}}\right)^d \quad (2.26)$$

Quando, n_1 é o número de ciclos aplicado a componente sob a tensão σ_{1a} , N_1 é o número de ciclos obtidos a partir da curva S-N para a maior amplitude de tensão, e assim sucessivamente [50]. Para $\sigma_{1a} > \sigma_{2a} > \dots > \sigma_{na}$, a constante d será aproximadamente 6,0 para alumínio. A falha do componente ocorre para $D = 1$.

Esta teoria é baseada na modificação da curva S-N, que é simplesmente a rotação da curva original ao redor de um ponto correspondendo ao mais alto nível da carga descrita, Figura 2.10.

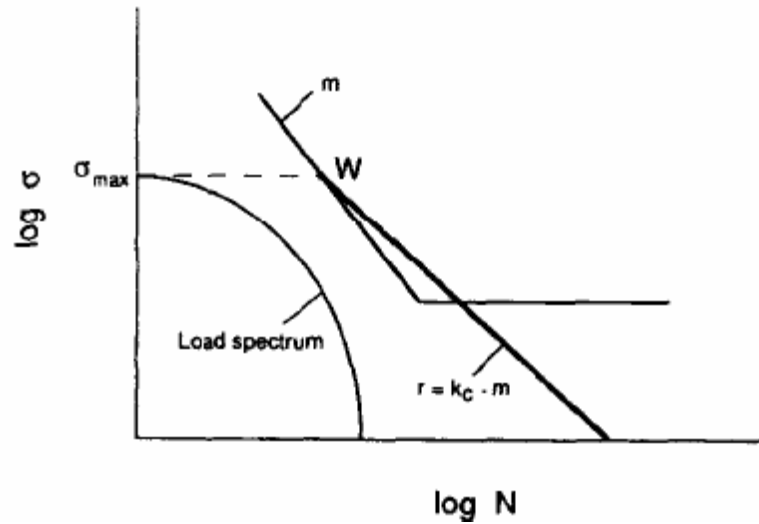


Figura 2.10 – Curva S-N modificada por Corten-Dolan

2.8 Fadiga em cabos Condutores

A principal causa da fadiga em cabos é a flexão cíclica imposta por vibrações decorrentes da ação das correntes de ar. Ao longo da linha de transmissão existem pontos onde há uma restrição ao movimento do condutor, por exemplo nos grampos e espaçadores. Esses pontos com tais restrições são os mais sujeitos à falha. A restrição de movimento faz com que os fios que constituem o cabo escorreguem entre si, e as forças de fricção aliadas a esse movimento relativo causem o *fretting* entre os fios e nos contatos do cabo com os grampos de sustentação.

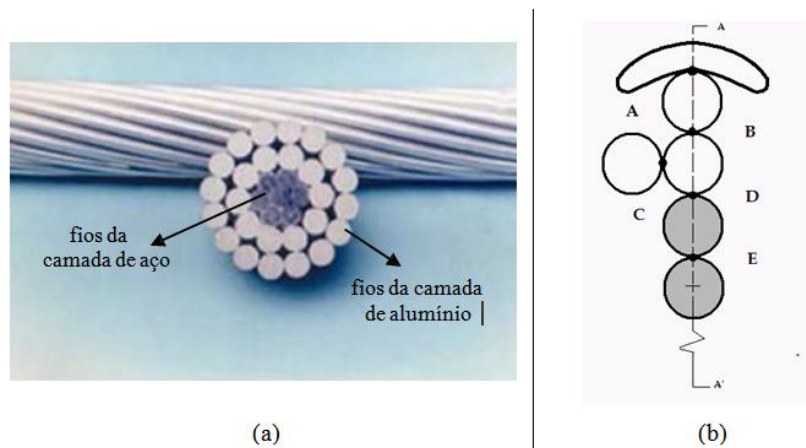


Figura 2.11 – (a) Seção transversal de um cabo ACSR; (b) Contatos entre os fios e os grampos.

A Figura 2.11 (a) mostra um corte transversal de um cabo ACSR, cujas camadas externas são de alumínio e a alma (camada interna) é feita de aço. A Figura 2.11 (b) mostra um esquema dos contatos entre o cabo e o grampo (representado pelo ponto 'A'), entre o fio de alumínio e os fios de alumínio adjacentes a ele (pontos 'B' e 'C'), entre os fios de alumínio e os fios de aço (ponto 'D') e entre os próprios fios de aço (ponto 'E'). Essas regiões representadas na figura 2.11 (b) são as regiões críticas do processo de fadiga *fretting* em cabos condutores, que em quase a totalidade dos casos ocorrem dentro ou próximos aos grampos e ferragens de sustentação e amortecimento do condutor.

A fadiga por *fretting* é influenciada por diversos fatores, tais como 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 trinca induzida por *fretting*, uma vez formada, poderá se propagar por fadiga levando ao rompimento do fio (figura a seguir) ou, em casos extremos, ao rompimento total do cabo [12].

2.8.1. Fadiga por Fretting

A fadiga por *fretting* é um fator importante a ser considerado no projeto de juntas mecânicas. O termo *fretting* é utilizado para denotar um pequeno movimento relativo entre superfícies em contato. Além do movimento vibratório no acoplamento, a fadiga por *fretting* envolve a presença de uma tensão remota cíclica em pelo menos um dos componentes da montagem. Ela pode levar o sistema prematuramente ao colapso, pois acelera os processos de nucleação e de crescimento de trincas devido ao desgaste superficial e à concentração de tensões provocada pelas cargas de contato "P". Tipicamente, o *fretting* ocorre em montagens sob regime de escorregamento parcial (caracterizado por uma região de contato onde existe uma zona de adesão circundada por uma zona de escorregamento) com movimento relativo, provocado por uma carga lateral oscilante "Q", inferior a 50 micra e pode provocar reduções de até 90% da resistência à fadiga convencional de um material [51] (Figura 2.12).

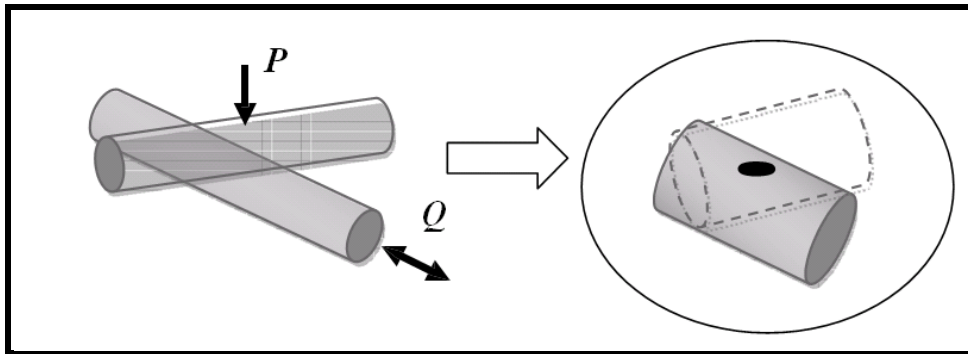


Figura 2.12– Configuração esquemática do problema de contato entre dois cilindros (equivalente a dois fios de camadas distintas no cabo). [37]

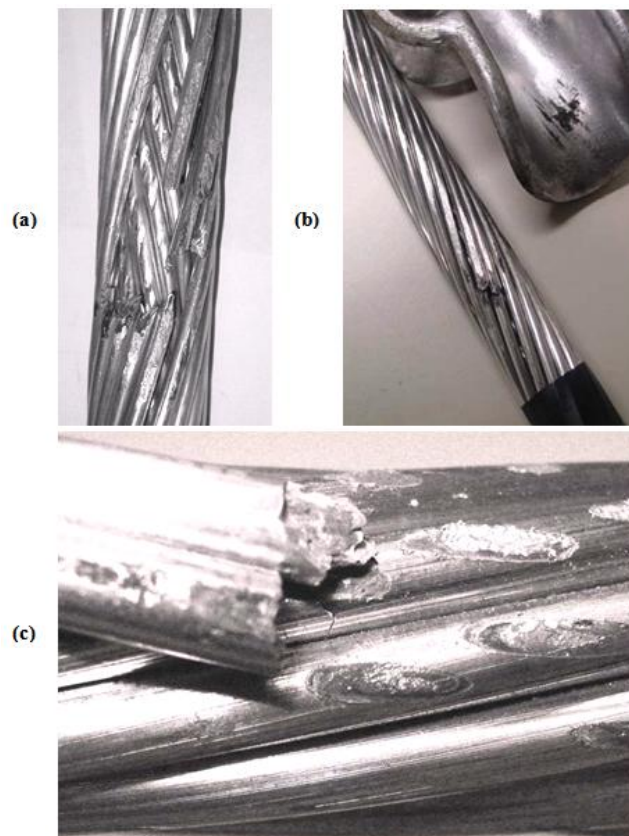


Figura 2.13– (a) Cabo condutor ACSR rompido após ensaio (b) Detalhe do óxido de alumínio formado entre os fios e depositado na base do grampo (c) Detalhe da quebra e das marcas de *fretting*[37].

Nos cabos condutores, o mecanismo de *fretting* nos fios de alumínio inicia-se com a remoção, decorrente da fricção fio-fio e fio-grampo, do filme oxidante presente no alumínio. No primeiro momento, as superfícies friccionadas tendem a se aderir, porém esses pontos de aderência serão rompidos posteriormente devido ao movimento relativo das partes. Esse processo gera resíduos e provoca o acúmulo desse material (Figs 2.13 (c) e 2.14) entre os corpos friccionados, propiciando o surgimento de uma fina e quebradiça camada de óxido de alumínio Al_2O_3 [52,53]. A partir daí, a formação de microtrincas

torna-se inevitável podendo levar à falha do material, caso essas se propagem por debaixo da camada de Al_2O_3 em direção à estrutura remanescente de alumínio. A figura 2.13 mostra um corpo de prova rompido depois de realizado ensaio de fadiga, é possível visualizar a formação de óxido de alumínio depositada na boca do grampo (Figura 2.13 (b)) e o detalhe das marcas de *fretting* ocasionadas devido ao contato dos fios de alumínio (Figura 2.13 (c))



Figura 2.14—Marcas de *fretting* e falhas nos fios de alumínio do de um cabo ACSR após ensaio de fadiga. Detalhe para o arrancamento de material no contato mais severo do fio com a base do grampo [12].

2.9 Vibrações induzidas pelos ventos

Existem três tipos conhecidos de vibrações induzidas pelos ventos em cabos condutores [22]. São elas:

1. Vibrações eólicas simples;
2. Vibrações de galope;
3. Vibrações de esteira, que por sua vez se dividem em vibrações de sub-vão, de galope horizontal, de galope vertical e de torção.

As vibrações eólicas simples são as mais comuns e são causadas pelo escoamento do ar ao redor do condutor, que no caso pode ser simplificado como sendo um corpo cilíndrico, como pode-se observar na Figura 2.15. Dependendo da velocidade do escoamento pode ou

não ocorrer um descolamento da camada limite do fluido. Em caso de descolamento, ocorre o fenômeno de formação de vórtices. Esses vórtices são gerados em certa frequência que por sua vez é transmitida ao condutor fazendo-o oscilar na frequência de geração de vórtices. O número de Reynolds (R_e) do escoamento definirá (Equação 2.27) se o escoamento é laminar ou turbulento:

$$R_e = \frac{Vd}{\nu} \quad (2.27)$$

Onde, V é a velocidade do escoamento, d é o diâmetro do condutor e ν é a viscosidade cinemática do fluido,

A figura 2.27 ilustra a formação de vórtices em função do número de Reynolds ao redor de um corpo cilíndrico. Situação que pode se aproximar de um condutor aéreo.

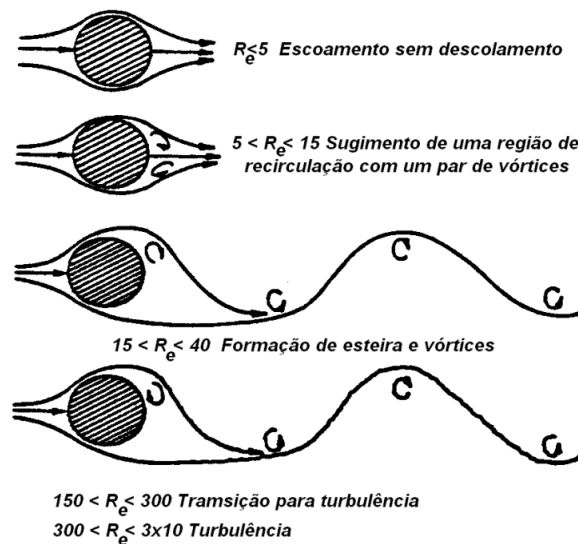


Figura 2.15- Escoamento ao redor de um corpo cilíndrico em função do Número de Reynolds [22]

As vibrações de galope, ou galope de condutor são incomuns em solo brasileiro. Elas ocorrem devido à presença de uma camada de gelo depositada sobre o condutor, obviamente isto só ocorre em regiões onde o clima é frio. Esse depósito de gelo é responsável por mudar o coeficiente de arrasto do condutor, podendo muitas vezes gerar um movimento vertical. Esse movimento pode resultar em um desequilíbrio ainda maior de forças, uma vez que a velocidade relativa do escoamento estará em constante mudança e a massa do condutor estará desbalanceada. Essas condições podem levar às vibrações de galope.

As vibrações de esteira ocorrem em dois ou mais condutores que de alguma forma estão conectados uns aos outros. Essas vibrações ocorrem quando esses condutores são submetidos a ventos que passam de moderados à fortes (4 a 18 m/s). Esse comportamento ocorre quando dois ou mais cabos conectados (um feixe de cabos) submetidos a um escoamento, um deles pode ficar submetido às oscilações da esteira produzida pelo primeiro, gerando um conjunto complexo e variado de forças. Dependendo da magnitude e das relações de forças existentes podem aparecer movimentos elípticos ou órbitas irregulares. A Tabela 2.5 apresenta um comparativo das características de vibração dos condutores e do dano sofrido ao longo dos anos quando submetidos a um determinado regime de ventos.

Tabela 2.5 - Comparação dos tipos de movimento de um condutor cilíndrico [22].

	Vibração Eólica	Galope	Oscilação de Esteira
Tipos de Linhas de Transmissão afetadas	Todas	Todas	Limitada a linhas com cabos conectados entre si (feixes)
Faixa aproximada de frequência (Hz)	3 a 150	0.08 a 3	0.15 a 10
Faixa aproximada das amplitudes de vibração (pico-a-pico) (Unidades expressas em diâmetros do condutor)	0.01 a 1	5 a 300	Modo de corpo rígido: 0.5 a 80 Modo de sub-vão: 0.5 a 20
Condições do Tempo que Favorecem o Movimento do Conductor			
Característica de vento	Regular	Regular	Regular
Velocidade do Vento	1 a 7 m/s	7 a 18 m/s	4 a 18 m/s
Superfície do Conductor	Exposto ou uniformemente coberto de gelo	Depósito assimétrico de gelo ao redor do condutor	Exposto e seco
Condições de Projeto que Afetam o Movimento do Conductor	Tensão de tração no cabo, auto-amortecimento do condutor, uso de amortecedores	Taxa da frequência natural vertical pela torcional, taxa de decaimento e condições de fixação	Distancia de separação dos condutores, inclinação da amarra, configuração das amarras do sub-vão
Danos			
Tempo Aproximado Requerido para um Dano Severo se Desenvolver	3 a 20+ anos	1 a 48 horas	1 mês a 8 anos
Causas Diretas do Dano	Fadiga devido ao carregamento cíclico	Altas cargas dinâmicas	Choque dos condutores, desgaste acelerado
Componentes da Linha mais Afetados Pelo Dano	Condutores	Condutores, toda a configuração, isoladores, estruturas	Mecanismo suspenso, espaçadores, amortecedores, fios do condutor

A relação adimensional de Strouhal (Equação 2.28) é dada para escoamentos em torno de corpos cilíndricos em função do diâmetro d , frequência dos vórtices f e a velocidade do escoamento V .

$$Strouhal = \frac{fd}{V} \quad (2.28)$$

A literatura toma como referência o valor de 0,185 [22] para o número de Strouhal em casos de escoamentos em torno de cabos ACSR. Quando a frequência de oscilação dos vórtices coincide com uma das frequências naturais do condutor ocorre uma condição crítica de vibração. Normalmente, a duração dessa condição crítica de vibração está diretamente relacionada com a duração de um regime de vento constante e laminar capaz de manter o condutor vibrando em uma de suas frequências naturais. Portanto, as frequências e velocidades a serem evitadas poderão ser descritas pela Equação 2.29:

$$f = \frac{0,185V}{d} \quad (2.29)$$

Outro fator que afeta diretamente a vibração eólica é a tensão de esticamento dos condutores ou EDS (*Every Day Stress*). A EDS está associada à tensão média diária a qual o condutor será submetido ao longo da sua vida útil e é definida como sendo uma porcentagem da carga de ruptura à tração (*CRT*) ou UTS (*Ultimate Tension Stress*) a que o cabo é tracionado. Portanto a carga de tração “ T ” de um condutor é dada em função da sua EDS:

$$T = EDS.CRT \quad (2.30)$$

A tensão média de esticamento dos condutores em operação nas linhas de transmissão é em torno de 18,5% a 20% da CRT. O auto-amortecimento² do condutor também é uma propriedade influenciada diretamente pela EDS. Quanto maior a EDS, menor é o amortecimento do cabo quando submetido à vibrações. Este fato é de grande relevância no projeto de linhas de transmissão, pois um cabo mais esticado necessitaria de uma menor quantidade ao longo da linha, mas em contrapartida teria sua vida consumida mais rapidamente em virtude da quantidade maior de ciclos de vibração a que estaria submetido. Ou seja, o condutor mais esticado vibraria mais vezes ao longo de um mesmo período de tempo quando comparado a um condutor menos esticado nas mesmas condições de vento.

² O auto-amortecimento é a capacidade que o condutor tem de amortecer o próprio movimento devido à dissipação interna de energia provocada pelo atrito dos diversos fios que compõem o e das características elásticas do condutor.

2.10 Determinação da tensão nominal no fio mais solicitado do condutor

Para o cálculo da tensão dinâmica utiliza-se uma metodologia estabelecida pelo IEEE a partir de 1966 como padrão para as medições de vibrações de condutores, a qual estabelece uma relação entre o movimento do condutor e a severidade da fadiga. Esse padrão baseia-se na Fórmula de Poffenberger-Swart [6].

Como não é possível a medida exata da tensão mecânica na região de falha do condutor, devido a um estado extremamente complexo de tensões, é necessário a utilização de algum parâmetro. A fórmula de *Poffenberger-Swart* (P-S) [6] é usualmente utilizada para correlacionar uma amplitude com o deslocamento vertical (medido pico-a-pico) de um ponto do cabo distante 89 mm do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão (Figura 2.16). A fórmula de P-S está associada diretamente à tensão experimentada por um fio de alumínio da camada mais externa do cabo e na boca do grampo.

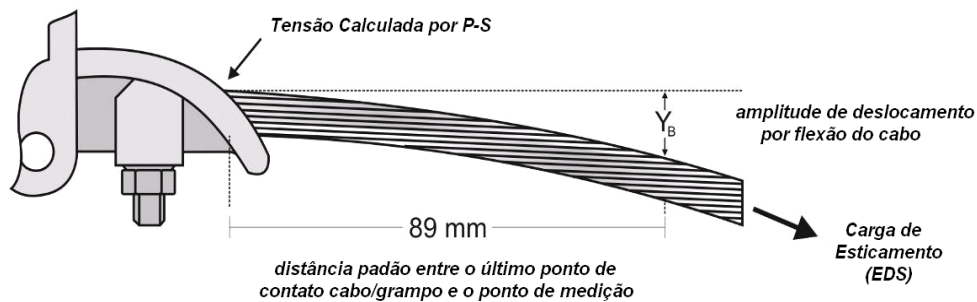


Figura 2.16 – Montagem esquemática cabo/grampo mostrando a posição padrão para medida de amplitude de deslocamento Y_b .

Assim, em termos práticos, é fácil converter amplitude de deslocamento vertical em uma tensão nominal de referência para a curva S-N de um cabo. (Equação 2.31)

$$\sigma_a = KY_b \quad (2.31)$$

Onde, σ_a - é a faixa de tensão dinâmica (pico a pico), Y_b é a amplitude de deslocamento pico a pico, medida a partir de um ponto sobre o cabo distante 89 mm do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão, e

$$K = \frac{E_a dp^2}{4(e^{-px} - 1 + px)} \left[N / mm^3 \right] \quad (2.32)$$

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, x é a distância ao longo do cabo entre o último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão e o ponto de medição, usualmente 89 mm, e

$$p = \sqrt{\frac{T}{EI}} \quad (2.33)$$

Onde T (N) é a carga de esticamento para a temperatura média durante a medição, EI (N.mm²) é a rigidez a flexão do cabo, cujo valor mínimo é dado por:

$$EI_{\min} = n_a E_a \frac{\pi d_a^4}{64} + n_s E_s \frac{\pi d_s^4}{64} \quad (2.34)$$

Onde n_a , E_a , d_a são o número, diâmetro individual e o módulo de elasticidade dos fios de alumínio, e n_s , E_s e d_s são o número, diâmetro individual e o módulo de elasticidade dos fios de aço.

2.11 Metodologias de previsão de vida e critérios de projeto contra fadiga em cabos condutores.

Ao projetar uma linha de transmissão devem-se definir critérios de projeto que visem proteger os condutores com relação ao processo de fadiga. Existem dois tipos de critérios que podem ser adotados neste caso: a metodologia EPRI [22] e a metodologia IEEE [4]. Ambas estabelecem limites de vibração máximos que podem ser suportados pelos condutores de modo que eles trabalhem abaixo do limite de resistência à fadiga em uma região segura visando vida infinita.

Uma linha em operação está sujeita a todo tipo de intempéries que de certa forma são eventos aleatórios. Ou seja, as condições reais de campo por vezes extrapolam as condições previstas em projeto. Para isto é necessário aplicar metodologias que permitam prever a vida remanescente em cabos condutores. A abordagem mais utilizada é a abordagem do dano cumulativo proposta pela CIGRÉ [1], que tem por base a regra de acúmulo de dano proposta por Miner (1945) [3].

2.11.1. Metodologia do EPRI

A metodologia do EPRI sugere valores máximos de amplitude de flexão e de amplitude de tensão, definidos como limites de resistência, para vários tipos de condutores. Caso esses patamares de amplitude fossem ultrapassados, a integridade do cabo estaria condenada pelo critério de fadiga. Esses valores são válidos para condutores do tipo ACSR.

Considerando um cabo ACSR com mais de uma camada de fios de alumínio, a amplitude máxima de flexão varia entre 0,2 e 0,3mm podendo ser considerado um único valor de 0,23mm, caso haja uma falta de precisão na estimativa do limite de resistência do condutor. Essas amplitudes de flexão foram calculadas por meio da equação invertida de Poffenberger-Swart baseando-se nos limites de resistência à fadiga, obtidos mediante testes laboratoriais para diferentes tipos de cabos ACSR de diferentes tamanhos [28];

$$Y_B = \left(\frac{e^{-px_b} - 1 + p \cdot x_b}{(E_{al} \cdot p^2 \cdot d_{al}) / 4} \right) \cdot \sigma_a \quad (2.35)$$

Para um cabo ACSR com uma camada de fios de alumínio, o limite de resistência à fadiga é de 22,5 MPa, enquanto que para duas ou mais camadas esse valor é de 8,5 MPa.

No caso de condutores de alumínio homogêneos, não há disponível na literatura dados suficientes para a determinação dos limites de resistência à fadiga. Contudo, esses dados sugerem a possibilidade do uso dos mesmos limites anteriormente mencionados para ligas 1350 e 5005, enquanto que, para as ligas 6201 e similares, os limites de fadiga sugeridos são de 15 MPa para cabos com uma camada de fios de alumínio e 5,7 MPa para duas ou mais camadas [28].

2.11.2. Metodologia do IEEE

A metodologia do EPRI pode ser considerada excessivamente cautelosa, pois utiliza como parâmetro de projeto apenas a máxima amplitude de tensão correspondente ao limite de fadiga [22]. Na prática, esses limites podem ser ultrapassados por um número limitado de vezes sem efeitos práticos na integridade do cabo condutor.

A extrapolação do limite de resistência proposto pelo IEEE [54] segue as regras de que a amplitude de flexão não pode 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. Além disso, o IEEE considera que, em nenhum ciclo da história de carregamentos, a tensão (σ) poderá alcançar duas vezes o limite de fadiga [28].

Os limites de segurança adotados pelo IEEE equivalem à deformações em torno de $150\mu\text{strain}$. Hoje já se sabe que esses valores são excessivamente conservadores. Dependendo do caso e das definições de projeto, costuma-se aplicar valores de uma a duas vezes maiores. Ou seja, algo em torno de $300\mu\text{strain}$.

Esse valor adotado de $150\mu\text{strain}$ seria o valor aproximado de deformação equivalente a ao limite de resistência à fadiga de cabos condutores do tipo ACSR.

2.11.3. Metodologia do CIGRÉ WG 22-04 – Avaliação da vida remanescente de condutores

A metodologia do CIGRÉ WG 22-04 para avaliação da vida remanescente em condutores considera o efeito acumulativo dos ciclos de vibração adquiridos pelo medidor de vibrações (EPRI, 1979). As amplitudes de deslocamento armazenadas na matriz gerada com os dados coletados são extrapoladas para o período de um ano, sendo posteriormente convertidas em tensões de flexão com o auxílio de uma equação semiempírica proposta por Poffenberger-Swart. Utilizando a regra de Miner, pode-se então quantificar a fração de dano provocada por unidade de bloco de amplitude de tensão devidamente armazenado na matriz do vibrógrafo. O cálculo da fração de dano por nível de amplitude de tensão necessita do número de ciclos de carregamento que o material resiste para um determinado nível de tensão (curva S-N). Para isso, é possível obter curvas S-N em 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). O resultado obtido por essa metodologia fornece a vida remanescente do condutor apresentada em anos [28,12].

2.12 Estimativa das medidas de vibração

É comum que as concessionárias de transmissão de energia requeiram como garantia do fabricante a coleta de dados de campo durante o comissionamento, tais como a medida de eficiência de amortecimento do sistema e de vibrações. Esses testes normalmente são conduzidos por um período de três meses a um ano após a linha concluída.

Como dito, a Cigré estabelece metodologias para medição de vibrações em campo bem como suas estimativas. Vários tipos de instrumentos são utilizados em campo. Para a realização das medições de vibração, por exemplo, utilizam-se diferentes tipos de vibrógrafos (Figura 2.17). Esses vibrógrafos são instalados na linha e normalmente coletam as informações de amplitude de vibração do ponto 89mm. Em termos técnicos esses aparelhos devem estar habilitados a fazer a leitura da amplitude em uma faixa até 2mm (pico-a-pico) e realizar leituras de vibração para uma faixa até 200Hz e uma taxa de captura de dados de no mínimo 10 amostras por ciclo de vibração.



(a) Scolar III



(b) Ribe LVR



(c) Vibrec400



(d) Pavica

Figura 2.17 – Modelos de Vibrógrafos [28]

Após o período de coleta de dados em campo, é possível extrair do vibrógrafo uma matriz com os dados de amplitude de vibração versus frequência, tal como mostrado na Tabela 2.6. Os valores normalmente são armazenados por faixa de frequências versus faixas de amplitude em uma matriz que geralmente é da ordem de 16x16. Os valores de amplitude são posteriormente convertidos em valores de tensão (σ) por meio da equação de *Poffenberger-Swart* [6]. Esses valores servirão de base para o cálculo da vida remanescente do condutor.

A metodologia proposta pela Cigré, utiliza a abordagem do dano cumulativo proposta por *Palmgreen-Miner* [3]. Esta metodologia foi definida a partir de uma curva proposta pelo Comitê de Estudos de Linhas Aéreas (SC 22), intitulada *Cigré's Safe Border Line* (CSBL), a qual foi obtida a partir da compilação de vários resultados de ensaios de fadiga, realizados em diversos laboratórios do mundo, com EDS de 18%, utilizando: fios de alumínio, fios de liga de alumínio, cabos de alumínio e de ligas de alumínio.

Tabela 2.6 – Exemplo de uma matriz de amplitudes registrada por um vibrógrafo [28]

Freq (Hz)	Amplitude (µm p-p)							Soma
	125	251	376	502	627	753	> 753	
2	29493	1827	0	0	0	0	0	29493
5	165474	8091	522	0	0	0	0	165474
10	493029	191835	54549	11484	1305	0	0	493029
15	805185	577071	227331	48024	5220	0	0	805185
20	882441	602388	268569	76734	11745	783	0	882441
25	704178	280836	49329	3654	0	0	0	704178
30	216108	47763	2349	0	0	0	0	216108
34	36540	2088	0	0	0	0	0	36540
40	2088	0	0	0	0	0	0	2088
45	261	0	0	0	0	0	0	261
50	0	0	0	0	0	0	0	0
59	0	0	0	0	0	0	0	0
83	0	0	0	0	0	0	0	0
100	0	0	0	0	0	0	0	0
143	0	0	0	0	0	0	0	0
200	0	0	0	0	0	0	0	0
Total	3334797	1711899	602649	139896	18270	783	0	5808294

A CSBL passou então a ser uma representação conservativa para os limites inferiores dos ciclos experimentados para cada nível de tensão de todos os dados compilados, ou seja, uma curva S-N que está abaixo de todas as demais curvas compiladas. Com esta representação, a CSBL, fornece para os projetistas de linha uma estimativa conservadora da vida útil dos cabos e/ou fios. A Figura 2.18 ilustra a curva *Safe Border Line*, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRÉ. À direita é possível ver que as curvas superiores se referem a fios separados (Alumínio liga e Alumínio puro) e as curvas inferiores se referem aos cabos diversos.

A curva CSBL pode ser representada pela seguinte equação:

$$\sigma_a = AN^b \quad (2.36)$$

onde σ_a é a tensão dinâmica em MPa, N é a vida em ciclos e A e b são constantes obtidas através da Tabela 2.7, na qual pode-se observar que para estas constantes são utilizados valores diferenciados para cabos com uma ou mais camadas de fios de alumínio.

Tabela 2.7 – Constantes da Curva Limite de Segurança (CSBL). (CIGRE, 1985)

Nº de camadas de fios de alumínio do cabo condutor	$N < 2 \cdot 10^7$		$N > 2 \cdot 10^7$	
	A	b	A	b
1	730	-0,2	430	-0,168
>1	450	-0,2	263	-0,168

Logo, para o cabo IBIS, utilizado nos ensaios deste trabalho, a CSBL pode ser escrita pela seguinte equação:

$$\sigma_a = 450N^{-0,2} \quad (2.37),$$

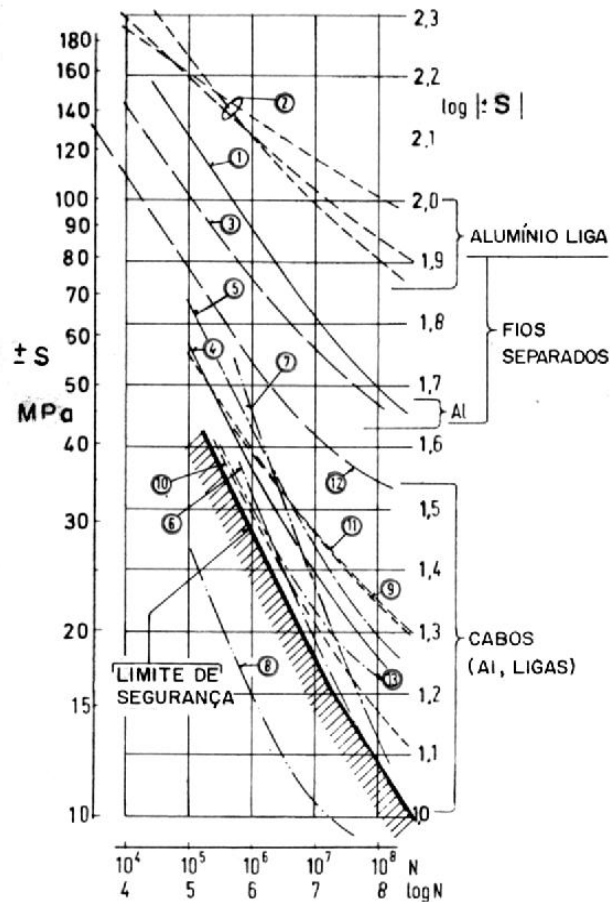


Figura 2.18– Curva *Safe Border Line*, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRÉ [22]

CAPÍTULO 3

4. PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo apresenta-se o programa experimental da pesquisa, compreendendo seus objetivos, materiais utilizados, descrição da bancada, planejamento dos testes bem como, a metodologia de ensaio aplicada.

O programa experimental foi desenvolvido com o objetivo de determinar a o efeito da seqüência de blocos de carregamento com amplitude variável na vida em fadiga da montagem do cabo Ibis, 397,5 MCM e o grampo monoarticulado - tendo como base a Curva S-N do cabo condutor para a quebra do primeiro fio de alumínio (critério adotado neste trabalho). Recomendações mais recentes da CIGRÉ já adotam a quebra do primeiro fio de alumínio como critério de parada.

A curva S-N da montagem cabo/grampo de suspensão é obtida de maneira análoga a usada para corpos-de-prova sólidos, ou seja, o levantamento da curva S-N é feito realizando-se ensaios nos quais a amostra é submetida a uma mesma amplitude dinâmica (tensão) até a ruptura dos fios de alumínio do cabo. Registra-se então o número de ciclos necessários para induzir tal condição de falha, obtendo-se assim um ponto da curva S-N³. O critério de parada adotado foi a primeira quebra de um fio de alumínio.

A fórmula de *Poffenberger-Swart (1965)* é usualmente utilizada para correlacionar uma amplitude de deslocamento medida em uma posição padronizada a partir do grampo com uma amplitude de tensão no ponto mais externo do cabo e na saída (boca) do grampo. Assim, em termos práticos, é fácil converter amplitude de deslocamento vertical em uma tensão nominal de referência para a curva S-N de um cabo.

A Figura 3.1 ilustra a montagem esquemática cabo/grampo e o ponto de medição de interesse (Y_b) para obtenção da tensão teórica de *Poffenberger-Swart*.

³ O critério de parada do ensaio é o número de fios de alumínio rompidos, podendo ser três fios de alumínio, dez por cento do número de fios de alumínio ou ainda apenas o primeiro fio rompido, de acordo com o critério adotado.

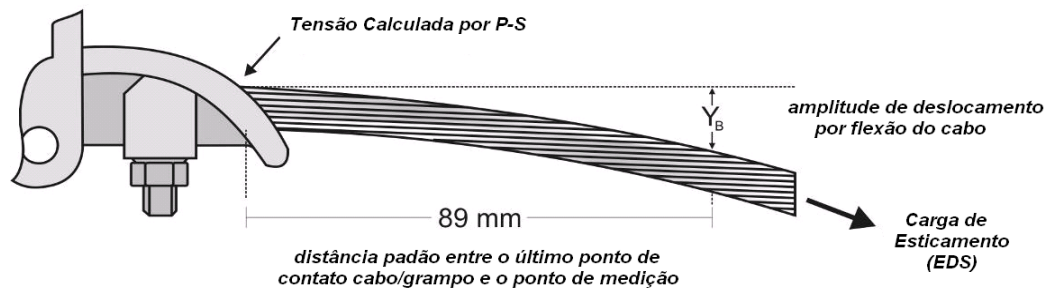


Figura 3.1 – Montagem esquemática cabo/grampo mostrando a posição padrão para medida da amplitude de deslocamento Y_B .

Para a realização deste estudo experimental, foi montada e utilizada a Bancada para Ensaio Mecânico à Fadiga de Cabos Condutores de Energia, do Laboratório de Fadiga e Integridade Estrutural de Cabos Condutores de Energia, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília, localizado no Bloco SG 09 do Campus Darcy Ribeiro, Brasília - DF.

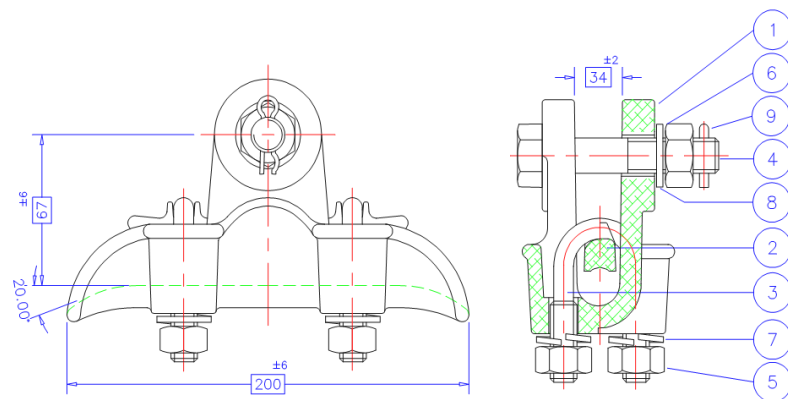
3.1. Materiais

Os itens a seguir apresentam a descrição técnica dos corpos de prova utilizados durante os ensaios: o grampo de suspensão monoarticulado e o cabo condutor ACSR Ibis. A montagem cabo/grampo é o ponto onde ocorrem as rupturas dos fios de alumínio devido ao processo de fadiga. Todos os ensaios foram realizados utilizando amostras novas, tanto para o cabo quanto para o grampo. Com isso evita-se qualquer tipo de influência nos resultados que a introdução de uma amostra reutilizada poderia causar.

3.1.1. Grampo de Suspensão

O grampo de suspensão é o elemento de ligação entre o cabo condutor e os isoladores da linha. O grampo de suspensão utilizado na realização dos ensaios foi o monoarticulado, fornecido pela fabricante Forjasul. Consiste em uma peça composta do corpo que é de liga de alumínio de elevada resistência mecânica, não magnética e muito resistente à corrosão, de elementos ferrosos de aço carbono, zincado por imersão à quente, conforme NBR 6323 e duas cupilhas (contrapino) que podem ser de latão duro, bronze ou aço inoxidável (Figura 3.2). A liga metálica utilizada para a fabricação do grampo é a liga de alumínio SAE 305, por uma boa fluidez esta liga é indicada para fundição de peças de geometria complexa [13].

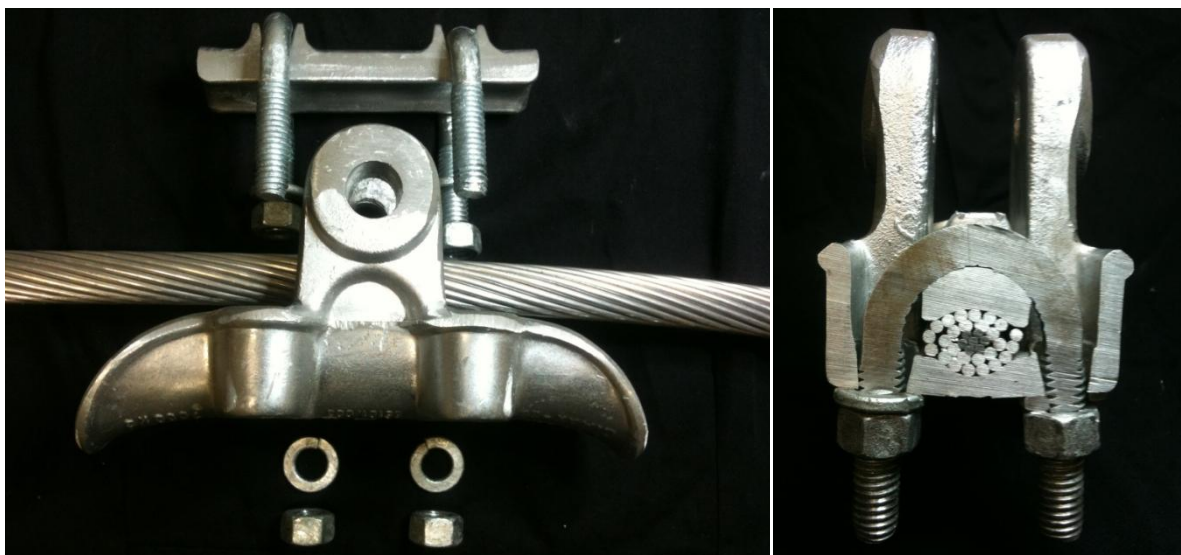
O grampo ensaiado suporta 60% da carga de ruptura do cabo de maior bitola utilizado e apresenta uma resistência mínima de escorregamento de 25% da carga de ruptura do maior condutor. A peça possui superfície lisa e uniforme, não apresenta arestas cortantes e a “boca” de saída tem ângulo máximo de 20°, evitando assim danificar os cabos. Este grampo é adequado para o uso em cabos condutores de alumínio ou aço/alumínio (CA - Cabo de Alumínio ou CAA – Cabo de Alumínio com Alma de Aço) com diâmetro mínimo de 17 mm e máximo de 29 mm, possui carga de ruptura de 7.000 kgf e massa total de 1,28 kg. [36] A Figura 3.2 apresenta a geometria do grampo monoarticulado e as Figuras 3.3 (a) e (b) ilustram o conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado e a vista em corte do conjunto, respectivamente.



9	CONTRAPINO	AÇO INOXIDAVEL	1	
8	ARRUELA LISA	AÇO AO CARBONO	1	
7	ARRUELA DE PRESSÃO		4	
6	PORCA SEXTAVADA		1	5/8" W
5	PORCA SEXTAVADA		4	1/2" W
4	PARAFUSO SEXTAVADO	LIGA DE ALUMINIO	1	5/8" x 100 mm
3	PARAFUSO "U"		2	1/2" W
2	TELHA		1	
1	CORPO		1	
ITEM	DENOMINAÇÃO	MATERIAL	QUANT.	DIMENSÕES

Figura 3.2 – Desenho técnico do grampo de suspensão monoarticulado modelo Forjasul 55101/003

[13]



(A)

(B)

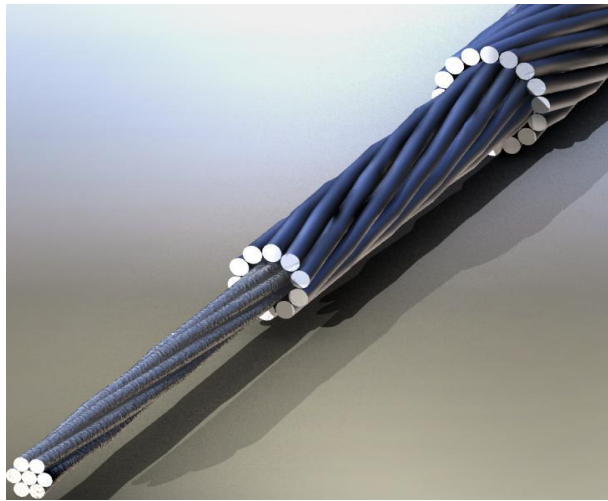
Figura 3.3 a) Conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado e b) Vista em corte do conjunto cabo/grampo.

3.1.2. Cabo Condutor

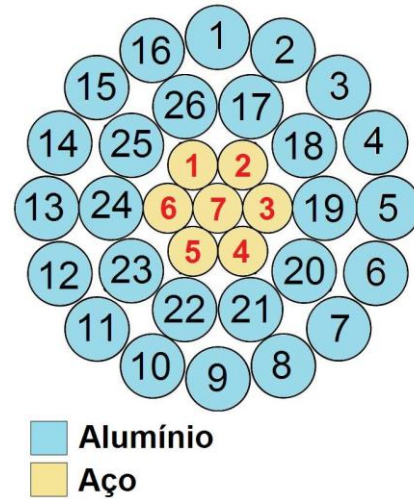
O cabo condutor utilizado nos ensaios foi o ACSR 397,5 MCM 26/7 - Ibis. Os condutores ACSR (Aluminium Conductor Steel Reinforced) ou também chamados de CAA (Cabos de alumínio nu com alma de aço) são encordoado concentricamente com uma ou mais coroas de fios de alumínio 1350-H19 sobre a alma de aço. A alma pode ser fio sólido ou encordoado dependendo da bitola. O núcleo formado por fios de aço é responsável pela sustentação mecânica, enquanto que as camadas de alumínio têm atribuição da condutividade elétrica. Os cabos utilizados no Brasil atendem as especificações da norma ABNT NBR 7270/88 de acordo com a fornecedora Nexans [55].

Em geral este tipo de condutor pode operar em um regime contínuo de trabalho a uma temperatura máxima de 90°C. Acima desta temperatura, inicia-se um processo de recozimento do alumínio e conseqüentemente a deterioração das suas características mecânicas [56]. A temperatura de operação da linha depende da solicitação e das condições climáticas.

O condutor ACSR Ibis (Figura 3.4 (a)) é composto de duas camadas concêntricas de fios de alumínio, totalizando 26 fios, 16 fios na camada mais externa e 10 fios na segunda camada de alumínio. O seu núcleo ou “alma” consiste em 7 fios de aço (Figura 3.4 (b)).



(a)



(b)

Figura 3.4 – Desenho esquemático do condutor (a) e Seção do cabo condutor IBIS 397,5 MCM – Formação 26/7 (b).

Nas Tabelas 3.1 e 3.2 são apresentadas às características dimensionais e estruturais do condutor e as propriedades mecânicas da liga de alumínio 1350-H19, respectivamente. A Figura 3.4 mostra esquematicamente a seção transversal do referido cabo.

Tabela 3.1 – Características dimensionais e estruturais do cabo condutor [55]

Condutor	Bitola (mcm)	Área Nominal Alumínio (mm ²)	Área Nominal Aço (mm ²)	Área Nominal Total (mm ²)	Fios de Alumínio (mm)	Fios de Aço (mm)	Diâmetro Nominal Cabo (mm)	Peso Linear (kg/km)	Carga Ruptura (kgf)
lbis	397,5	201,21	234	435,21	26 x 3,139	7x2,441	19,88	557,5	7394

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio 1350-H19 [37]

Propriedades Físicas e Mecânicas	Valor	Unidade
Coefficiente de Poisson	0,33	-
Densidade	2705	Kg/m ³
Dureza Brinell	50	-
Elongação na Quebra	1,5 (Min)	%
Limite de escoamento	165	MPa
Limite de Resistência à Tração	186	MPa
Módulo de Elasticidade	68,9	GPa
Resistência a Fadiga para 5 X 10 ⁸ Ciclos	48,3	MPa
Resistência ao Cisalhamento	103	MPa

3.2. Descrição da Bancada

O presente tópico de descrição da bancada foi extraído, com modificações, dos trabalhos de *Hortêncio* [13] e *Fadel* [37] e faz parte do Manual de Descrição, Procedimentos e Operações do Laboratório.

3.2.1. Visão Geral da Bancada de Ensaios

A Figura 3.5 apresenta o desenho esquemático da montagem da bancada de ensaios. O comprimento total do vão é de 46,8 m, podendo ser subdividido em dois vãos: ativo e passivo. O vão ativo define o comprimento do cabo ensaiado, delimitado pelo centro da roldana (bloco fixo 3) e o centro do grampo de suspensão (bloco móvel), podendo variar de 31 a 41m, sendo que nessa extensão estão contidos todos os instrumentos e sensores de medição necessários para o controle do ensaio. O vão passivo é utilizado apenas para fixação do cabo.

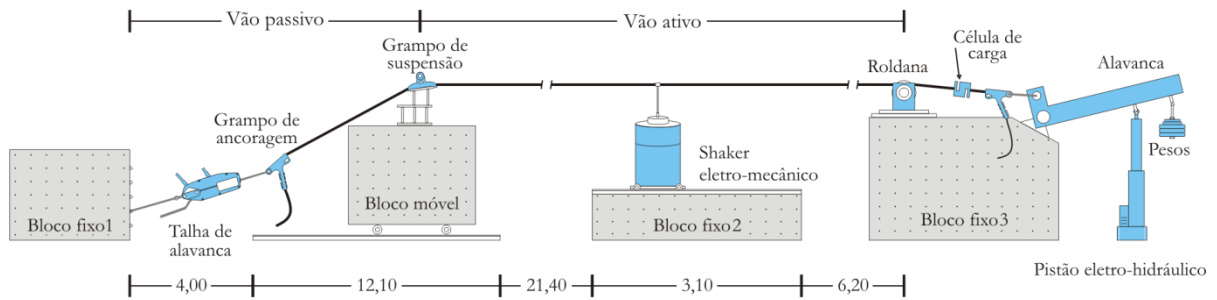


Figura 3.5 - Desenho esquemático da montagem da bancada de ensaios

Os três blocos fixos e o bloco móvel são em concreto armado, feitos de acordo com as recomendações de ensaio e atribuindo uma boa rigidez à bancada. O bloco móvel é dotado de rolamentos que permitem a movimentação do bloco sobre trilhos. Possibilitando, desta forma, a variação do tamanho do vão ativo (Figura 3.5). O Laboratório possui duas bancadas similares.



Figura 3.6 – Blocos Móveis das Bancadas A e B [37].

O bloco fixo 2 (Figura 3.7) serve de suporte para o *shaker* eletromecânico, aparelho que simula as vibrações eólicas. O bloco possui trilhos que permitem o deslocamento do *shaker*, possibilitando uma otimização do uso do equipamento, uma vez que o correto posicionamento do *shaker* pode minimizar os esforços do equipamento e por consequência prolongar sua vida útil.



Figura 3.7 – Blocos fixos com o trilho para deslocamento do *shaker*.

3.2.2. Mecanismo de Tracionamento do Cabo

Os blocos fixos 1 e 3 são responsáveis pela fixação e suporte dos mecanismos de tracionamento do cabo, respectivamente.

No bloco fixo 1, uma das extremidades da amostra de teste é fixada a um grampo de ancoragem passante, o qual é acoplado ao dispositivo extensor (Tifor), que é fixado ao bloco fixo 1. Por meio deste dispositivo é possível realizar a fixação e um pré-tensionamento do condutor.

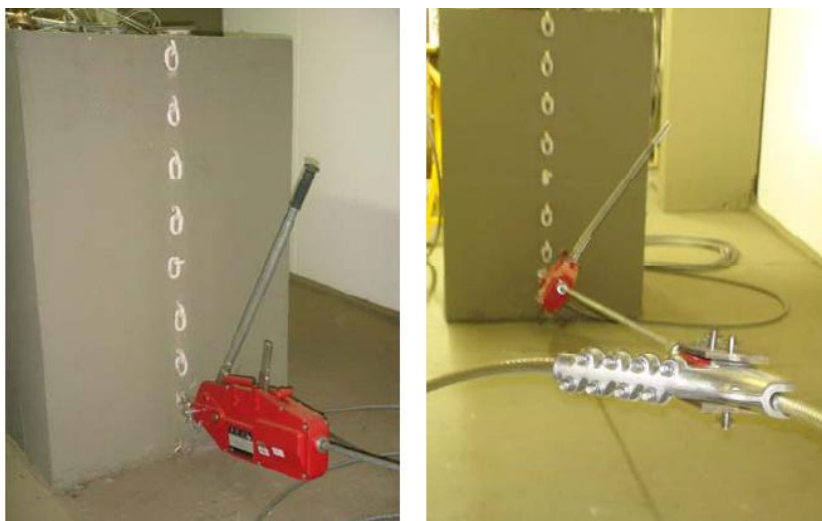


Figura 3.8 - Talha de alavanca ancorada ao bloco de fixação 1.

No bloco fixo 3 (Figura 3.9), o condutor é fixado a um grampo de ancoragem passante, o qual é interligado a célula de carga (responsável pela leitura da carga de tração no

condutor), que por fim é ligada ao braço de alavanca responsável pelo controle de tração do cabo.

As Figuras 3.10 (a) e (b) mostram respectivamente a fixação do cabo através do grampo de ancoragem passante no bloco fixo 3 e o detalhe do grampo de ancoragem passante e a célula de carga. O braço de alavanca possui uma gaiola projetada para receber pesos de chumbo que são responsáveis pelo tracionamento do cabo.



Figura 3.9 - Bloco fixo 3 que contém os equipamentos para controle de tração do cabo.



(a)



(b)

Figura 3.10 – a) Fixação do cabo no bloco fixo 3 b) Detalhe do grampo de ancoragem passante e a célula de carga.

Para os ensaios é necessária a aplicação de uma carga de pré-esticamento, monitorada pela célula de carga acoplada no vão ativo, normalmente de 10% a 20% a mais do que a tensão de esticamento do ensaio. Este pré-esticamento tem duração de 24 horas e tem por objetivo evitar o efeito de fluência do cabo condutor durante o ensaio.

3.2.3. Mecanismo Excitador (Shaker)

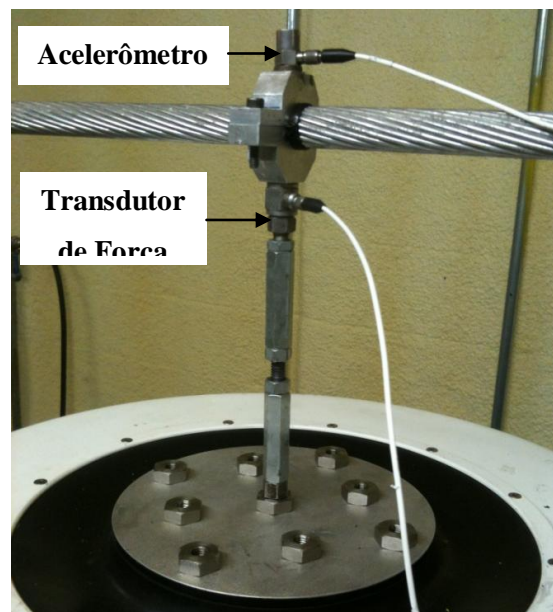
A vibração do cabo é feita utilizando excitador eletrodinâmico (*shaker*). O shaker é um dispositivo que aplica vibração de maneira controlada - amplitude, frequência, velocidade e aceleração (Figura 3.11 (a)).

O Laboratório dispõe de duas bancadas similares de teste equipadas com *shakers* com a potência necessária para conduzir os ensaios com confiabilidade e dentro dos parâmetros e requisitos necessários.

O acoplamento do *shaker* ao cabo foi feito por meio de uma haste rígida regulável fixada ao cabo por uma braçadeira fabricada com o diâmetro do cabo a ser ensaiado. Entre a extremidade superior da haste de alumínio e a abraçadeira, foi instalado um transdutor de força e sobre a braçadeira foi instalado um acelerômetro. Desta forma pode-se monitorar a frequência, velocidade, aceleração, amplitude e a força aplicada pelo *shaker* ao cabo.



(a)



(b)

Figura 3.11 – a) *Shaker* eletromecânico b) Detalhe da haste de fixação cabo/*shaker* com o acelerômetro e o transdutor de força.

3.2.4. Montagem do Grampo de Suspensão

O ponto utilizado para o controle de deslocamento no ensaio localiza-se sobre o cabo, na vizinhança do grampo, distante 89 mm do último ponto de contato entre a base do grampo de suspensão e o cabo, o qual a partir deste momento será chamado de “ponto 89”. A boca do grampo de suspensão monoarticulado, montado na bancada, está localizada a 68,5 mm desse ponto de referência. Portanto, a distância entre o último ponto de contato (do cabo com a base do grampo) e a boca do grampo é de 20,5 mm . A Figura 3.12(a) mostra a montagem cabo/grampo vista lateralmente e de topo (Figura 3.12 (b)).



Figura 3.12– (a) Vista superior da montagem cabo/grampo (b) Vista frontal da montagem cabo/grampo [37]

3.2.5. Dispositivo para Fixação do Grampo de Suspensão.

Para fixação do grampo de suspensão foi construído um dispositivo metálico na face superior do bloco móvel, que permite reproduzir o ângulo de saída do condutor que é tipicamente de 10° para grampos de suspensão e de 0° para dispositivos amortecedores. A fixação do grampo é feita mediante arruelas de pressão e porcas originais do fabricante. A Figura 3.13 mostra a montagem cabo/grampo para uma amostra ensaiada do cabo. No detalhe é possível visualizar o acelerômetro fixado no ponto 89 mm.

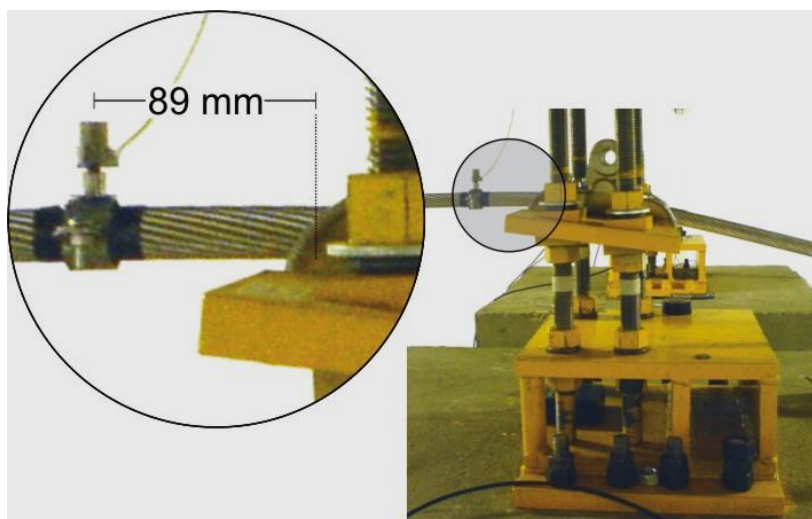


Figura 3.13 - Montagem do grampo de suspensão sobre o bloco móvel e posição padrão do ponto 89 [37].

3.2.6. Dispositivo de Detecção de Quebra de Fios.

O projeto do dispositivo de quebra dos fios é baseado no processo de fabricação do condutor, observando-se que o cabo é formado através do encordoamento de fios metálicos.

O processo de fabricação do condutor faz com que a força axial no fio de um condutor tracionado produza componentes de força tangencial e longitudinal no mesmo. Assim, quando ocorre a quebra de um fio, a carga por ele suportada deve ser distribuída entre os fios remanescentes para que o equilíbrio se mantenha. Como resultado desta acomodação, o condutor gira ou distorce em relação ao seu eixo longitudinal. A rotação é causada pelo momento resultante do produto da componente tangencial da força no fio pela distância do mesmo ao eixo longitudinal do condutor. Conseqüentemente, a falha de um fio localizado em uma camada externa do condutor gera um maior momento do que a falha de um fio interno, e como cada camada é enrolada no sentido oposto, uma em relação a outra, o sentido de rotação do condutor depende da camada em que o fio quebrado se localiza.

Utilizando a lógica descrita acima, o dispositivo de detecção de falhas do condutor foi concebido de forma a detectar o giro do cabo a cada quebra. Ele é composto por duas hastes rígidas de alumínio presas ao cabo por meio de uma abraçadeira e defasadas de 180° uma da outra. Dois *lasers* de medição de distância (Figura 3.14) fazem a leitura do distanciamento das hastes em relação a uma posição inicial e o sistema de aquisição e

controle converte a distância medida de afastamento das hastes em relação aos *lasers* ($l_1 - l_2$) em um ângulo de rotação do cabo α_{cabo} , utilizando a formulação da Equação 3.1:

$$\alpha_{\text{cabo}} = \tan^{-1} \left(\frac{\frac{l_1 - l_2}{2}}{\text{Distância entre lasers}} \right) \quad (3.1)$$

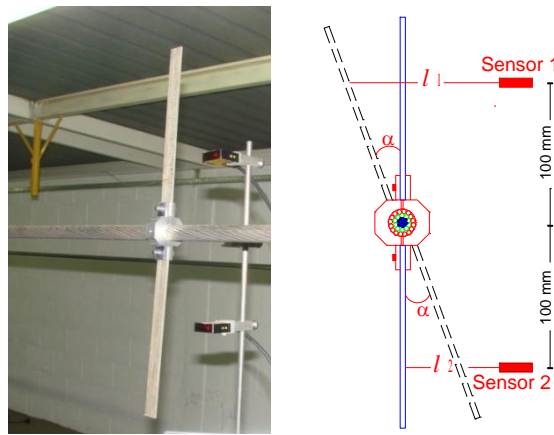


Figura 3.14 – Desenho esquemático ilustrando a forma de medição do ângulo de rotação.

O sinal dos *lasers* é gravado no tempo em aquisições de 50 segundos a uma taxa de 100 amostras por segundo. O intervalo entre uma aquisição e outra é de meia hora. A figura 3.15 ilustra um exemplo de aquisição de dados de uma amostra que foi ensaiada até a indicação da terceira quebra de um fio de alumínio. O sinal do tempo pode ser expresso em número de ciclos, uma vez que a frequência de ensaio é constante.

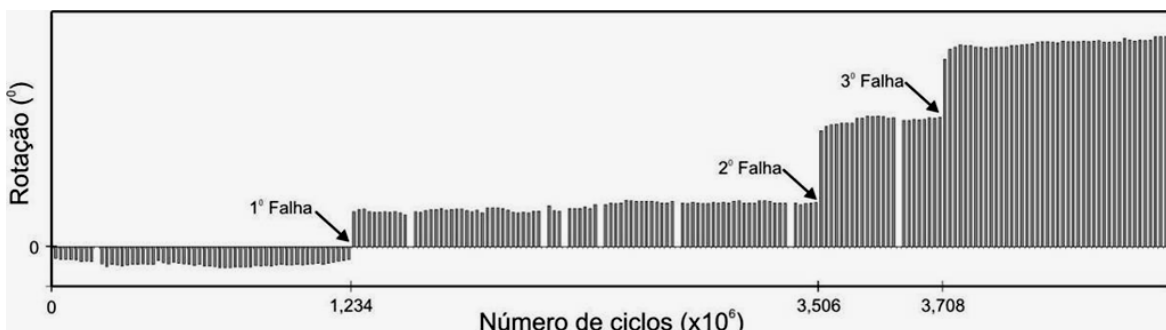


Figura 3.15 – Exemplo de um gráfico de rotação do cabo ao longo de um ensaio de fadiga

3.2.7. Sistema de Aquisição de Dados.

Foi utilizado um sistema de aquisição composto por dois módulos de aquisição, com 16 canais de aquisição por módulo (Figura 3.16) para captar sinais digitais e analógicos (de controle e monitoramento), e do software de aquisição de dados, além do software de controle da bancada acoplado a um microcomputador que compõem o sistema de instrumentação e controle utilizado na bancada de testes [37].



Figura 3.16 – Sistema de Aquisição de Dados. [37]

3.2.8. Sistema de Controle das Bancadas

O software de controle do *shaker* é programado para manter no ponto 89 mm as condições de ensaio prescritas. É possível submeter a amostra a ensaios senoidais, a blocos de carregamentos senoidais, a ensaios randômicos ou de choque. Para o presente trabalho foi usada apenas a rotina para ensaios senoidais.

Este software também foi programado para cessar a excitação da amostra do cabo ensaiado quando o dispositivo de detecção de quebra de fios indicasse a quebra de pelo menos três fios (programada para finalização dos testes, assim, as variáveis monitoradas e analisadas durante os ensaios foram: i) deslocamento do ponto 89 do sensor de deslocamento a laser; ii) controle da amplitude de excitação do cabo no ponto 89; iii) o registro do dispositivo de detecção de rotação.

3.3. Planejamento dos testes

3.3.1. A Preparação e os Parâmetros de Controle de Ensaio

Para realização dos ensaios de fadiga é necessário prescrever os seguintes parâmetros:

1- Ângulo de mergulho - Simula o ângulo que o cabo faz com o grampo de suspensão. O ângulo de mergulho é função de diversos parâmetros, dentre os quais os mais importantes podem ser citados: i) tensão mecânica diária (EDS), ii) densidade do cabo, iii) comprimento do vão e iv) flecha admissível. É usual utilizar-se nas montagens cabo/grampo variações angulares entre 10° e 20°. O limite superior desse ângulo está relacionado ao fato da saída dos grampos ser projetada de modo a não danificar estaticamente o cabo condutor até um ângulo máximo de 20°. Já o limite inferior é limitado devido basicamente à carga de EDS que pode ser aplicada no cabo. Neste trabalho adotou-se um ângulo de mergulho de 10°.

A montagem grampo/cabo durante a realização destes ensaios, bem como, a escolha do tipo do grampo devem merecer atenção especial, tendo em vista que, o conjunto de solicitações que atuam sobre os cabos, sejam elas verticais ou horizontais, cria no condutor uma tensão mecânica, que é transmitida aos suportes. Nos pontos de suspensão, em virtude do peso do condutor e de sua natural rigidez, aparecem esforços de flexão bastantes elevados. Quando a curvatura inferior da calha do grampo de suspensão não se amolda bem à curvatura natural do cabo, estes podem sofrer esmagamento dos filamentos, pois a superfície de apoio fica bastante reduzida [57].

2- Torque de aperto dos parafusos de fixação do cabo no grampo de suspensão - Normalmente é fornecido pelo fabricante do grampo O torque de aperto que é aplicado nas porcas que fixam os parafusos ao grampo de suspensão, insere uma carga compressiva no conjunto cabo/grampo, evitando-se o escorregamento do cabo sobre o grampo de suspensão. Nos testes utilizou-se um grampo de suspensão monoarticulado que possibilita a montagem de cabos de diâmetros entre 17 a 29 mm. O torque de aperto independe do diâmetro do cabo utilizado, sendo especificado para cada tipo de grampo pelo fabricante. Para estes ensaios foi utilizado um torque de 50Nm.

3- Carga de pré-tensionamento - A carga de pré-esticamento está associada à tensão média mecânica (EDS- *Every Day Stress*) que o cabo é solicitado ao longo de sua vida. Nos ensaios realizados adotou-se uma carga de pré-esticamento igual a 20% da carga de ruptura do cabo IBIS, o que corresponde a um valor de 14,79 kN.

4- Amplitudes de deslocamento

As amplitudes de deslocamento que são aplicadas no cabo durante a realização dos testes no ponto localizado a 89 mm do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão são também uma das variáveis de controle. Para o levantamento da curva de fadiga do material utilizou-se seis diferentes níveis de amplitude de deslocamento: 0,80mm, 0,90mm, 1,00mm, 1,10mm, 1,27mm e 1,39mm (pico-a-pico). Para estes ensaios de sequência de carregamento foram escolhidos quatro diferentes níveis de deslocamento: 0,90mm, 1,0mm, 1,27mm e 1,39mm (pico-a-pico). Esses níveis foram combinados entre si para criar os blocos de carregamento (descritos melhor na seção 3.4.4). A Figura 3.17 ilustra quais as referências de medição para as amplitudes de deslocamento Y_B .

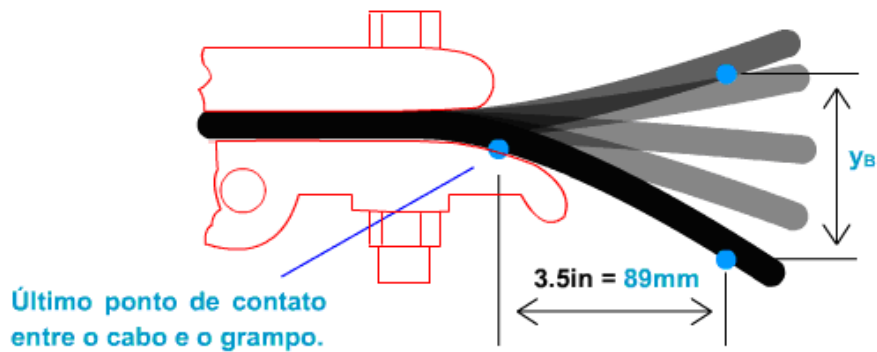


Figura 3.17 – Amplitude de deslocamento - Y_B ,

3.4. Metodologia

A presente seção descreve os procedimentos básicos para a preparação e montagem das amostras na bancada de ensaios de fadiga. Tais procedimentos são válidos tanto para os ensaios de levantamento da curva S-N do cabo quanto para a realização dos ensaios envolvendo sequência de carregamento.

3.4.1. Preparação do Corpo de Prova.

Todas as amostras foram retiradas a partir de bobinas cedidas pela fabricante (NEXANS). Durante o procedimento de lançamento de cabo na bancada, todos os cuidados foram tomados para que as superfícies com as quais o cabo tivesse contato não danificassem a amostra e contaminassem o ensaio.

As Figuras 3.18 e 3.19 mostram o procedimento de retirada da bobina e lançamento do cabo na bancada. Suportes fixos ao teto são dotados de polias de *nylon* fixadas a rolamentos que possibilitam que o cabo deslize sem arrastar ou atritar a amostra com a superfície.



Figura 3.18 – Retirada do cabo condutor da bobina.



Figura 3.20 - Polias auxiliares posicionadas ao longo do vão do teste.

Após a amostra ter sido esticada até a extremidade oposta da bancada, a amostra é cortada passando-se então ao procedimento de montagem do corpo de prova na bancada.

3.4.2. Montagem do Corpo de Prova na Bancada.

Para a montagem dos corpos-de-prova foram seguidos os procedimentos descritos abaixo:

- i- Foi fixada uma das extremidades do corpo de prova no grampo de ancoragem do bloco fixo 3 (Figura 3.10);
- ii- O corpo de prova foi colocado dentro do grampo de suspensão (montado sobre o bloco móvel), tomando-se o cuidado de não danificar a região do cabo que ficará em contato com o referido grampo (Figura 3.12). Os parafusos de fixação do

grampo de suspensão, nesta fase da montagem, deverão ser instalados, mas suas porcas de fixação não deverão ser apertadas;

- iii- A outra extremidade do corpo de prova foi fixada no grampo de ancoragem localizado no vão passivo junto ao bloco de ancoragem -bloco fixo 1(Figura3.8);
- iv- O corpo de prova foi tracionado utilizando-se a talha de alavanca, até que fosse atingida a carga de tração definida para o teste;
- v- Foram retiradas as polias auxiliares que estavam posicionadas ao longo do vão do teste;
- vi- Concluída a instalação do corpo de prova na Bancada, foi adicionado contra pesos ao braço de alavanca até que a carga de tração indicada pela célula de carga atingisse cerca de 30% da carga de ruptura do cabo em teste durante 24 horas;
- vii- Após o período de acomodação do corpo de prova, parte dos contra pesos foram retirados até que o valor da carga de tração no cabo atingisse o valor definido de ensaio;
- viii- As porcas do grampo de suspensão foram apertadas utilizando-se um torquímetro com torque de 50 Nm;
- ix- Em seguida, o condutor foi fixado ao excitador eletromecânico (shaker) utilizando-se de uma haste regulável. A haste, dotada de um acelerômetro e de uma célula de carga, foi posicionada em ângulo reto em relação ao cabo testado (Figura 3.11);
- x- Finalmente o sensor laser foi posicionado a 89 mm do primeiro ponto de contato do cabo com o grampo de suspensão e em seguida foram verificadas todas as ligações dos sensores aos equipamentos de monitoração;

O sistema de detecção da quebra dos fios, só foi introduzido na bancada depois de feita uma varredura em frequência e fixada a frequência de excitação imposta durante o teste.

3.4.3. Operação da Bancada.

A seqüência utilizada nos ensaios para a operação do sistema de monitoração da Bancada é descrita a seguir:

- i- Foi feita uma varredura em frequência para se detectar as frequências naturais da amostra em teste;
- ii- Foi selecionada uma frequência de ensaio próxima a uma das frequências naturais (quanto mais alta melhor) e excitou-se o sistema com um valor de cerca de dois terços do valor da frequência natural escolhida, mantendo-se constante o deslocamento prescrito a 89 mm da “boca” do grampo de suspensão. Nos casos em

que o sistema ficou instável, o deslocamento imposto foi diminuído ou foi utilizada uma frequência natural menor do que a anterior;

- iii- Após a estabilização do sistema foi marcado no corpo de prova, o nó mais próximo ao grampo de suspensão. Neste ponto, com o sistema desligado, foi instalado o sistema de detecção de quebra de fios;
- iv- Foi então selecionada a amplitude de ensaio (Y_b) a ser imposta pelo sistema e iniciado o ensaio.
- v- Para os ensaios de levantamento da curva S-N, o teste foi encerrado depois de ocorrida a primeira quebra de um fio de alumínio. Para os ensaios de bloco de carregamento, aguardou-se um número inicial de ciclos (n_1) para que fosse realizada a mudança de amplitude necessária para o segundo bloco e então aguardou-se a primeira quebra de um fio de alumínio;
- vi- Depois de encerrado o teste e antes de cortar o trecho do cabo onde ocorreu a quebra dos fios (junto ao fio de suspensão), foram fixadas braçadeiras nas respectivas extremidades e logo em seguida realizado o corte. Desta forma, foi preservada a região onde ocorreu a falha, possibilitando assim, a análise dos pontos de quebra.
- vii- Este processo foi repetido para os testes seguintes.

3.4.4. Metodologia de Avaliação e Implementação para Blocos de Carregamento.

O primeiro passo para avaliação da sequência de blocos de carregamento sobre a resistência em fadiga da montagem cabo/grampo é levantar a curva de Wöhler (curva S-N) para uma carga de esticamento padrão. Essa carga, que corresponde a uma porcentagem da tensão limite de resistência do cabo é denominada de Every Day Stress (EDS). Para o cabo Ibis em questão utilizou-se uma EDS de 20% da tensão limite de resistência, ou seja, esticou-se o cabo com 1480 kgf. A curva S-N foi então obtida testando-se 17 amostras de cabo para quatro diferentes níveis de deslocamento pico a pico, Y_B . O critério de parada do ensaio era a quebra do primeiro fio de alumínio (Cigré, 2008). Aqui torna-se conveniente relembrar que o ensaio é controlado por esse deslocamento Y_B , medido por um acelerômetro posicionado em um ponto sobre o cabo, no vão ativo de teste, distante 89 mm do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão. Como a equação de Poffenberger-Swart (P-S) correlaciona o deslocamento Y_B com a amplitude de tensão σ_a em um fio de alumínio da camada mais externa diametralmente oposto ao último ponto de

contato entre cabo e grampo, indiretamente é possível controlar o ensaio pela amplitude de tensão nesse ponto desse fio de alumínio.

A Tabela 3.3 contém a correlação dos valores de tensão e deslocamento de acordo com P-S utilizados nos ensaios para levantamento da curva S-N, que serviu de base para elaboração dos ensaios com blocos de carregamento de amplitude variável.

Tabela 3.3 – Y_B e σ_a selecionados para levantamento da curva S-N

σ_{P-S} [MPa]	Y_b [mm]
25,08	0,80
28,22	0,90
31,35	1,00
34,49	1,10
39,82	1,27
43,53	1,39

A metodologia para os ensaios com blocos de amplitude variável tem por base a metodologia de Palmgren-Miner (1945), descrita na seção 2.2.1, para o cálculo do dano imposto ao cabo condutor no primeiro bloco de carregamento com amplitude constante. Isto porque, para todos os modelos que serão avaliados neste trabalho - Miner, Mansur, Corten-Dolan e Dano Progressivo - a parcela de dano para o primeiro bloco de carregamento (d_1) é calculada da mesma forma, ou seja seguindo a formulação de Miner.

A lógica de ensaios foi elaborada pensando no efeito da sequência de dois blocos de carregamento distintos sobre a vida em fadiga do condutor. No primeiro bloco de carregamento o número de ciclos n_1 a uma amplitude de deslocamento constante Y_{B1} é pré-estabelecido de tal forma a introduzir um dano inicial d_{n1} . Dessa forma pode-se apresentar a idéia de um dano residual (D_r), ou seja, o dano necessário para consumir o restante da vida do condutor (Equação 3.2)

$$D_r = 1 - d_1 = 1 - \frac{n_1}{N_1} \quad (3.2)$$

Imediatamente após o término do bloco 1 inicia-se um segundo bloco de carregamento com deslocamento constante Y_{B2} , tal que $Y_{B2} \neq Y_{B1}$. O ensaio prossegue e só é interrompido após a quebra do primeiro fio de alumínio. O número de ciclos n_2 experimentados durante o segundo bloco de carregamento é então utilizado para o cálculo do dano d_{n2} . Dessa forma, pode-se comparar a o dano residual (D_r) com o valor do dano no segundo bloco d_{n2} , independente do modelo de acúmulo de dano adotado.

3.4.5. Planejamento dos ensaios com blocos de carregamento variável.

Os ensaios foram planejados visando a avaliar se existe influência da ordem do carregamento sobre a vida em fadiga da montagem cabo/grampo. Para isso, de modo a facilitar a execução dos ensaios, optou-se por trabalhar com blocos de dois carregamentos distintos, de modo que os ensaios possam contemplar os seguintes fatores:

1. **Seqüências crescentes de carregamento (L-H)** - o nível de tensão aumenta do primeiro para o segundo bloco de carregamento. A Figura 3.22 ilustra melhor o processo.

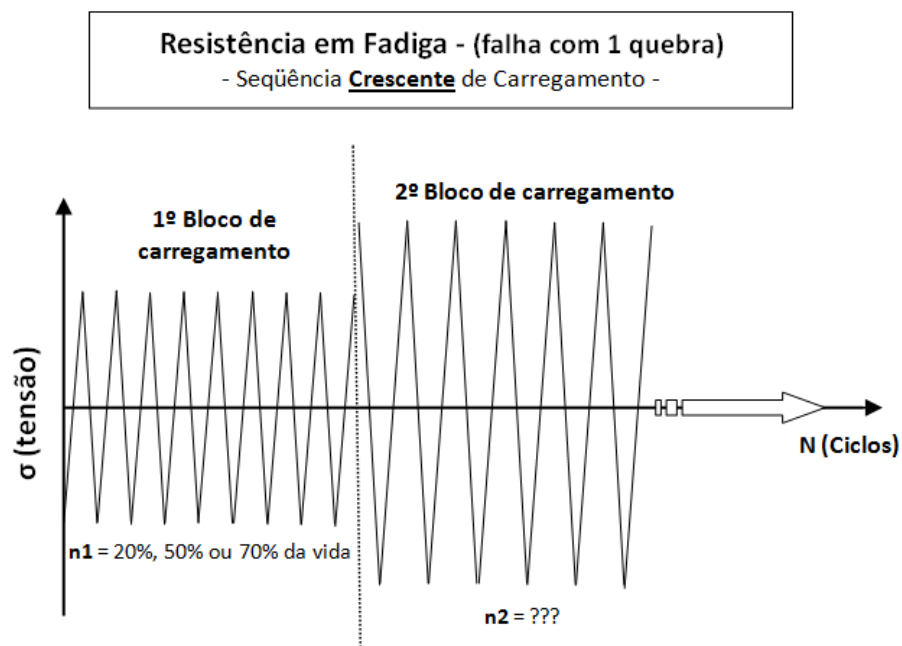


Figura 3.21 – Seqüência Crescente de Carregamento

2. **Seqüências decrescentes de carregamento (H-L)** - o nível de tensão diminui do primeiro para o segundo bloco de carregamento. A Figura 3.23 ilustra melhor o processo.

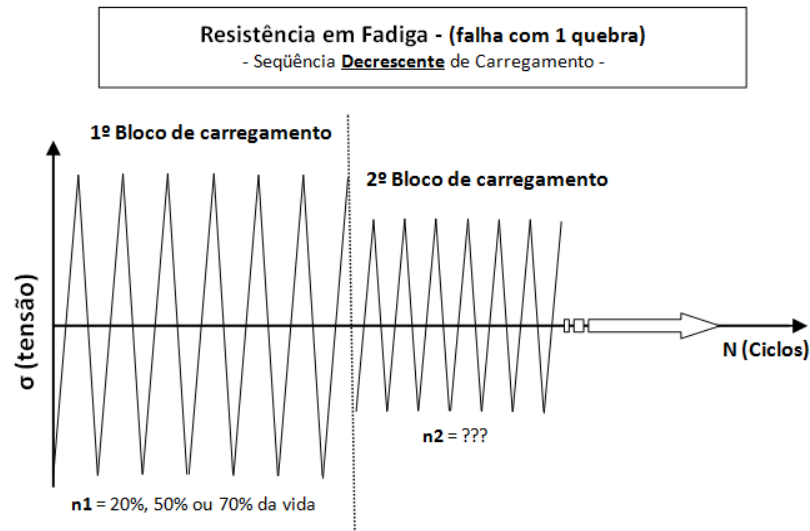


Figura 3.22 – Sequência Decrescente de Carregamento

3. **Níveis de tensões extremos da curva S-N** - onde as tensões dos blocos de carregamento assumam valores extremos da curva S-N levantada, ou seja, um bloco com uma tensão muito alta e o seguinte com uma tensão muito baixa e vice-versa;
4. **Níveis de tensões intermediários da Curva S-N** - onde as tensões dos blocos de carregamento assumam valores intermediários da curva S-N levantada, ou seja, blocos com níveis de tensão intermediários da curva S-N do cabo;
5. **Diversas porcentagens de dano no bloco inicial** – consiste em aplicar ao primeiro bloco de carregamento diferentes valores para n_1 , gerando danos iniciais variados, no caso deste trabalho, três tipos de danos iniciais: $d_1=0,2$, $d_1=0,5$ e $d_1=0,7$

Para facilitar o entendimento da programação de ensaios a Tabela 3.4 apresenta a lógica utilizada nos ensaios contemplando os cinco fatores descritos acima.

Tabela 3.4 – Resumo da programação dos ensaios para blocos de carregamento

Sequências de Carregamento			
$d_1=0,2$			
Sequência Crescente (L-H)		Sequência Decrescente (H-L)	
$Y_{b1}=0,90\text{mm}$	$Y_{b2}=1,39\text{mm}$	$Y_{b1}=1,39\text{mm}$	$Y_{b2}=0,90\text{mm}$
$Y_{b1}=1,00\text{mm}$	$Y_{b2}=1,27\text{mm}$	$Y_{b1}=1,27\text{mm}$	$Y_{b2}=1,00\text{mm}$
$d_1=0,5$			
Sequência Crescente (L-H)		Sequência Decrescente (H-L)	
$Y_{b1}=0,90\text{mm}$	$Y_{b2}=1,39\text{mm}$	$Y_{b1}=1,39\text{mm}$	$Y_{b2}=0,90\text{mm}$
$Y_{b1}=1,00\text{mm}$	$Y_{b2}=1,27\text{mm}$	$Y_{b1}=1,27\text{mm}$	$Y_{b2}=1,00\text{mm}$
$d_1=0,8$			
Sequência Crescente (L-H)		Sequência Decrescente (H-L)	
$Y_{b1}=0,90\text{mm}$	$Y_{b2}=1,39\text{mm}$	$Y_{b1}=1,39\text{mm}$	$Y_{b2}=0,90\text{mm}$
$Y_{b1}=1,00\text{mm}$	$Y_{b2}=1,27\text{mm}$	$Y_{b1}=1,27\text{mm}$	$Y_{b2}=1,00\text{mm}$

CAPÍTULO 4

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos no programa experimental. A seqüência de apresentação inicia-se com a divulgação da curva de fadiga (S-N) com a respectiva banda de confiança de 90% de confiança das 17 amostras do cabo ACSR IBIS, ensaiadas considerando como um ponto válido os registros de quebra para um fio de alumínio. Em seguida é feita a apresentação dos resultados aplicando a metodologia de blocos de carregamento em mais 16 amostras, tomando também a primeira quebra de um fio de alumínio como referência. Na análise e tratamento dos dados, primeiro é apresentada uma comparação dos resultados para quatro modelos diferentes de acúmulo de dano: Palmgren-Miner, Mansur, Corten-Dolan e Dano Progressivo. Em um tópico posterior às análises de dano, é apresentada uma análise macroscópica e estatística das falhas ocorridas durante os ensaios.

Ressalta-se que o tempo de preparação, execução e os custos envolvidos nos ensaios são extremamente elevados. Somente no preparo de uma amostra para ensaio leva-se em média três dias.

4.1. Determinação da Curva Tensão versus Vida, S-N, para uma quebra.

Os ensaios de acúmulo de dano são planejados com base na curva S-N padrão do material a ser ensaiado. Portanto, para o levantamento da curva S-N do cabo condutor ACSR IBIS foram utilizados 17 corpos de prova, ensaiados em uma freqüência constante ao longo de todo o ensaio. A faixa de freqüências em que todos os ensaios foram realizados variou entre 13 e 35 Hz, operando na região ótima de trabalho do *shaker*, de modo a preservar o equipamento. Fadel (2010) observou que a variação da freqüência de ensaio não implica em mudanças aparentes no nível de tensão do corpo de prova e concluiu que o efeito da variação da freqüência de ensaio, na faixa citada, não altera os valores dos resultados.

O critério utilizado para o levantamento da curva de fadiga baseou-se na quebra do primeiro fio de alumínio. Não somente pelo fato da CIGRÉ (2008) ter apresentado uma nova proposta que define a ruptura de apenas 1 fio de alumínio como falha, mas também pelo fato de facilitar o desenvolvimento dos ensaios para a avaliação do efeito da seqüência de carregamentos. As amplitudes de deslocamento pico a pico Y_B , utilizadas para

a realização dos ensaios, bem como os respectivos níveis de tensão para a EDS de 20% são apresentados na Tabela 4.1. São apresentados também os registros de falha dos espécimes considerando a número de ciclos necessários para a quebra do primeiro fio, bem com suas estatísticas básicas. A conversão de amplitude em tensão teórica é fornecida pela relação de Poffemberger-Swart [16].

Tabela 4.1 – Resultados dos Ensaios de Fadiga para o 1º Fio de Alumínio (curva S-N)

Y_B [mm]	σ_a P-S [MPa]	Número de Ciclos para a Quebra do Primeiro Fio (Milhões)					Estatísticas Básicas (Milhões)		
		1ºensaio	2ºensaio	3ºensaio	5ºensaio	6ºensaio	Média	Mediana	Desvio Padrão
0.80	25.08	>25					***	***	***
0.90	28.22	5.50	2.98	3.00	1.90		3.35	2.99	1.53
1.00	31.35	3.10	1.24	3.57	1.36	3.10	2.47	3.10	1.09
1.10	34.49	0.98	1.77	0.64			1.13	0.98	0.58
1.27	39.82	0.99	1.01				1.00	1.00	0.02
1.39	43.31	0.42	0.65				0.53	0.53	0.17

Com base nos resultados acima, foi possível determinar a curva de resistência a fadiga do cabo condutor ACSR ÍBIS, bem como as curvas P-S-N (Probabilidade-Tensão-Vida) considerando as probabilidades de falha de 5% e 95%. Foram admitidos os modelos de regressão citados na norma ASTM 739 [53]. Tais resultados são apresentados a seguir para os cada um dos modelos. Além disso, A título de comparação são apresentados também os valores da Curva Limite de Segurança da Cigré (CSBL) e da mediana dos ensaios.

A curva CSBL apresenta um caráter conservador com relação aos resultados experimentais. Os valores das medianas dos ensaios foram utilizados para a elaboração da rotina dos blocos de carregamento, isto porque estes valores, nos níveis de tensão adotados para avaliar o efeito de seqüência de carregamento, representam melhor a massa de dados apresentada para cada amplitude de tensão.

Nas Fig. 4.1 e 4.2 apresentam-se, respectivamente, o gráfico com a curva de tendência e os respectivos limites da região de confiança considerando os dois modelos de regressão descritos pelas Equações 4.1 e 4.2.

$$N = AS^b \quad (4.1)$$

$$\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta S \quad (4.2)$$

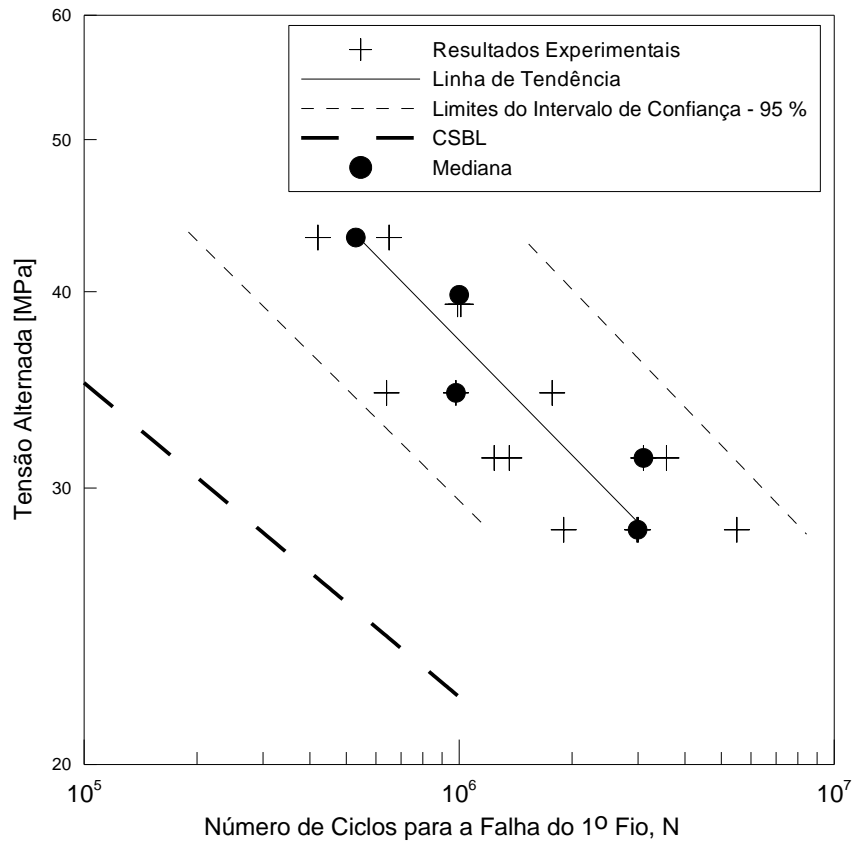


Figura 4.1 – Curva Tensão versus Vida – Modelo $N = A \cdot S^b$ ($R^2 = 0,55$).

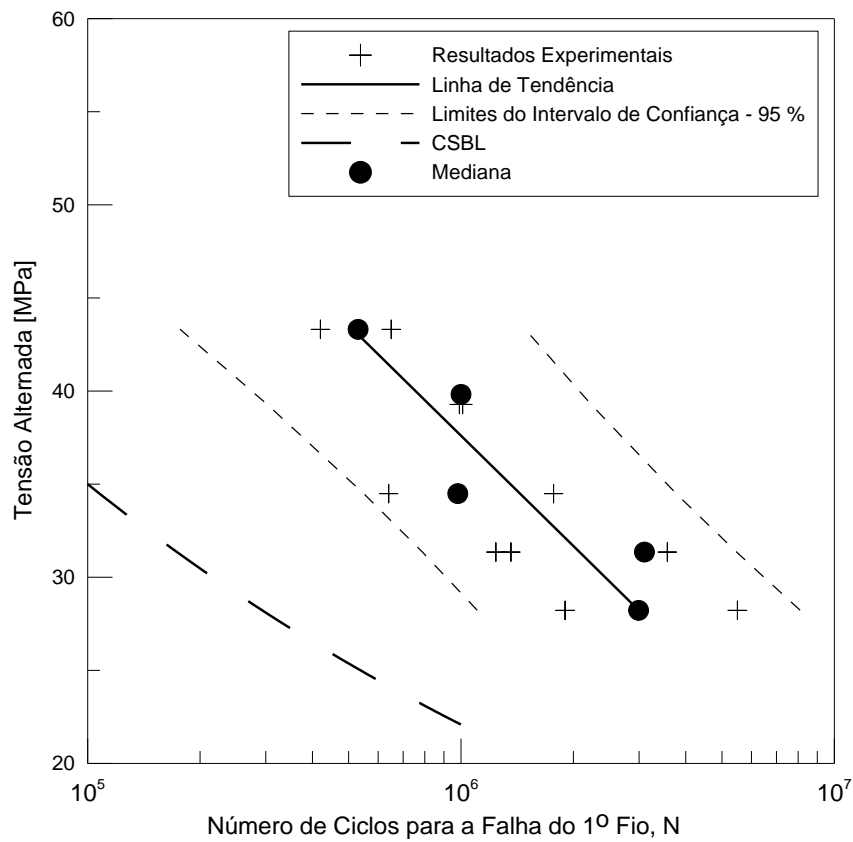


Figura 4.2 – Curva Tensão versus Vida – Modelo $\log_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$ ($R^2 = 0,67$).

Nas Tab. 4.2 e 4.3 são apresentadas as características estatísticas dos parâmetros que descrevem os modelos de regressão propostos acima.

Tabela 4.2 - Parâmetros da Curva S-N – Modelo de Regressão: $N = A \cdot S^b$

Parâmetros	Valor Estimado	Erro Padrão	Valores Limites dos Parâmetros	
			Inferior	Superior
A	3,32E12	1,46E13	-2,812E13	3,476E13
b	-4,126	1,298	-6,910	-1,342

Tabela 4.3 - Parâmetros da Curva S-N – Modelo de Regressão: $\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$

Parâmetros	Valor Estimado	Erro Padrão	Valores Limites dos Parâmetros	
			Inferior	Superior
α	7,909	0,323	7,217	8,602
β	-0,051	0,009	-0,071	-0,030

Analisando os resultados obtidos verifica-se que o modelo de regressão da curva S-N que melhor representa o comportamento dos dados experimentais é o modelo $\text{Log}(N)$ descrito pela relação da Equação 4.2.

O valor de R^2 varia entre 0 e 1. Quando o modelo é adequado, os valores obtidos de R^2 são próximos de 1. Se o modelo não é adequado, são obtidos valores pequenos ($R^2 \approx 0$). Apesar disso, um valor alto de R^2 não necessariamente implica que os dados estejam bem ajustados pelo modelo. Assim sendo, fazendo um comparativo de para o valor de R^2 dos dois modelos propostos, temos:

Tabela 4.5 – Comparação dos Coeficientes de Explicação R^2

Modelo de Regressão	Valor de R^2
$\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$	0,67
$N = A \cdot S^b$	0,55

De acordo com o descrito anteriormente, ao se observar somente o valor de R^2 na Tabela 4.5, a regressão do tipo $\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$ possui um coeficiente de explicação R^2 maior, logo tende a representar melhor a dispersão dos dados. Além disso, os valores dos parâmetros A e b Tabela 4.2 possuem valores de erro padrão muito maiores quando

comparados relativamente ao valor estimado do que os parâmetros α e β da tabela 4.3. Razões estas que fundamentam a escolha do modelo de regressão adotado.

Com isso, os parâmetros da curva P-S-N para o modelo $\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$ são listados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 - Parâmetros das Curvas P-S-N – Modelo de Regressão: $\text{Log}_{10}(N) = \alpha + \beta \cdot S$

Parametros	Curva P-S-N	
	5%	95%
α	7.604	8.215
β	-0.052	-0.049

4.2. Resultados dos Ensaio com Sequência de Carregamento

Dos 16 ensaios rodados, apenas 11 foram considerados válidos e foram apresentados 4 *run-outs*⁴ e duas amostras quebraram ainda no primeiro bloco de carregamento. Os ensaios apresentados nesta seção estão de acordo com o programa de testes elaborado e descrito no Capítulo 4 – Materiais e Métodos - seção 3.4.4. Nas Tabelas 4.5 a 4.7 são apresentados os resultados de todos os ensaios realizados para avaliação do efeito da sequência de carregamento. Conforme comentado anteriormente, para o cálculo dos danos impostos ao condutor nos respectivos blocos, foram utilizados como base nos valores medianos do número de ciclos necessários para causar a falha do primeiro fio de alumínio, cujos valores foram apresentados na Tabela 4.1.

Um resumo dos ensaios válidos com as respectivas previsões do dano atuante no 2º bloco de carregamento para as metodologias de Miner, Corten-Dolan, Mansur e Dano Progressivo é apresentado na Tabela 4.8. Lembrando que a denominação L-H (*Low-High*) é utilizada para sequência com ordem de carregamento crescente enquanto que a denominação H-L (*High-Low*) para sequência de ordem decrescente.

⁴ Nenhuma quebra registrada até o momento da abertura das amostras.

Tabela 4.5 – Resultados dos Ensaios de Blocos de Carregamento - Dano Prescrito no Primeiro Bloco: 20%

Ensaio	Sequência de Carregamento	BLOCO 1 (Dano Nominal Prescrito 20%)					BLOCO 2			Numero de Ciclos, n_2		Dano (Miner)	
		Y_b (mm)	$\sigma_{P,S}$ (MPa)	N_1	n_1	Dano	Y_b (mm)	$\sigma_{P,S}$ (MPa)	N_2	1ª Quebra	Parada do Ensaio	Residual	Bloco 2
4	L-H	0,90	28,22	2,99E+06	8,50E+05	0,28	1,39	43,58	5,30E+05	1,40E+05	7,20E+05	0,72	0,26
5	L-H	1,00	31,35	3,10E+06	6,20E+05	0,20	1,27	39,81	1,00E+06	3,05E+05	3,45E+05	0,80	0,31
1	H-L	1,39	43,58	5,30E+05	1,06E+05	0,20	0,90	28,22	2,99E+06		1	2,68E+06	0,80 > 0,90
2	H-L	1,39	43,58	5,30E+05	1,10E+05	0,21	0,90	28,22	2,99E+06		1	5,00E+06	0,79 > 1,67
3	H-L	1,39	43,58	5,30E+05	1,07E+05	0,20	0,90	28,22	2,99E+06	1,80E+06	4,50E+06	0,80	0,60
6	H-L	1,27	39,81	1,00E+06	2,00E+05	0,20	1,00	31,35	3,10E+06	3,10E+06	2	3,10E+06	0,80 1,00

Tabela 4.6 – Resultados dos Ensaios de Blocos de Carregamento– Dano Prescrito no Primeiro Bloco: 70%

Ensaio	Sequência de Carregamento	BLOCO 1 (Dano Nominal Prescrito 70%)					BLOCO 2			Numero de Ciclos, n_2		Dano (Miner)	
		Y_b (mm)	$\sigma_{P,S}$ (MPa)	N_1	n_1	Dano	Y_b (mm)	$\sigma_{P,S}$ (MPa)	N_2	1ª Quebra	Parada do Ensaio	Residual	Bloco 2
7	L-H	0,90	28,22	2,99E+06	2,20E+06	0,74	1,39	43,58	5,30E+05	1,50E+05	2,00E+05	0,26	0,28
8	L-H	1,00	31,35	3,10E+06		3							
9	L-H	1,00	31,35	3,10E+06		3							
10	H-L	1,27	39,81	1,00E+06	7,01E+05	0,70	1,00	31,35	3,10E+06	1,45E+06	1,47E+06	0,30	0,47
11	H-L	1,39	43,58	5,30E+05	3,73E+05	0,70	0,90	28,22	2,99E+06	4,00E+05	3,20E+06	0,30	0,13

Tabela 4.7 – Resultados dos Ensaios de Blocos de Carregamento – Dano Prescrito no Primeiro Bloco: 50%

Ensaio	Sequência de Carregamento	BLOCO 1 (Dano Nominal Prescrito 50%)					BLOCO 2			Numero de Ciclos, n_2		Dano (Miner)	
		Y_b (mm)	$\sigma_{P,S}$ (MPa)	N_1	n_1	Dano	Y_b (mm)	$\sigma_{P,S}$ (MPa)	N_2	1ª Quebra	Parada do Ensaio	Residual	Bloco 2
12	L-H	0,90	28,22	2,99E+06	1,50E+06	0,50	1,39	43,58	5,30E+05	2,00E+04	3,00E+05	0,50	0,04
13	L-H	1,00	31,35	3,10E+06	1,55E+06	0,50	1,27	39,81	1,00E+06	1,50E+04	1,50E+04	0,50	0,02
14	H-L	1,39	43,58	5,30E+05	2,67E+05	0,50	0,90	28,22	2,99E+06		1	4,00E+06	0,50 > 1,34
15	H-L	1,27	39,81	1,00E+06	5,01E+05	0,50	1,00	31,35	3,10E+06		1	1,55E+06	0,50 > 0,50
16	H-L	1,27	39,81	1,00E+06	5,01E+05	0,50	1,00	31,35	3,10E+06	4,50E+06	4,50E+06	0,50	1,45

Obs: 1. Não se observou quebra no 2º Bloco de Carregamento - 2. Observou-se 1 trinca de aproximadamente 50% - 3. O Corpo de Prova quebrou a antes de finalizar o 1º Bloco de Carregamento

Tabela 4.8 – Resumo dos Resultados Estimados para o Dano Aplicado no 2º Bloco de Carregamento

Ens	Seq.	Bloco 1				Bloco 2			Previsão do Dano 2º Bloco					Previsão do Dano Total				
		σ_{P-S} (MPa)	N_{mediano}	n	d_1	σ_{P-S} (MPa)	N_{mediano}	n	Residual	Miner	C-D	Mansur	D-P	Residual	Miner	C-D	Mansur	D-P
1	H-L	43,58	5,30E+05	1,06E+05	0,20	28,22	2,99E+06	2,68E+06	0,80	0,90	0,07	1,14	0,80	1,00	1,10	0,27	1,34	1,00
6	H-L	39,81	1,00E+06	2,00E+05	0,20	31,35	3,10E+06	3,10E+06	0,80	1,00	0,24	1,14	0,95	1,00	1,20	0,44	1,34	1,15
3	H-L	43,58	5,30E+05	1,07E+05	0,20	28,22	2,99E+06	1,80E+06	0,80	0,60	0,04	0,77	0,54	1,00	0,80	0,24	0,97	0,74
2	H-L	43,58	5,30E+05	1,10E+05	0,21	28,22	2,99E+06	5,00E+06	0,79	1,67	0,12	2,13	1,49	1,00	1,88	0,33	2,34	1,70
15	H-L	39,81	1,00E+06	5,01E+05	0,50	31,35	3,10E+06	1,55E+06	0,50	0,50	0,12	0,57	0,44	1,00	1,00	0,62	1,07	0,94
16	H-L	39,81	1,00E+06	5,01E+05	0,50	31,35	3,10E+06	4,50E+06	0,50	1,45	0,35	1,65	1,27	1,00	1,95	0,85	2,15	1,77
14	H-L	43,58	5,30E+05	2,67E+05	0,50	28,22	2,99E+06	4,00E+06	0,50	1,34	0,10	1,70	1,02	1,00	1,84	0,60	2,21	1,52
10	H-L	39,81	1,00E+06	7,01E+05	0,70	31,35	3,10E+06	1,45E+06	0,30	0,47	0,09	0,53	0,39	1,00	1,17	0,80	1,23	1,09
11	H-L	43,58	5,30E+05	3,73E+05	0,70	28,22	2,99E+06	4,00E+05	0,30	0,13	0,01	0,17	0,09	1,00	0,84	0,71	0,87	0,79
5	L-H	31,35	3,10E+06	6,20E+05	0,20	39,81	1,00E+06	3,05E+05	0,80	0,31	0,38	0,27	0,32	1,00	0,51	0,58	0,47	0,52
4	L-H	28,22	2,99E+06	8,50E+05	0,28	43,58	5,30E+05	1,40E+05	0,72	0,26	0,41	0,22	0,29	1,00	0,55	0,69	0,50	0,58
12	L-H	28,22	2,99E+06	1,50E+06	0,50	43,58	5,30E+05	2,00E+04	0,50	0,04	0,06	0,03	0,05	1,00	0,54	0,56	0,53	0,55
13	L-H	31,35	3,10E+06	1,55E+06	0,50	39,81	1,00E+06	1,50E+04	0,50	0,02	0,02	0,01	0,02	1,00	0,52	0,52	0,51	0,52
7	L-H	28,22	2,99E+06	2,20E+06	0,74	43,58	5,30E+05	1,50E+05	0,26	0,28	0,44	0,23	0,37	1,00	1,02	1,18	0,97	1,10

4.3. Análise dos Resultados

De acordo com a metodologia adotada pela Cigré, a Regra de Acúmulo de Dano Linear proposta por Palmgren-Miner (1945) é utilizada para estimar a vida remanescente em cabos condutores. Portanto, a primeira análise será feita com base neste tipo de metodologia.

A figura 4.3 apresenta o diagrama de dispersão dos resultados para os danos impostos no primeiro bloco (d_1) versus o dano residual do segundo bloco (d_2), de acordo com a metodologia de Palmgren-Miner.

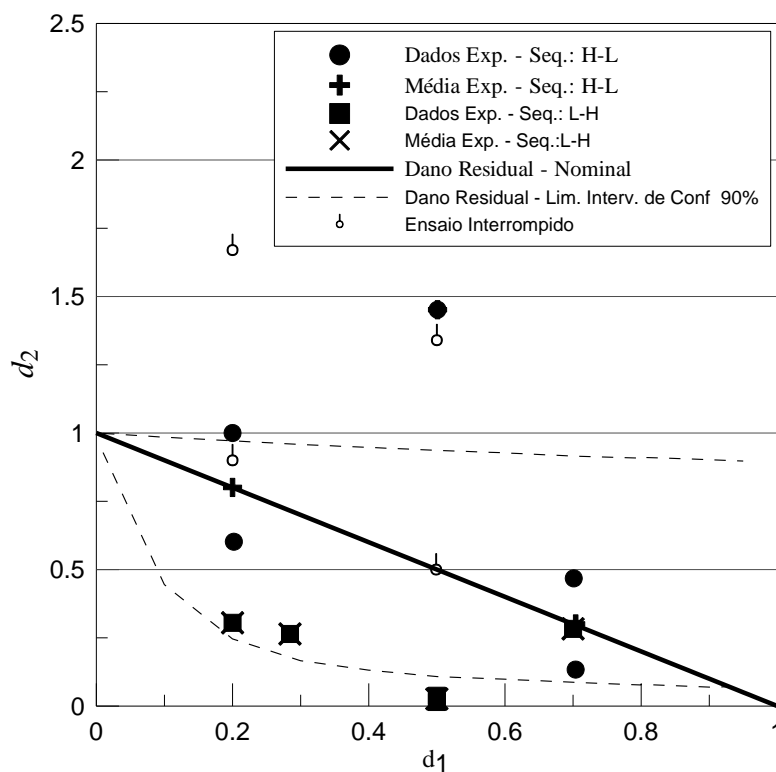


Figura 4.3 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Palmgren-Miner

Em uma análise preliminar, os dados apresentados na Figura 4.3 demonstram uma ligeira tendência para as seqüências do tipo L-H (crescentes) se situarem abaixo da curva de dano residual igual a um. Já as seqüências H-L (decrescentes) apresentam um comportamento mais disperso e situado, na média, acima da curva do dano residual igual a um. É importante notar que foram traçadas bandas de confiança de 90% – melhor explicadas na seção 4.31. As bandas de confiança parecem explicar razoavelmente os resultados nas extremidades, porém na região central do diagrama acontece um comportamento

tendencioso que foge da região de previsão das bandas de confiança. Uma análise mais detalhada sobre os resultados da regra de Miner é dada na seção 4.32.

4.3.1. Banda de Confiança

A banda de confiança de 90% traçada no gráfico da Figura 4.3 fornece um tratamento mais estatístico e menos determinístico aos resultados. Os mecanismos de medição de vibrações instalados em linhas de transmissão fornecem matrizes de deslocamento que dão uma estimativa do dano com base no modelo de Miner acabam por tratar o problema como sendo algo determinístico, o que de fato não ocorre, como visto nos resultados.

A banda de confiança foi traçada com base nos parâmetros α e β da Tabela 4.4, assumindo que $\text{Log}(\alpha)$ e $\text{Log}(\beta)$ possuem uma distribuição do tipo normal. A banda assume área de probabilidade de ocorrência do dano residual (DR) com base na variação estatística da vida mediana adotada como verdade.

Foi criado então um modelo com a seguinte formulação:

$$DR = 1 - \frac{n_1}{N_1} \quad (4.1)$$

Ou seja, ao assumir um dano residual que desconsidera a qualquer variação na vida mediana dos resultados para o segundo bloco, espera-se, com 90% de confiança, que os resultados venham a povoar a área limitada pelas curvas limite superior e inferior da banda de confiança. O algoritmo utilizado para o cálculo dos limites da banda de confiança encontra-se no Anexo I deste trabalho.

Diante deste novo enfoque, passa-se então a considerar em parte o efeito real da dispersão dos dados que ocorre naturalmente na construção da curva base dos ensaios, que é a curva S-N.

4.3.2. Análise da previsão de Miner

Nesta seção serão discutidos os resultados da previsão da vida do condutor de acordo com a teoria de Miner. Todas as inferências serão feitas a partir da dispersão apresentada na Figura 4.3.

4.3.2.1. Sequências L-H versus Sequências H-L (Miner)

Analisando os resultados apresentados Figura 4.3, observa-se que existe uma nítida diferença entre vida esperada para o condutor quando se compara as seqüências crescentes (L-H) com as seqüências decrescentes (H-L). Nota-se que o efeito das seqüências crescentes (L-H) tende a diminuir a vida esperada do condutor enquanto que nas seqüências decrescentes (H-L) a vida se torna muito maior do que a prevista por Miner. Tal observação pode ser visualizada pelo diagrama de barras da Figura 4.4 onde a vida média para seqüências H-L é em torno de duas vezes maior que para seqüências L-H.

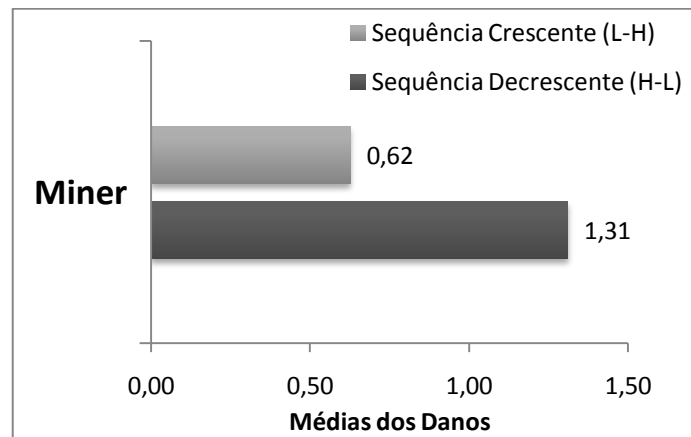


Figura 4.4 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Palmgren-Miner

4.3.2.2. Efeito da porcentagem inicial de dano no bloco 1 (Minier)

Analisando o efeito da porcentagem inicial de dano imposto ao condutor no primeiro bloco de carregamento (d_1), observa-se que para os casos em que d_1 foi igual a 0,2 e 0,7, os resultados obtidos se aproximam dos valores previstos para o dano residual. Entretanto, o mesmo não se aplica para a condição de dano inicial igual a 0,5. Para este caso específico pode-se observar que o três ensaios foram interrompidos por não se verificar quebra nos fios. Em dois dos ensaios realmente não havia quebra de fios e no ensaio restante foi verificada uma trinca.

Mais ainda, os ensaios 12 e 13, de seqüências crescentes (L-H), em que o primeiro bloco consome 50% da vida prevista, foram os mais evidentes com relação aos efeitos negativos deste tipo de seqüência de carregamento. Eles falharam com 53,8% e 51,5% da vida prevista por Miner. Ocorre que, apenas poucos ciclos no segundo bloco de carregamento

foram suficientes para ocasionar a falha. Isto se deve ao fato de que 50% da vida consumida no primeiro bloco bastou para gerar trincas com um tamanho suficiente para que, ao se elevar a amplitude de vibração, e por consequência a tensão na região da trinca, o fio de alumínio viesse a falhar por completo.

O fato descrito acima não ocorre nas seqüências decrescentes, que chegam a ter vidas da ordem de 200%, como é o caso dos ensaios 2, 14 e 16. Isto pode evidenciar que o fator da ordem da seqüência de carregamento e a porcentagem de dano em cada bloco têm influência diferenciada na vida do condutor e por consequência a Regra de Miner não descrever muito bem a situação.

Em outras palavras, o problema pode ser bem explicado pela teoria de Miner e a banda de confiança nos dados das extremidades do diagrama ($d_1=0,2$ ou $d_1=0,7$) mas na região central os dados assumem comportamentos tendenciosos e extrapolam a banda de confiança;

A Figura 4.5 mostra o diagrama de barras com a média dos danos totais de acordo com o tipo de seqüência e o dano inicial (d_1) imposto.

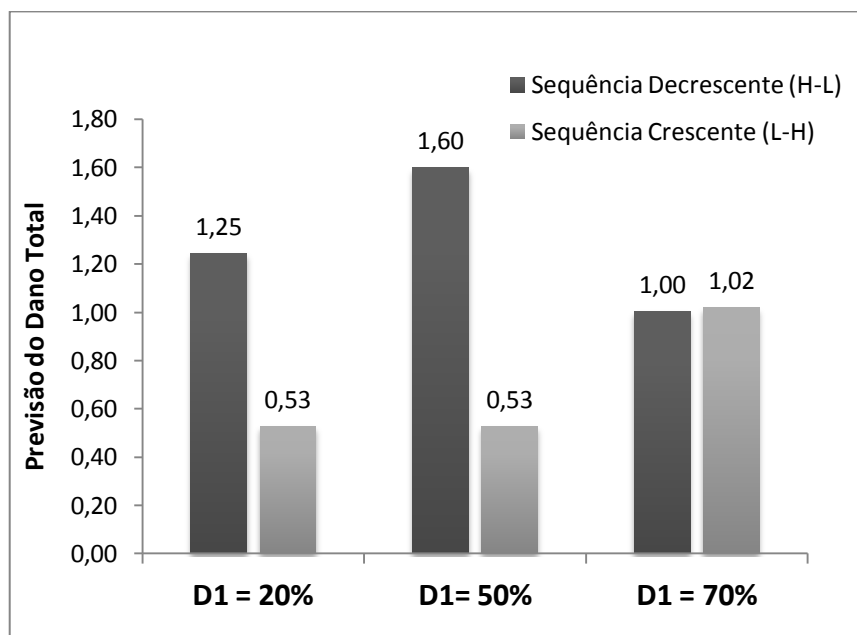


Figura 4.5 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Palmgren-Miner.

4.3.3. Comparação dos modelos de acúmulo de dano: Miner, Mansur, Corten-Dolan e Dano Progressivo

Para facilitar a visualização e entendimento do impacto de cada modelo de acúmulo de dano sobre a sequência de carregamento as Figuras 4.6 a 4.8 apresentam os diagramas de dispersão de dano para d_1 versus d_2 para regras de acúmulo de dano do Dano Progressivo (D-P), Corten-Dolan (C-D) e Mansur, respectivamente.

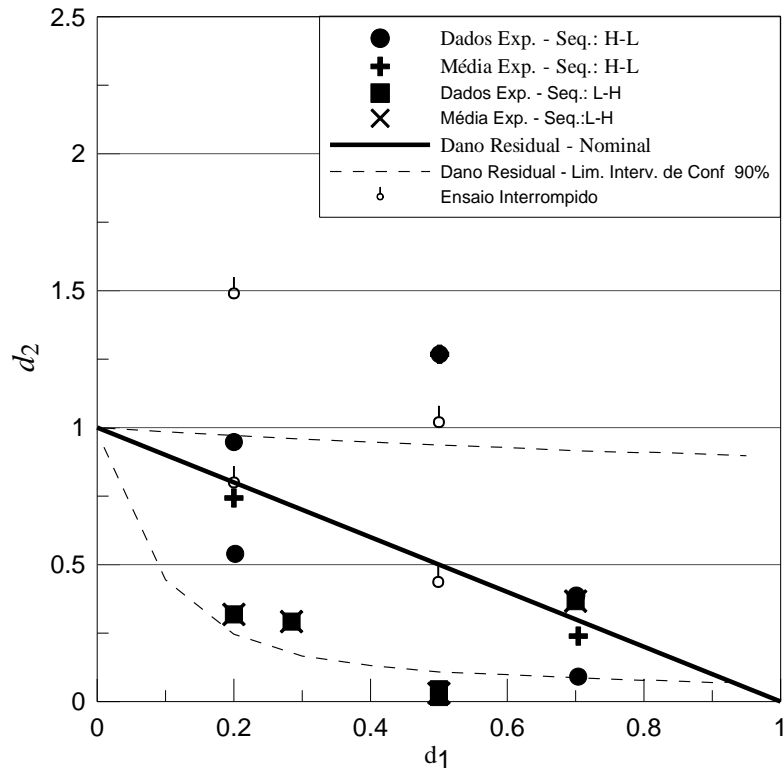


Figura 4.6 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1o e no 2o Bloco – Regra de Dano Progressivo

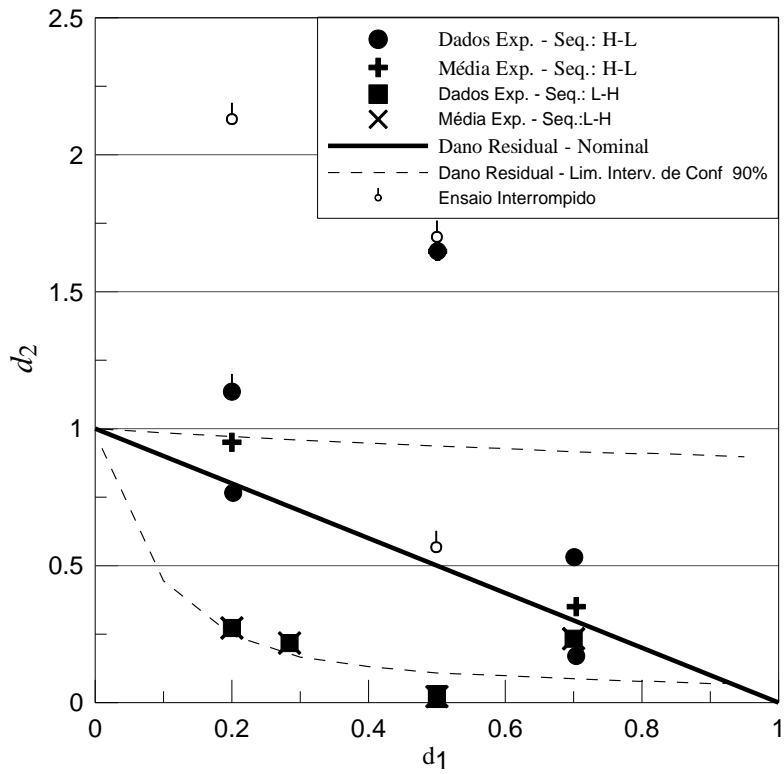


Figura 4.7 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Mansur

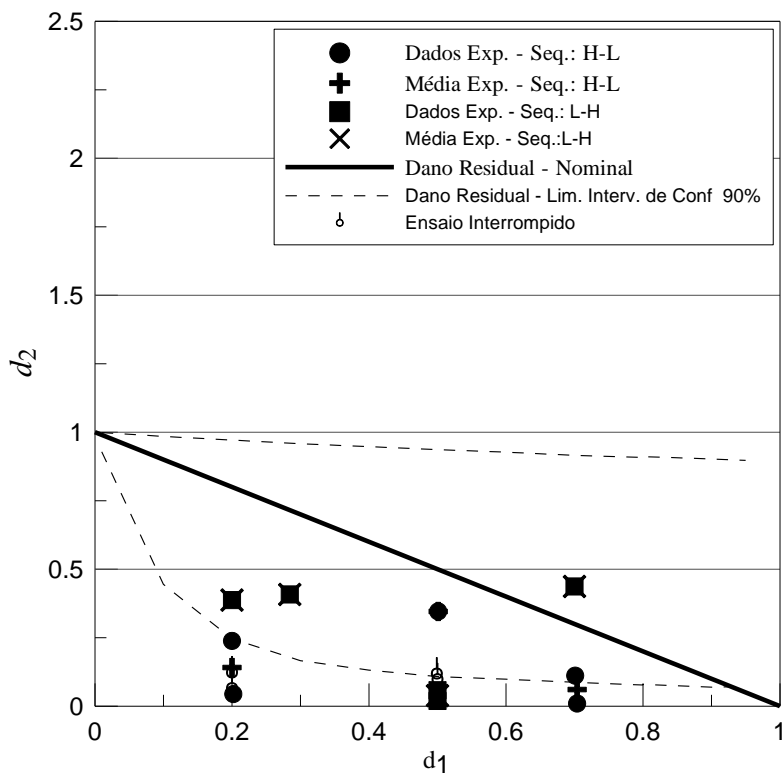


Figura 4.8 – Diagrama de Dispersão entre as Estimativas dos Danos Produzidos no 1º e no 2º Bloco – Regra de Corten-Dolan

Uma característica observada nos gráficos apresentados nas Fig. 4.6.a 4.8 reside no fato de, excetuando-se o modelo de Dano Progressivo, os modelos não lineares de Corten-Dolan e de Mansur apresentaram previsões piores do que as obtidas utilizando-se a regra de Miner (Figura 4.3). Para o caso da aplicação do modelo de Mansur a dispersão dos dados aumenta enquanto que Corten-Dolan diminui a dispersão mas comprime os dados em uma região abaixo da banda de confiança além de inverter as tendências de vida das sequências L-H e H-L.

Os resultados podem ser sintetizados pelo diagrama de barras da Figura 4.9 que apresenta a comparação da média dos danos totais de todos os modelos estudados em função do tipo sequência, L-H ou H-L. Observa-se que o modelo que possui a média mais próxima de 1 para os dois tipos de sequência é o modelo do Dano Progressivo, que também não se difere substancialmente de Miner.

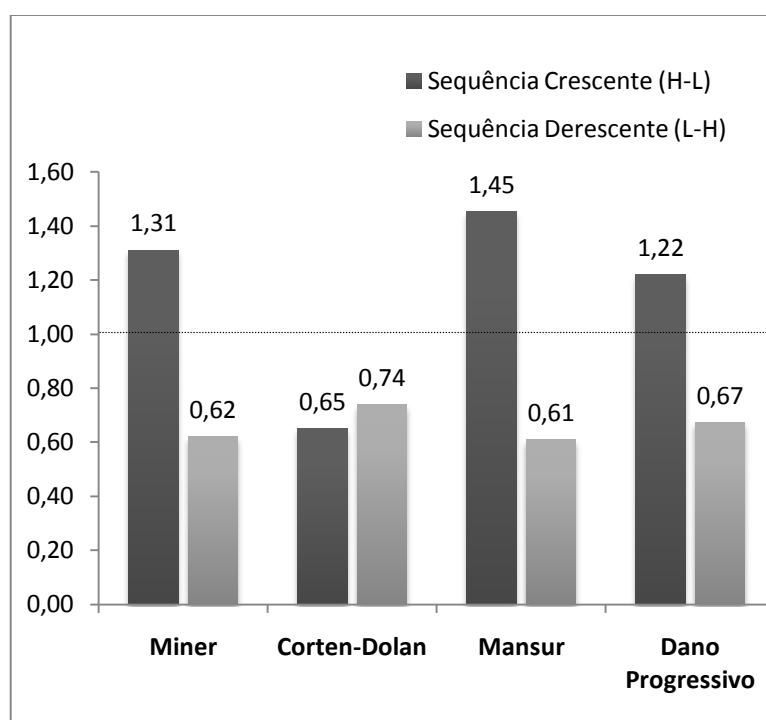


Figura 4.9 – Comparação da média dos danos totais para os modelos estudados.

4.3.4. Ajustando o Modelo de Corten-Dolan

Os resultados modelados a partir da formulação de Corten-Dolan tiveram como base as constantes de 6 para sequências decrescentes (H-L) e 1 para sequências crescentes (L-H). Essas constantes foram adotadas com base na literatura disponível [50]. Porém percebe-se que elas não ajustam

muito bem os valores dentro da banda de confiança. Para isso, tomando como base a dispersão dos resultados e um melhor ajuste dos dados dentro da banda de confiança, uma nova dispersão de dados foi calculada com base em novos valores de constantes: 5,35 para seqüências decrescentes (H-L) e 2,35 para seqüências crescentes. A nova dispersão dos dados é representada pela figura 4.10

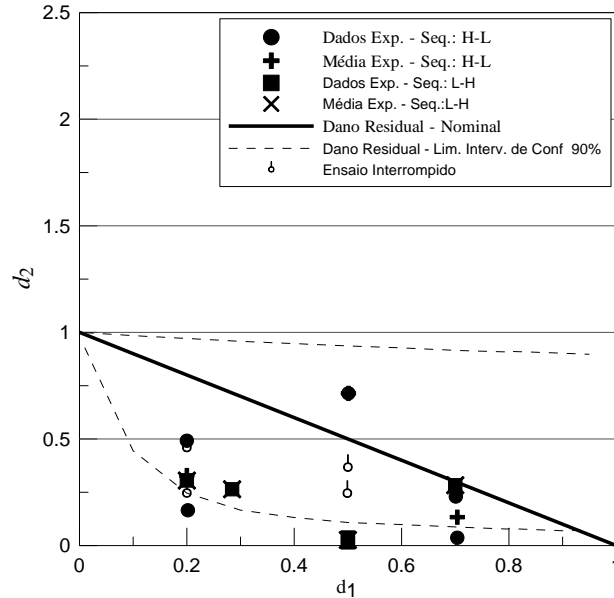


Figura 4.10 – Modelo ajustado de Corten-Dolan.

A intenção do ajuste proposto é fazer uma análise de sensibilidade com relação à constante do material para Corten-Dolan. Acontece que não é possível “compactar” todos os dados para a região da banda de confiança porque a grande dispersão dos dados não permite isso.

Assim, não se observa uma melhoria consistente de um modelo de acúmulo de dano para outro.

4.4. Análise Macroscópica de Falhas

As falhas ocorridas nos ensaios de seqüência de carregamento foram separadas, fotografadas e catalogadas com o objetivo de identificar padrões. Foram identificados basicamente três tipos de topografia das falhas – plana, “V” e inclinada - apresentadas na Figura 4.5.

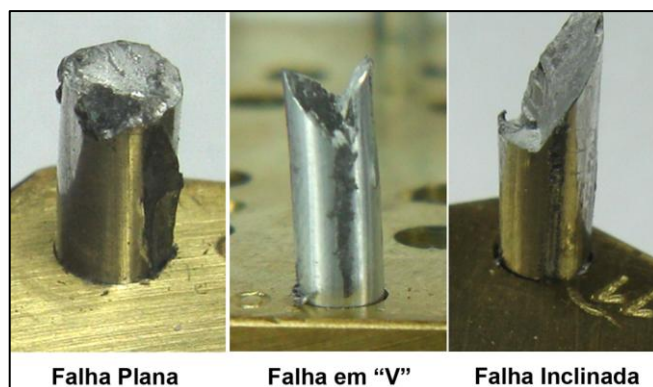


Figura 4.11 - Três tipos identificados de topografia das falhas.

O processo de fadiga em cabos condutores acontece basicamente devido a uma associação de fenômenos tais como desgaste, amassamento e do *fretting*. O processo de *fretting* ocorre sempre que um contato entre componentes é submetido a uma força oscilante, e isso dá origem a um deslocamento relativo tangencial em pelo menos uma parte da interface dos componentes em contato [56]. Este processo leva a um desgaste superficial do material e por consequência ocorre nucleação de trincas que podem se propagar gerando a falha.

No caso da fadiga de cabos condutores, as situações de contato que geram as falhas podem ocorrer de duas maneiras:

- 1) Contato entre o fio de alumínio e a ferragem da linha de transmissão (grampo de suspensão, grampo de ancoragem, amortecedores, etc.). No caso específico deste trabalho: o contato cabo/grampo de suspensão.

- 2) O contato entre os próprios fios constituintes do cabo. O cabo em questão é o ACSR 397,5 MCM Ibis, que possui o núcleo constituído de fios de aço. Portanto, para o contato entre os fios existem três situações distintas:
 - a) Contato fio de alumínio-fio de alumínio;
 - b) Contato fio de alumínio-fio de aço;
 - c) Contato fio de aço-fio de aço (Este tipo de contato será desprezado nas análises posteriores pelo motivo da falha do alumínio sempre ocorrer antes da falha do aço).

Durante os ensaios notou-se o aparecimento de um pó preto escuro na região da boca do grampo. Este pó, de acordo Azervedo *et al* [53], é óxido de alumínio (Al_2O_3). É resultante do processo de desgaste do cabo. Ou seja, durante o ensaio, o processo de *fretting*

provocado pelo atrito dos fios libera minúsculas partículas de alumínio que ao entrar em contato com o ar se oxidam gerando óxido de alumínio. A Figura 4.12 mostra a camada interna de um corpo de prova próximo à zona de falha. A presença das marcas de formato elipsóide geradas pelo contato e da oxidação das partículas ao redor delas é evidente. A Figura 4.2 mostra ainda a evolução das marcas de fretting da esquerda para direita. À medida que as marcas de contato se aproximam da região de aperto do grampo (região de falhas) ocorre um aumento do desgaste, inclusive com arrancamento de material. Este material arrancado se oxida próximo das pontas das marcas de contato fazendo com que a sua presença gere um efeito abrasivo sobre o fio de alumínio podendo acelerar o processo de desgaste e iniciação de trincas. É comum também a presença deste óxido abrasivo adentrar a trinca podendo aumentar sua velocidade de propagação.



Figura 4.12 – Marcas de *fretting*, amassamento e desgaste na região de falha.

Já na camada externa, um dos maiores problemas com relação ao desgaste do fio é o contato com o grampo. Observa-se um amassamento e um desgaste tanto na região superior (em contato com a tampa do grampo) quanto na região inferior (em contato com a base do grampo). Neste último caso as condições de amassamento e desgaste são ainda mais críticas, pois, além da carga de aperto do grampo existe a ação do peso do condutor. A Figura 4.13 (a) e (b) mostra um corpo de prova depois de ensaiado e as marcas de desgaste dos fios devido ao contato cabo-grampo. A figura também mostra a existência de uma falha iniciada devido a esse desgaste.

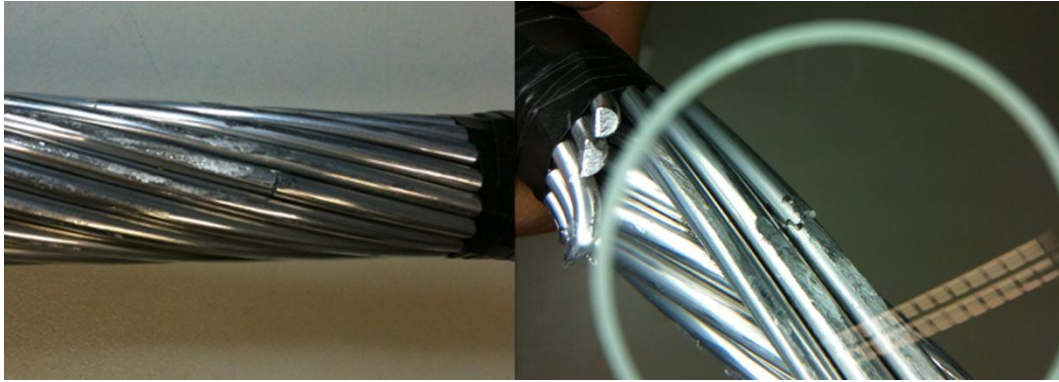


Figura 4.13 – Desgaste e amassamento gerados pelo grampo.

Todas as falhas observadas durante os ensaios tiveram início nas marcas de *fretting*. Foram colhidas amostras de falhas dos ensaios 4, 7, 8, 10, 11 e 12 e ampliadas no microscópio de varredura eletrônica com o objetivo de visualizar melhor as fraturas.

4.4.1. Falhas Planas

As falhas classificadas como do tipo planas tem seu início na ponta da marca de fretting e aparentemente se propagam um pouco mais lenta que os outros tipos de falha, resultando no aparecimento de algumas marcas estriadas mais esparsas, caracterizando um comportamento mais próximo da fadiga de baixo ciclo. As figuras 4.14 e 4.15 mostram esse tipo de falha com mais detalhe. O retângulo vermelho nas figuras indica as marcas estriadas

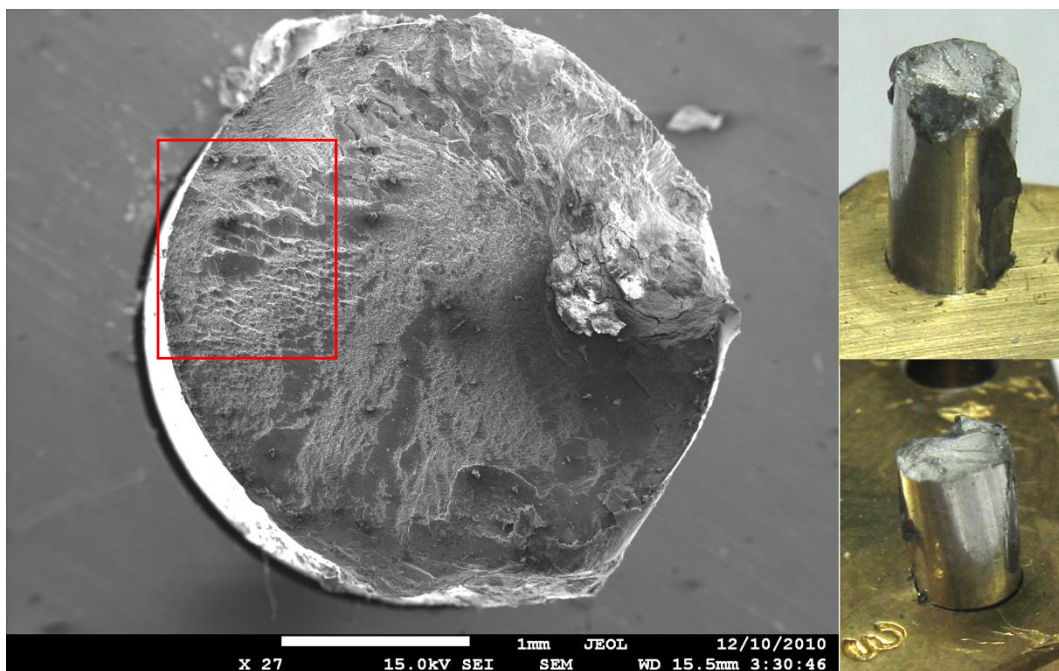


Figura 4.14 – Amostra do Ensaio 8 (quebrou antes do segundo bloco) – Interna/base.

Nas figuras também é observado a presença do óxido de alumínio (crosta escura de material agarrada lateralmente ao fio) adentrando no interior da trinca. Na Figura 4.15 observa-se que as marcas estriadas se iniciam na massa de óxido⁵ acumulada na borda do fio e propagam em direção à borda oposta. Estes tipos de marca são mais características em materiais dúcteis.

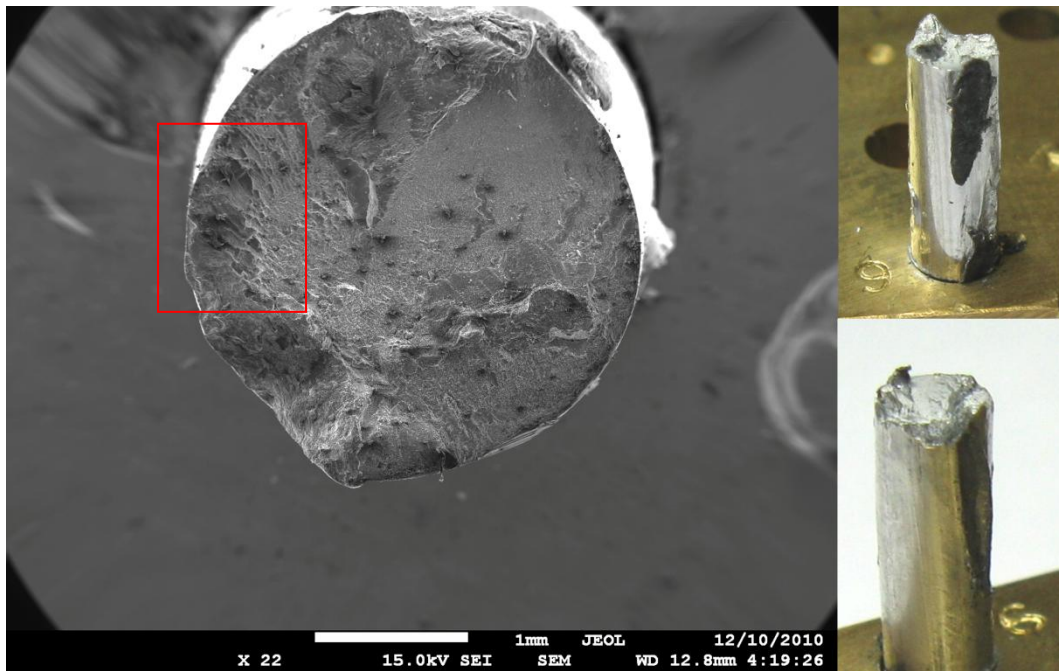


Figura 4.15 – Amostra do Ensaio 11 ($H-L/ Y_{b1}=1,39\text{mm}$ e $Y_{b2}=0,9\text{mm}$) – Interna/base.

4.4.2. Falhas em “V”

As falhas em “V” podem ser resultado da propagação simultânea de duas trincas de lados opostos. Elas se iniciam nas marcas de fretting e propagam até se encontrarem. Outra possibilidade é a de que a trinca se inicia em um plano inclinado em relação à seção perpendicular do fio e quando já está em um estágio avançado de propagação sofre um arrancamento em direção oposta. Este arrancamento súbito é gerado pela tração do cabo. Quando ocorre a falha com o arrancamento de material, a superfície da falha fica com um aspecto mais rugoso também típico de materiais mais dúcteis. A Figura 4.16 é de uma amostra de fio em contato com a base do grampo, observe que na borda inferior da amostra é possível notar um achatamento do fio devido a esse contato.

⁵ A presença de óxido foi confirmada pela composição química apontada pela EDS realizada pelo microscópio de varredura eletrônica.

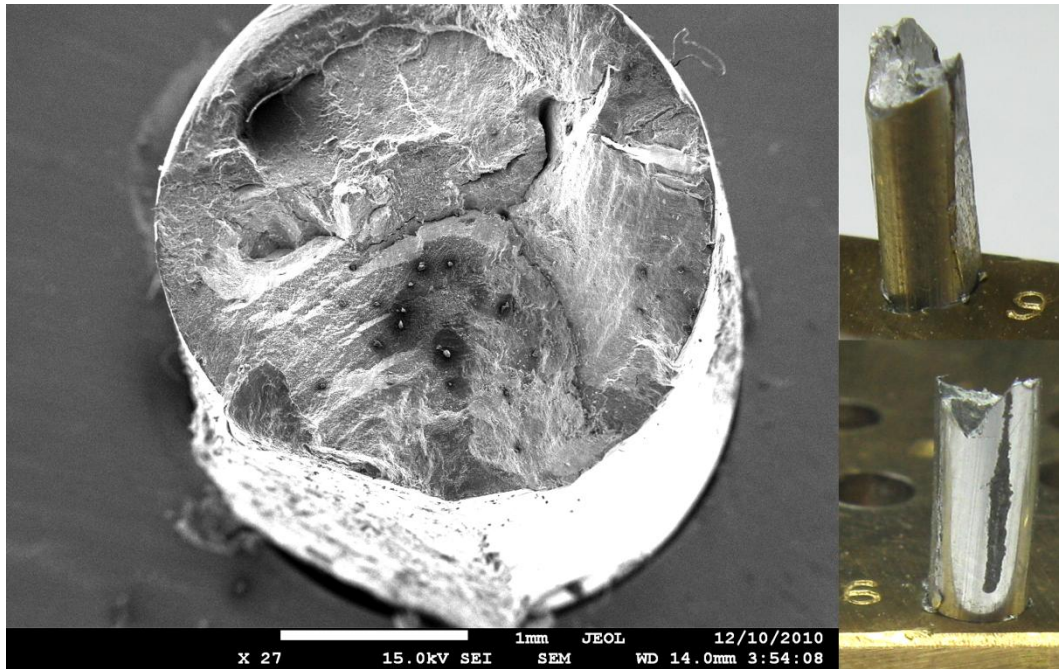


Figura 4.16 – Amostra do Ensaio 12 (L-H/ $Y_{b1}=0,9\text{mm}$ e $Y_{b2}=1,39\text{mm}$) – Interna/topo.

4.4.3. Falhas Inclinadas

As falhas inclinadas podem ocorrer de duas formas:

1. Iniciam de um lado do fio na região de *fretting*, propagando em um ângulo inclinado próximo de 45° até encontrarem uma ou outra região crítica desgastada pelo *fretting* do outro lado do fio. Figura 4.17 e Figura 4.18.
2. Iniciam de um lado do fio na região de *fretting* e propagam, inicialmente, de maneira plana mudando, durante o processo de crescimento, a inclinação da trinca e propagando-se em um ângulo inclinado próximo de 45° até o outro bordo do fio Figuras 4.19 e 4.20

Para os dois casos, as superfícies inclinadas das falhas apresentam sinais de arrancamento. Os arrancamentos foram observados com maior incidência nos ensaios de sequência de carregamento crescentes. Ou seja, provavelmente durante o regime de menor amplitude ocorria a iniciação das trincas e na segunda etapa do ensaio, na sequência de maior amplitude, acontecia a ruptura do fio por arrancamento devido à súbita elevação da tensão local. Nos ensaios de sequência crescente cerca de 65% das falhas ocorridas foram do tipo inclinada.

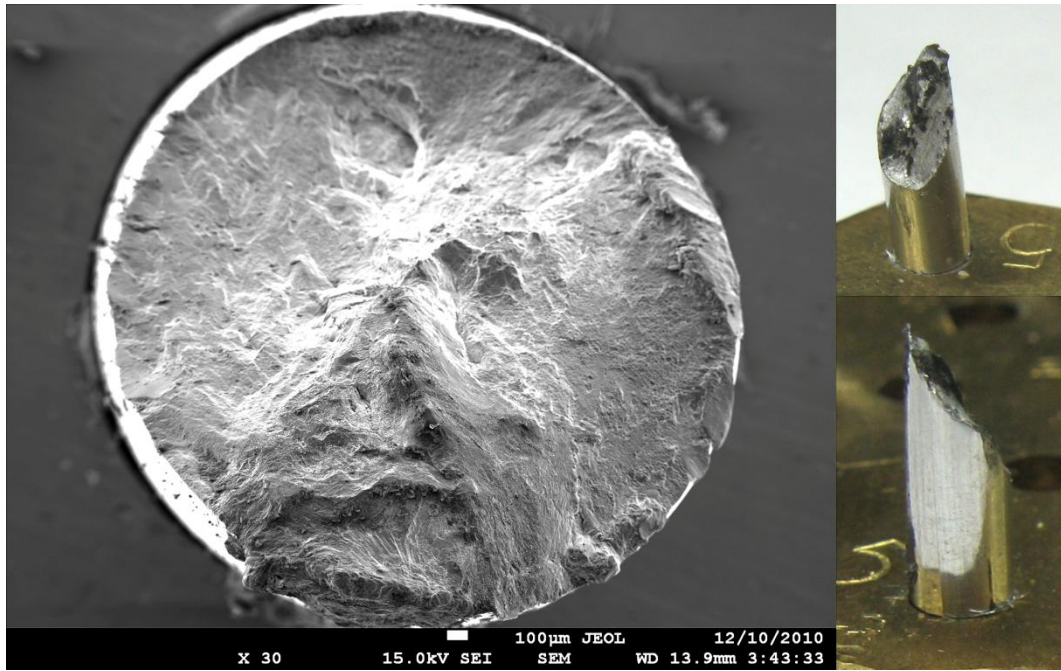


Figura 4.17 – Amostra do Ensaio 4 (L-H/ $Y_{b1}=0,9\text{mm}$ e $Y_{b2}= 1,39\text{mm}$) – Interna/base.

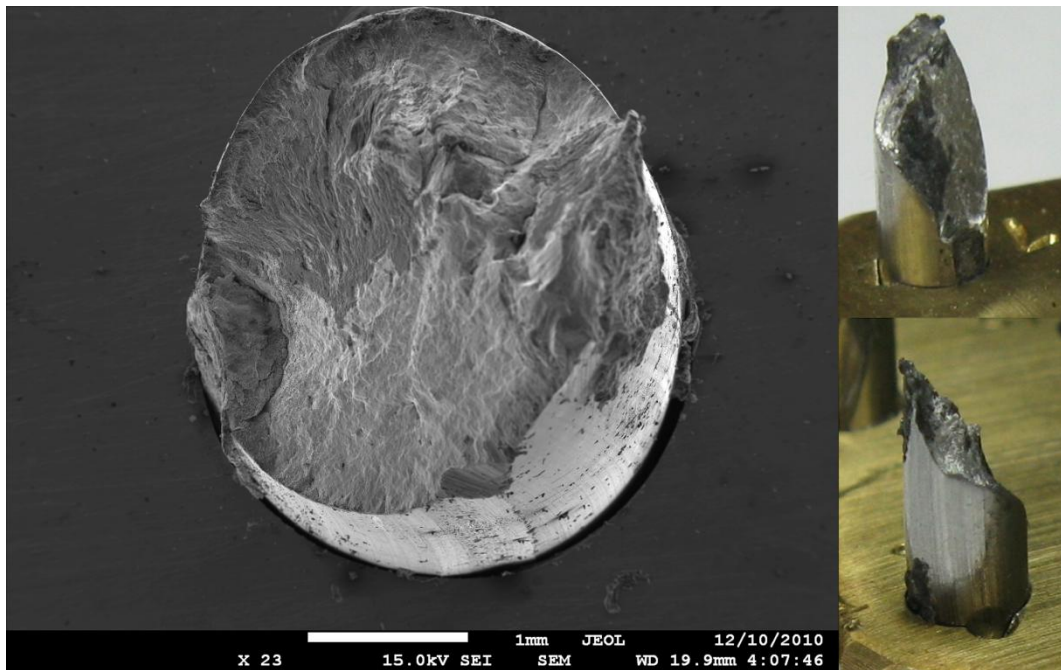


Figura 4.18 – Amostra do Ensaio 4 (L-H/ $Y_{b1}=0,9\text{mm}$ e $Y_{b2}= 1,39\text{mm}$) – Interna/topo.

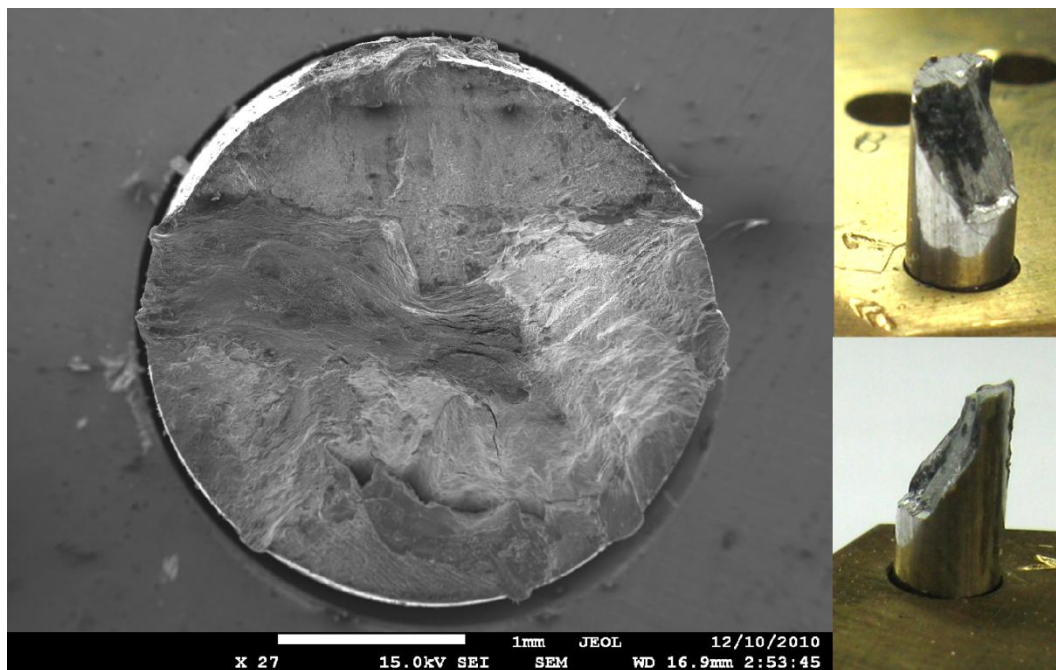


Figura 4.19 – Amostra do Ensaio 7 (L-H/ $Y_{b1}=0,9\text{mm}$ e $Y_{b2}= 1,39\text{mm}$) – Interna/topo.

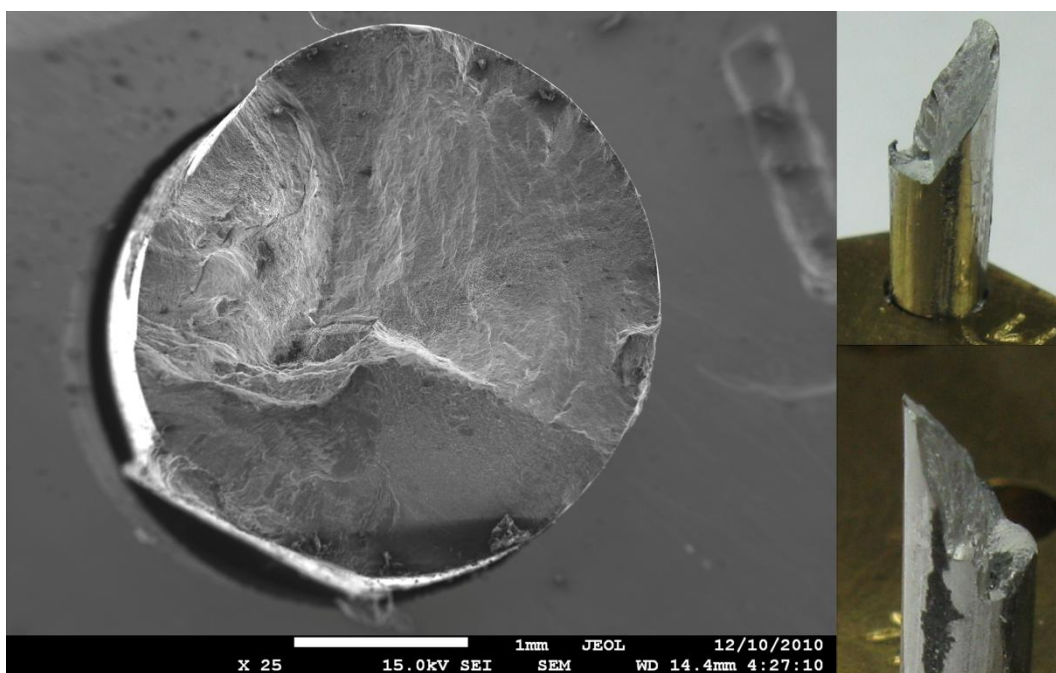


Figura 4.20 – Amostra do Ensaio 10 (H-L/ $Y_{b1}=1,27\text{mm}$ e $Y_{b2}= 1,00\text{mm}$) – Externa/Base.

4.5. Estatística das Falhas

Com o objetivo de identificar as regiões críticas de falha, assim como a incidência de cada tipo, foi realizado um levantamento dos tipos e da distância da falha (DF) em relação à boca do grampo Tabela 4.9. A Figura 4.21 ilustra melhor como é referenciado o processo de medição das falhas.

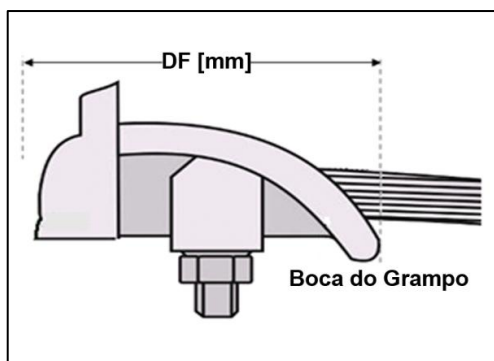


Figura 4.21 – Esquema de medição da Distância da Falha (DF).

Tabela 4.9 – Estatística da localização das falhas

Distribuição dos tipos de falha por camada (distância da falha - DF - relativa à boca do grampo em mm)					
	Tipo de Quebra	Externa Base	Externa Topo	Interna Base	Interna Topo
Ensaio 3	V	25,9	-	-	-
Ensaio 3	V	24,1	-	-	-
Ensaio 3	plana	-	-	25,6	-
Ensaio 3	plana	-	-	18,0	-
Ensaio 3	inclinada	-	-	-	25,7
Ensaio 4	V	25,9	-	-	-
Ensaio 4	inclinada	-	-	25,9	-
Ensaio 4	inclinada	-	-	-	30,8
Ensaio 4	inclinada	-	-	-	31,8
Ensaio 5	V	29,0	-	-	-
Ensaio 5	inclinada	-	-	-	28,8
Ensaio 6	plana	25,0	-	-	-
Ensaio 7	inclinada	-	-	-	28,4
Ensaio 8	plana	-	-	27,4	-
Ensaio 8	inclinada	30,7	-	-	-
Ensaio 9	inclinada	28,7	-	-	-
Ensaio 9	V	29,1	-	-	-
Ensaio 10	inclinada	29,7	-	-	-
Ensaio 11	plana	-	-	22,9	-
Ensaio 12	v	27,3	-	-	-
Ensaio 12	inclinada	-	-	-	30,4
Ensaio 13	plana	26,3	-	-	-
Ensaio 13	plana	25,4	-	-	-
Ensaio 16	V	26,8	-	-	-
MÉDIA		27,2	-	23,9	29,3
Total de Falhas		13	-	5	6
Porcentagem		54,17%	-	20,83%	25,00%

Da tabela 4.9 é observado que mais da metade das falhas ocorridas foram na camada externa do cabo no contato com a base do grampo. O último ponto de contato (UPC) cabo/grampo se situa aproximadamente a 24mm da boca do grampo e as falhas ocorreram em uma faixa de 24,1mm até 30,7mm com uma distância média de 27,2mm. Com esses dados pode-se inferir que a região em torno do UPC é a região mais crítica de falhas. Já a camada interna dos fios de alumínio não parece conter nenhuma distinção acentuada entre as falhas na parte superior (topo) e as falhas da parte inferior (base) do cabo, ficando com uma distribuição de 25,0% e 20,83% das falhas respectivamente. Outro fato interessante é que não houve nenhuma falha registrada na camada externa da parte superior das amostras. A Figura 4.22 ilustra melhor o posicionamento dos fios e a incidência de falhas sobre os mesmos, os fios pintados representam 100% da incidência das falhas com relação ao posicionamento.

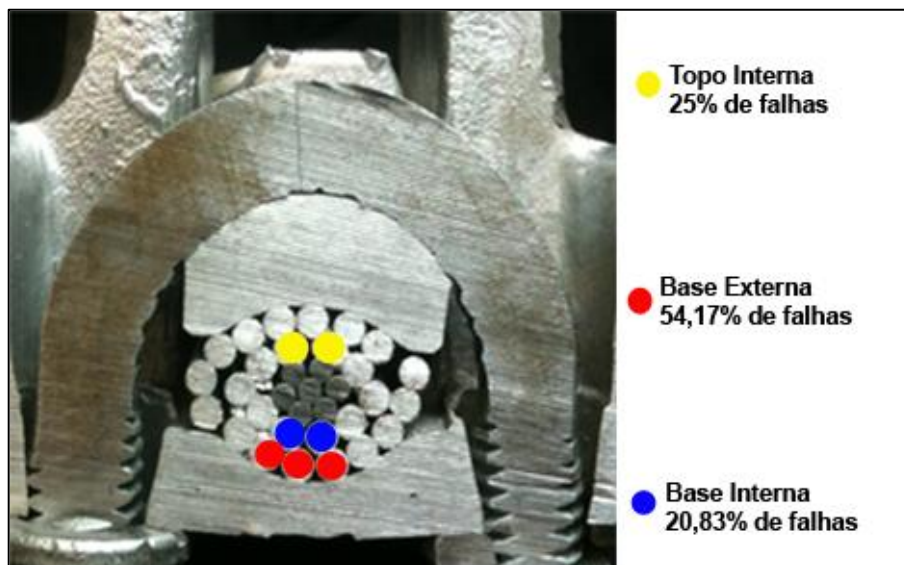


Figura 4.21 – Esquema de medição da Distância da Falha (DF).

As informações tratadas até aqui trazem dados importantes, pois a geometria e do grampo e a maneira como a carga de aperto é distribuída parecem ser de grande influência na vida em fadiga do cabo condutor. Uma necessidade de se repensar o aperto do grampo, por meio de novas geometrias, de modo a redistribuir as cargas ao redor dos fios parece ser uma solução viável e de baixo custo e que poderia resultar em um aumento na vida útil do condutor.

CAPÍTULO 5

6. CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1. Conclusões

A partir dos estudos contidos na literatura somados aos resultados obtidos no programa experimental e as análises realizadas, são apresentadas as conclusões a seguir, particularmente admitidas, para os materiais e condições de realização desta pesquisa:

- Para definição da previsão da vida útil de cabos condutores de energia elétrica, em que pese a falta de informações sobre a resistência à fadiga não só dos cabos existentes, como também das próprias ligas de alumínio dos fios que os constituem, é de fundamental importância a obtenção da curva S-N específica para cada montagem cabo/grampo, desta forma poder-se-ão realizar recapacitações, manutenções preventivas e corretivas respaldadas em dados mais próximos aos reais, garantindo assim, o princípio da relação custo x benefício x segurança.
- Com relação ao uso a regra de acúmulo de dano proposta por Palmgreen-Miner pode-se inferir que um tratamento determinístico não é a abordagem mais apropriada. Precisa-se evoluir na forma de cálculo da expectativa de vida para cabos condutores. Um tratamento mais estatístico utilizando uma margem de confiança talvez seja um caminho mais apropriado.
- Os outros modelos de acúmulo de dano analisados, Corten-Dolan, Mansur e Dano Progressivo não se mostraram muito mais eficientes na predição do fenômeno do que o modelo de Miner.
- O modelo de Corten-Dolan precisou ser ajustado por meio de uma análise de sensibilidade.
- Foram utilizadas seqüências de carregamento com dois blocos de amplitude distintas com valores de 0,9mm, 1,0mm, 1,27mm e 1,39mm, dispostos em pares de amplitudes intermediárias [1,0mm-1,27mm] e extremas [0,9mm-1,39mm]. As seqüências de carregamento foram crescentes, começando com uma amplitude de deslocamento menor (1º bloco) e terminando com uma amplitude de deslocamento maior (2º bloco) ou seqüências decrescentes, começando com uma amplitude de

deslocamento maior (1º bloco) e terminando com uma amplitude de deslocamento menor (2º bloco).

- Nos experimentos ficou evidente o efeito redutor da vida do material quando submetido ao regime de seqüências crescentes, chegando a reduzir em até 50% tempo de vida em fadiga esperado para o condutor de acordo com a Regra de Miner. Já para os casos em que as seqüências de carregamento foram decrescentes observou-se uma tendência de aumento da vida prevista para o condutor, chegando a valores de 200% da vida prevista.
- Com relação aos pares de amplitudes de ensaio escolhidas, não foram observadas grandes diferenças nos valores das vidas nas sequencias de amplitude intermediárias [1,0mm-1,27mm] quando comparadas às de amplitude extremas [0,9mm-1,39mm].
- Mostrou-se que a dispersão dos dados se modifica de acordo com o valor do dano inicial imposto no primeiro bloco (d_1). Para valores mais extremos de d_1 (0,7 e 0,2) os dados se aproximam mais do valor predito de Miner enquanto que para d_1 igual a 0,5 a dispersão dos dados aumenta substancialmente colocando os resultados fora da região da banda de confiança de 90%.
- Com relação à análise de falhas, foram identificados três tipos básicos de padrão de falhas: plana, inclinada(45°) e V. Todas as falhas tiveram origem nas marcas de *fretting* do fio. Mais ainda, todas as falhas ocorreram na região do $UPC \pm 7mm$.
- A camada que sofreu maior número de falhas é a camada externa que fica em contato direto com o grampo, totalizando cerca de 54% das falhas ocorridas.

5.2. Propostas para trabalhos futuros

No que tange a projetos futuros, sugere-se que sejam realizadas algumas pesquisas que possam viabilizar a mitigação do efeito das seqüências de carregamento sobre cabos condutores.

A pesquisa realizada neste trabalho investigou o efeito de dois blocos de carregamento sobre a vida do condutor, fato este que não acontece em situações reais. Torna-se necessário a investigação do efeito de múltiplos blocos de carregamento ou carregamentos

aleatório sobre o condutor. E ainda, o desenvolvimento de uma metodologia para os casos em que ocorre mais de uma quebra nos fios de alumínio do condutor.

A pesquisa por modelos matemáticos e estatísticos que equacionem melhor o problema é necessária.

Outro ponto fundamental e carente de pesquisas é com relação ao aumento de confiabilidade dos sistemas de monitoramento de vibração em condutores atualmente existentes. Quanto mais acuradas as medições coletadas em campo, melhor é a qualidade dos resultados, possibilitando o a calibração dos modelos matemáticos por modelos mais precisos.

REFERÊNCIAS

- [1] CIGRE, SC22, WG04 (1985), "*Guide for Endurance Tests of Conductors Inside Clamps*", *Electra*, No100, pp. 77-86, May.
- [2] CIGRE SC22 WG04 (1988), "*Endurance capability of conductors*", Final Report Paris, July, 19 p.
- [3] MINER, M. A. *Cumulative Damage in Fatigue*, *Journal of Applied Mechanics*, pp. 159-164, 1945.
- [4] Rawlings, C. B., "*Fatigue of Overhead Conductors*", *Transmission Line Reference Book*, Electrical Power Research Institute, Palo Alto CA, 1979, pp 51-81.
- [5] CIGRE WG 04 SC 22 - 02 *Recommendations for the evaluation of the lifetime of transmission line conductors*. *ELECTRA* 63. March 1979
- [6] Poffenberger, J.C., and Swart, R. L., *Differential Displacement and Dynamic Conductor Strain*, *IEEE Transactions Paper*, Vol PAS 84, 1965, pp. 281-289.
- [7] Cardeau, A., Leblond, A., Goudreau, S., Cloutier, L., *Electrical Conductor Bending Fatigue at Suspension Clamp: a Fretting Fatigue Problem*, *Fretting Fatigue*, ESIS 18, Mechanical Engineering Publications, London, 1994, pp. 357-266.
- [8] Zhou, Z. R., Cardou, A., Goudreau, S. & Fiset, M., "*Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue*", *Tribology International*, 1996, 29: 221-232.
- [9] 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.
- [10] Goudreau, Jolicoeur, Cardeau, Cloutier and Leblond, "*Palmgren Miner Law Application to Overhead Conductor Fatigue Prediction*", *Proceedings of Fifth Int Symnp on Cable Dynamics*, Italy 2003, pp, 501-508.
- [11] Plano Decenal de Expansão de Energia , 2019 – EPE – Empresa de Pesquisa Energética.
- [12] 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*, 2010, PP. 334.

- [13] Hortêncio, T. M. O. S.: (2009), “Ensaio de Fadiga sob Condições de Fretting com o cabo CAA 397,5 MCM – IBIS”. Tese de Mestrado, Universidade de Brasília-UnB.
- [14] Stockbridge, G. H. (1925), ‘*Overcoming vibration in transmission cables*’, Elec. World, 86, (26), 1304, pp. 90-132.
- [15] Varney, T. (1926), “*Notes on the vibration of transmission line conductors*”, Trans. AIEE 45, p.791-795.
- [16] Nefzger., J. (1933), “*Dérangements occasionnés par les oscillations mécaniques des conducteurs aériens et leur remède*”, Rapport CIGRE No. 126.
- [17] Zetterholm, O. D. (1960), ‘*Report on the work of the international CIGRÉ SC, 110.6: bare conductors and mechanical calculation. of overhead lines*’
- [18] Fricke Jr, W.G., Rawlins, ,C.B. (1968), “*Importance of Fretting in Vibration Fatigue of Stranded Conductors*”, IEEE Transactions Paper, Vol. PAS-87, No 6, Jun., pp. 1381-1384.
- [19] Moecks, L. (1970), “*Vibration damage on stranded conductors*”, Bulletin of the Swiss Electrotechnical Association, Vol. 61 No 5, pp. 223-227.
- [20] Dulhunty, P.W. (1971), “*Some recent field experiences with vibration dampers*”, CIGRE ISC22-71WG04, May, 7 p.
- [21] Claren, R. (1978). “*The response of overhead line conductors to vortex shedding under laminar and turbulent air flow*”. Presented to CIGRÉ.
- [22] EPRI (1979), Transmission Line Reference Book:“*The Orange Book*”. Electric Power Research Institute. Palo Alto,CA.
- [23] Ramey, G. E., Townsend, J. S. (1981), “ *Effects of clamps on fatigue of ACSR conductors*”, ASCE J. of the Energy Div., May, 107 (EY1), pp. 103-119.
- [24] Ramey, G. E. and Silva, J.M. (1981), “An experimental evaluation of conductor aeolian fatigue damage mitigation by amplitude reduction”, IEEE PES Summer Meeting, Portland, Oregon, July, pp.26-31.
- [25] Ramey, G. E., A. M. ASCE, Roy R. Duncan, and Robert M, Brunair, (1986), “*Experimental Evaluation of S-N Curves for Drake ACSR Conductor*”, Journal of Energy Engineering, vol. 112, No 02, pp. 138-151.
- [26] Preston B., McGill and George E. Ramey, A. (1986), “*Effect of Suspension Clamp Geometry on Transmission Line Fatigue*”, Journal of Energy Engineering, vol. 112, No 3, pp. 168-183.

- [27] 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.
- [28] 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, Brasil, 2009.
- [29] Gopalan, T. V. (1993), New excitation system for indoor testing of overhead conductors, *Journal of Energy Engineering*, vol. 119, no 3, pp. 159-167.
- [30] Hardy. C.; Dyke, P.V.; “*Field Observations on Wind-Induced Conductor Motions*”, Institut de Recherche d’Hydro-Québec, Varennes, Québec, J3X 1S1, Canadá, 1994.
- [31] Zhou, Z. R., Goudreau, S., Cardou, A., & Fiset, M., (1995), "Single wire fretting fatigue tests for electrical conductor bending fatigue evaluation", *Wear*, 181-183, 531-536.
- [32] Zhou, Z. R., Cardou, A., Goudreau, S., & Fiset, M., (1996), “Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue”, *Tribology International*, 29 3, pp. 221–232.
- [33] Papailiou, K.O. (1997), “On the Bending Stiffness of Transmission Line Conductors”, *IEEE Trans. Power Deliv.* Vol. 12. No 4. pp. 1576-1588.
- [34] Cardou, A.; “*Fretting Fatigue Under Spectrun Loading – Application to Overhead Electrical Conductors*”, 2002.
- [35] Goudeau, S.; Jolicoeur, C., Cardou, A.; Clouter, L.; Leblond, A. “*Palmgreen-Miner Law Application to Overhead Conductor Fatigue Predictions*”, 2003.
- [36] Henriques, A. M. D.: (2006), “*Bancada de Ensaios Mecânicos à Fadiga de Cabos Condutores de Energia*”. Tese de Doutorado, Universidade de Brasília.
- [37] Fadel, A.A., “*Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5MCM)*”. Tese de Doutorado. Universidade de Brasília – UnB, Departamento de Engenharia Mecânica. Brasília/DF. Brasil. 2010.
- [38] ASTM STP E1823 (1996), “*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.
- [39] ASM HANDBOOK. “*Fatigue Properties in Engineering*”. *Fatigue and Fracture*, Book 19, 2002.

- [40] Garcia, A., Spim, J. A., Santos, C. A. (2000), “*Ensaio dos Materiais*”, LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, 247p.
- [41] Branco C. M., Fernandes A. A., Castro, M.S. T. (1986), “*Fadiga de Estrutura Soldadas*”, Ed. Gulbenkian, Lisboa, Portugal.
- [42] GERDAU. “Apostila de treinamento interno”. 2004.
- [43] CALLISTER
- [44] Norton, R.L.; “Projeto de Máquinas – Uma abordagem integrada”, Ed. Bookman – 2ª Edição, 2004.
- [45] Dowling, Norman E. (1999), “*Mechanical Behaviour of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*”, Prentice Hall, Second Ed., New Jersey – EUA.
- [46] Shigley, J.E; Mischke, C.R.; Budynas, R.G, “Projeto de Engenharia Mecânica”, Ed. Bokman, 7ª Edição, 2005.
- [47] Joseph Marin, *Mechanical Behavior of Engineering Materials*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1962, p.224
- [48] CORREIA, V. F. Órgãos de Máquina – M27, Texto de Apoio, Escola Náutica Infante D. Henrique, pp. 73, 2001.
- [49] MANSUR, T. R. Avaliação e Desenvolvimento de Modelos de Determinação de acúmulo de Danos por Fadiga em um Aço Estrutural, Tese de Doutorado, UFMG, pp 185, 2003.
- [50] CASTRO; C.A.C. Estudo do comportamento à fadiga de metais dentro e fora da água na presença de pressão hidrostática. Tese de Doutorado, UFMG, 2007.
- [51] Sharp, M.L.; Nordmark, G.E.; Menzemer, C.C., “*Fatigue Design of Aluminium Components & Structures*”, 1996.
- [52] CIGRÉ SC22 WG22-11 “Guide to vibration measurements on overhead lines”. *Electra* 100 (1995) pp 125 to 137.
- [53] Azevedo, C.R.; Henriques A.M.D.; Filho, A.R.P; Ferreira, J.L.A.; Araújo, J.A. “*Freting 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.
- [54] IEEE. “*Guide for Aeolian Vibration Field Measurements of Overhead Conductors*”. 2007.
- [55] NEXANS. Catálogo do fabricante – Características dos cabos ACSR/CAA. 2007

[56] NOWELL, C.; HILLS, D.A.; *“Mechanichs of Fretting Fatigue”*. Kluwer Academic Publishers. 1994,pp. 1-20.

ANEXO 1

Código do algoritmo em MATLAB utilizado para construção das bandas de confiança com limite inferior de 5% e limite superior de 95%:

```
-----  
clc  
  
n=1;  
  
TENSAO = [28.22, 31.35, 34.49, 39.81, 43.31];  
MEDIANA= [2.99, 3.10, 0.98, 1.00, 0.53]*1E6;  
fid = fopen('j:\MINERA5.txt', 'a+');  
  
DANO_NOM = 0.95;  
  
ENSAIO =DANO_NOM;  
  
INICIO = 5  
FINAL = 2  
  
BASE = [TENSAO(1,INICIO),TENSAO(1,FINAL)]  
  
% Condições Ensaio 1o Bloco  
  
n1 = DANO_NOM*MEDIANA(1,INICIO)  
  
Nmed_1 = MEDIANA(1,INICIO)  
  
%Condições Ensaio 2o Bloco  
  
Nmed_2 = MEDIANA(1,FINAL);  
  
%Numero de Corpos de Prova usados em cada ensaio simulado  
amostra =100000;  
  
% Características da Curva S-N  
  
A = 7.909;  
  
b = -0.051;  
  
Sigma_A = 0.323;  
  
Sigma_b = 0.009;
```

```

cont = 1;

cont1 = 1;

for k =1:amostra

    ALFA = A+randn(1,1)*Sigma_A;

    BETA = b+randn(1,1)*Sigma_b;

    FLAG = -1;

    while FLAG < 0

        N_1 = 10^(ALFA+BETA*BASE(1,1));

        N_2 = 10^(ALFA+BETA*BASE(1,2));

        if N_1 < n1

            ALFA = A+randn(1,1)*Sigma_A;

            BETA = b+randn(1,1)*Sigma_b;

            FLAG = -1;

            cont=cont+1;

        else

            FLAG = 1;

        end

    end

end

d(k) = n1/N_1;

dr(k) = 1 - d(k);

n2(k) = N_2*(dr(k));

d2(k) = n2(k)/Nmed_2;

end

db = sort(d2);

dbr = sort(dr);

Lim_d2_5 = db(round(5*amostra/100))

```

```

Lim_dr_5 = dbr(round(5*amostra/100));
Lim_d2_95 = db(round(95*amostra/100))
Lim_dr_95 = dbr(round(95*amostra/100));
drmedia = mean(dr);
drmediana = median(dr);
d2media = mean(d2)
d2mediana = median(d2)
dr_Min = min(dr);
d2_Min = min(d2);
dr_Max = max(dr);
d2_Max = max(d2);
% open the file with write permission
fid1 = fopen('j:\medias.txt', 'a+');
fprintf(fid, '%8.3f % 12.8f % 12.8f % 12.8f
% 12.8f\n',ENSAIO,drmedia,drmediana,Lim_dr_5,Lim_dr_95);
fclose(fid);
fclose(fid1);
% classe = 90;
%[X1,E1] = hist(dr,classe);
%[X2,E2] = hist(d2,classe);
%plot(E1,X1,E2,X2);
%plot(d,d2,'-wo','LineWidth',2,'MarkerEdgeColor','k','MarkerFaceColor',[.49 1 .63],'MarkerSize',6)

```