

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

**AVALIAÇÃO DO EFEITO DE TRACIONAMENTO EM
ELEVADOS NÍVEIS DE EDS SOBRE A RESISTÊNCIA EM
FADIGA DO CONDUTOR IBIS (CAA 397,5 MCM)**

AIDA ALVES FADEL

**ORIENTADOR: JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA
CO-ORIENTADOR: JOSÉ ALEXANDER DE ARAÚJO**

TESE DE DOUTORADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

**PUBLICAÇÃO: ENM. TD – 05/2010
BRASÍLIA/DF: MAIO – 2010**

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

**AVALIAÇÃO DO EFEITO DE TRACIONAMENTO EM
ELEVADOS NÍVEIS DE EDS SOBRE A RESISTÊNCIA EM
FADIGA DO CONDUTOR IBIS (CAA 397,5 MCM)**

AIDA ALVES FADEL

**TESE 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 DOUTOR EM CIÊNCIAS MECÂNICAS.**

APROVADA POR:

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

**Prof. Dr. Cosme Roberto, PhD (ENM-UnB)
(Examinador Interno)**

**Prof. Dr. Antonio Manoel Dias Henriques, D.Sc. (ENM-UnB)
(Examinador Interno)**

**Prof. Dr. Antonio Carlos de Oliveira Miranda, PhD (ENC-UnB)
(Examinador Externo)**

**Prof. Dr. Remo Magalhães de Souza, PhD (UFPA)
(Examinador Externo)**

BRASÍLIA/DF, 14 DE MAIO DE 2010

FICHA CATALOGRÁFICA

FADEL, AIDA ALVES

Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS Sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5 MCM) - [Distrito Federal] 2010.

xxi, 185 p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Doutor, Ciências Mecânicas, 2010).

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

Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Fadiga por *fretting*

2. Curva de *Wöhler*

3. Cargas de Esticamento

4. Cabo Condutor de Energia

I. ENM/FT/UnB

II. ENM.TD-005/2010

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

FADEL, A. A.,(2010). Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS Sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5 MCM). Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM.TD-005/2010, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 185 p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Aida Alves Fadel.

TÍTULO: Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS Sobre a Resistência em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5 MCM) - [Distrito Federal] 2010.

GRAU: Doutor

ANO: 2010

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

Aida Alves Fadel
SQN 206 Bloco F 206
70.844.060 – Brasília - DF- Brasil
Correio Eletrônico: aida@unb.br

AGRADECIMENTOS

A meu pai Fadel Aziz Fadel, modelo de amor incondicional, sabedoria, perseverança, empreendedorismo e superação. À minha mãe Áurea, por me ensinar tenacidade na luta pela vida. Esta tese é dedicada a vocês que segundo Khalil Gibran, encurvaram-se nas mãos do arqueiro para nos arremessar mais longe.

Aos meus filhos Luiz Henrique, Gabriel e Amanda, os amores da minha vida, minha inspiração e razão de tentar contribuir para fazer esse mundo melhor. Obrigada por entender a ausência da mãe em tantos momentos e por me motivar tanto.

Ao meu companheiro Hans Jörg Helgert, meu amor e meu amigo, minha eterna gratidão pelo apoio que me possibilitou vencer essa importante etapa de minha vida.

Aos colegas e mestres Prof. Jorge e Prof. Alex, meu sincero agradecimento pela confiança e pela honra do convite para integrar sua equipe de pesquisa e por me apresentarem uma área tão interessante e cheia de problemas a serem superados que é a engenharia de geração e transmissão de energia elétrica. Obrigada pelo apoio, orientação e incentivo no desenvolvimento deste trabalho.

Aos amigos, Arthur, Marcão, Teniel, Xavier, Pereira, Carlão, Tarsis e Fernando, colegas de trabalho do Laboratório de Processos de Fabricação, no Bloco SG-9 do ENM-UnB, pelos sorrisos matinais que fizeram a jornada mais leve, pelo suporte técnico e apoio irrestrito na fabricação de dispositivos necessários à condução dos experimentos, sempre com a maior presteza, ainda que em caráter emergencial.

Ao meu ex-aluno Leonardo Brant, hoje colega de pesquisa e um engenheiro muito competente e ao Prof. Daniel Rosa, meu agradecimento pela parceria e pela contribuição imprescindível e entusiástica apoiando a condução dos experimentos e as análises microscópicas, além dos muitos momentos de descontração proporcionados por estes amigos muito queridos.

À Eletronorte pelo patrocínio, à Forjasul pelo fornecimento das ferragens e à CELG pelo fornecimento das amostras de condutores sem o que realização desta pesquisa não seria possível.

DEDICATÓRIA

*À minha família,
Meus filhos Luiz Henrique, Gabriel e Amanda
e ao meu esposo Hans Jörg.*

*“Quando morremos, nada pode ser levado conosco,
com a exceção das sementes
lançadas por nosso trabalho e do nosso conhecimento.”*

Dalai Lama

*“Sem a curiosidade que me move, que
me inquieta, que me insere na busca,
não aprendo nem ensino.”*

Paulo Freire

RESUMO

O presente trabalho é de natureza experimental e, visa apresentar uma avaliação da influência da carga de esticamento aplicada a cabos condutores de energia elétrica, sobre a vida útil destes elementos. O estudo, baseado na análise da resistência à fadiga por *fretting*, tem como foco o levantamento da curva Curva de Wöhler ou S-N de determinada montagem cabo/grampo. Para tal, foi realizado um total de 41 ensaios de vibração em amostras de 41,5m de comprimento do cabo IBIS (CAA 397,5 MCM)/ grampo de suspensão monoarticulado submetidas a cargas de esticamento referentes à carga média diária de tração, conhecida como EDSⁱ (*Every Day Stress*) de 20% e 30%. Os ensaios foram executados, de acordo com as recomendações da CIGRE (1985), EPRI (1979) e IEEE (1978), em uma bancada de 46,8 metros de comprimento, em ambiente climatizado, com sistema de controle dos equipamentos totalmente automatizado. Testes adicionais foram realizados para determinar o erro inserido pela fórmula de *Poffenberger-Swart* (1965), P-S, que é uma expressão numérico-empírica usada para correlacionar o nível de tensão nominal (na região da falha) ao deslocamento provocado pela vibração no cabo (medido em uma posição padrão a partir do grampo de suspensão). Para a combinação cabo-grampo usada, a curva experimental obtida foi comparada à Curva Limite de Segurança da CIGRE (CSBL), que é empregada no projeto das linhas de transmissão, apresentando vidas 4,5 a 13,5 vezes maiores do que as previstas pela curva padrão CSBL. A vida da mesma montagem sofreu uma redução de cerca de 50% quando a carga foi elevada da EDS de 20% para 30%. Neste trabalho são ainda avaliadas as características associadas ao aspecto e posicionamento das falhas obtidas em cada amostra de cabo ensaiada, na tentativa de definir um padrão de falhas para diferentes níveis de EDS e amplitude.

ⁱ Percentual do limite de resistência à tração do condutor.

ABSTRACT

The aim of this experimental work is to evaluate the effects of aeolian vibration, concerned to the reduction of aerial conductor's life, when these structures are subjected to high levels of EDSⁱⁱ (Every Day Stress). The study, based on fretting fatigue resistance has its focus on the construction of a Wöhler Curve for a chosen cable/clamp set. A total of 41 vibration experiments has been conducted on IBIS (CASR 397,5 MCM) conductor samples, which were attached by a monoarticulated suspension clamp to an experimental rig. Samples were, tested with EDS of 20% and 30% Tests were performed according to CIGRE (1985), EPRI (1979) e IEEE (1978) recommendations in a rig fully instrumented and closed loop controlled, with a total span of 46,8 meters operating on a climatized environment. Further tests using strain gauges were performed to determine the amount of error that is carried on the stress calculation by the application of Poffenberger-Swart formula (P-S), (1965) which is an analytical experimental expression used to correlate nominal stress level (at the failure region) to vibration displacement (measured at a standard distance from the clamp). The fretting fatigue resistance limits, measured through the experimental procedure, were then compared to the limits imposed by CIGRE on its Save Border Line curve, which is applied as design standard for energy lines, revealing that CIGRE's design guideline is very conservative, since the life prescribed by the curve is 4,5 to 13,5 times smaller than the measured ones. Tested samples presented an average life reduction of 50 % when EDS was increased from 20 to 30%. Position and characteristics of superficial aspect and of the failures (macro and microscopic) were also compared in order to try to establish a common pattern for each different level of vibration displacement and EDS.

ⁱⁱ EDS is a percentual amount of the conductor's rupture limit.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
1.1.CONTEXTO DO DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO	1
1.2.APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA MECÂNICO	2
1.3.OBJETIVO DO TRABALHO	3
1.4.JUSTIFICATIVA TÉCNICA.....	4
1.5.O ESTADO DA ARTE	5
1.6.DESCRICÃO DA ESTRUTURA DO TRABALHO	10
2.FADIGA - REVISÃO TEÓRICA.....	11
2.1.CONCEITO DE FADIGA.....	11
2.2.CARACTERIZAÇÃO DO PROCESSO DE FADIGA.....	11
2.3.DEFINIÇÕES FUNDAMENTAIS E CLASSIFICAÇÃO	16
2.4.MÉTODOS DE PREVISÃO DA VIDA EM FADIGA.....	20
2.4.1.Método Tensão x Vida (S-N).....	20
2.4.2.Método Deformação x Vida (ϵ -N).....	20
2.4.3.Método da Mecânica de Fratura Elástica Linear (LEFM)	21
2.5.O MÉTODO S-N OU CURVA DE WÖHLER	21
2.5.1.Determinação da Curva S-N.....	22
2.5.2.Fatores que Influenciam na Curva S-N.....	25
2.5.3.Efeito da Tensão Média sobre a Vida em Fadiga	27
2.6.MÉTODOS PARA CÁLCULO DA VIDA EM FADIGA USANDO CURVAS S- N	33
2.6.1Teoria de Acúmulo de Dano – Regra de Miner.....	33
2.6.2.Método de Contagem de Ciclos - Rain Flow	36
2.7.FADIGA POR FRETTEING	37
3.FADIGA EM CABOS CONDUTORES.....	42
3.1.EXCITAÇÃO EÓLICA	43
3.2.O MECANISMO DE FALHA POR FADIGA EM CONDUTORES aéreos	46
3.3.CÁLCULO DA TENSÃO DINÂMICA	49
3.3.1.Equação de Poffenberger-Swart (P-S).....	49
3.4. METODOLOGIAS DE ESTIMATIVA DE VIDA EM FADIGA PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO	51
3.4.1.Medida da Intensidade da Vibração.....	52

3.4.1.1. Abordagem do IEEE: limite de deformação (IEEE, 1966).....	52
3.4.1.2. Limites de resistência EPRI: (Doocy, 1979).....	52
3.4.1.3. Método CIGRE WG 22-04:.....	53
3.4.2. Limites de Resistência à Fadiga de Cabos Condutores.....	55
3.4.2.1. Abordagem do Dano Acumulativo (Cumulative Damage Approach)	55
3.4.2.2. Abordagem do Limite de Resistência (Endurance Limit Approach).....	55
3.4.3. A Curva Limite de Segurança da CIGRE	55
3.4.4. Critério de Projeto H/w	57
4. PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS.....	59
4.1. DESCRIÇÃO DA BANCADA DE ENSAIOS DE CABOS CONDUTORES	59
4.1.1. Visão Geral.....	59
4.1.2. Mecanismo de Tracionamento do Cabo	62
4.1.3. Adequação na Estrutura Original do Laboratório	64
4.1.4. Mecanismo Excitador (shaker)	66
4.1.5. Montagem do Grampo de Suspensão	66
4.1.6. Dispositivo para Fixação do Grampo de Suspensão	67
4.1.7. Dispositivo de Detecção de Quebra de Fios	68
4.1.8. Sistema de Aquisição de Dados	70
4.1.9. Sistema de Controle das Bancadas.....	71
4.2. MATERIAIS.....	71
4.2.1. Cabo Condutor.....	71
4.2.2. Grampo de Suspensão.....	73
4.2.3. Extensometria.....	74
4.3. PROGRAMA EXPERIMENTAL PARA LEVANTAMENTO DA CURVA S-N...75	
4.3.1 Metodologia	75
4.3.2. Procedimento Experimental.....	81
4.4. PROGRAMA EXPERIMENTAL PARA AVALIAÇÃO DA FÓRMULA P-S	85
4.4.1. Planejamento do Experimento	85
4.4.2. Preparo da Amostra.....	88
4.4.3. Procedimento Experimental.....	93
5. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	96
5.1. RESULTADOS DA EXTENSOMETRIA	96
5.1.1. Resultados para o Carregamento Estático.....	97
5.1.2. Resultados para o Carregamento Dinâmico.....	100

5.2.RESULTADOS DA CURVA S-N.....	111
5.2.1.Ensaio com EDS de 20%.....	114
5.2.2.Ensaio com EDS de 30%.....	123
5.2.3.Comparação entre a CSBL e as curvas S-N com EDS de 20 E 30%	129
5.2.4.Limites de Resistência à Fadiga x Amplitude de Vibração	131
5.3.ANÁLISE DAS FALHAS.....	132
5.3.1.Mapeamento da Posição e da Ordem de Ocorrência das Falhas	132
5.3.2.Posicionamento das Falhas em Relação ao Grampo.....	140
5.3.3.Avaliação das Superfícies de Falha.....	146
5.4.Avaliação Microscópica das Superfícies de Falha.....	156
6. CONCLUSÕES	161
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	166
ANEXOS	
A. TABELAS DE CONVERSÃO DA NORMA IEEE PARA DIFERENTES EDS	173
B. EXTENSOMETRIA	176
B2 –Revisão Teórica.....	177
B2 –Funcionamento do Extensômetro.....	180
B3 – Ponte de Wheatstone	182
LISTA DE FIGURAS	
Figura 1.1– Foto de amostra de cabo ACSR, evidenciando regiões de contato e desgaste.	6
Figura 2.1 – Representação gráfica da estrutura do processo de fadiga.	12
Figura 2.2 – Nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos (Garcia et al, 2000).....	13
Figura 2.3 – Mecanismo de crescimento da trinca.....	13
Figura 2.4 – Processo de avanço de trinca por fadiga, (Garcia et al, 2000 – modificado)..	14
Figura 2.5 – Aparência típica de superfície onde ocorreu fratura por fadiga.....	15
Figura 2.6 – Tipos de tensões cíclicas em fadiga: (a) Tensão Alternada Reversa; (b) Tensão Repetida Flutuante e (c) Tensão Irregular Aleatória, (Garcia et al, 2000 - modificado).....	16
Figura 2.7 – Parâmetros para descrever os ciclos de fadiga de amplitude constante.....	17
Figura 2.8 – Ciclos de tensão de fadiga, (a) Alternado; (b) Repetido; (c) Blocos; (d) Irregular ou aleatório; (e) Ciclos com onda de tensão triangular e trapezoidal. (Branco et al, 1986 - modificado)	19
Figura 2.9 – Curvas S-N esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio(Branco, 1986).....	23

Figura 2.10 – Fatores de correção para curvas S-N em função do acabamento superficial (Juvinal, 1967).....	25
Figura 2.11 – Variação da tensão alternada no limite de tensão máxima de acordo com a tensão média.....	27
Figura 2.12– Diagrama com tensão média variando para o alumínio 7075-T6 (Dowling, 1999).....	28
Figura 2.13 – Diagrama de vida constante para o alumínio 7075-T6 (Dowling, 1999).....	28
Figura 2.14 – Diagrama de amplitude de tensão média normalizada para Al 7075-T6 (Dowling, 1999).....	29
Figura 2.15 – Comparação dos critérios de tensão média para resistência à fadiga ($\sigma_a \times \sigma_m$).....	31
Figura 2.16 – Regra de Palmgren-Miner para computo do dano acumulado linear.....	35
Figura 2.17 – Esquema ilustrativo do método Rainflow.....	36
Figura 2.18 – Esquema ilustrativo da contagem de ciclos.....	37
Figura 2.19– Configuração esquemática do problema de contato entre dois cilindros (equivalente a dois fios de camadas distintas no cabo).....	38
Figura 2.20 – Foto de uma esfera submetida a contato com outra esfera sob ação de uma força tangencial $0 < Q < f P$ (adaptado de Deresiewicz, 1974).....	39
Figura 2.21 – Carregamentos cíclicos nas zonas típicas de <i>fretting</i> (Waterhouse em Mutoh, 2001).....	39
Figura 2.22– Escorregamento relativo entre as esferas: adesão em $Q = 0$; escorregamento total $Q = f P$; anel de escorregamento em torno da zona de adesão em $0 < Q < f P$ (adaptado de Green, 2001).....	40
Figura 2.23 – (a) Evolução do dano em função das condições de carregamento (contato esfera/plano), (b) Representação do mapa de fretting que combina a análise do regime de fretting (RCFM) com a resposta do material (MRFM).....	41
Figura 2.24 – Ilustração da metodologia para análise do dano por <i>fretting</i> (Fouvry, 1996).....	41
Figura 3.1 – Detalhe da montagem do grampo que fixa o cabo à torre.....	42
Figura 3.2– Esquemático do movimento do cabo em y, causado pelo vento incidindo em x.....	43
Figura 3.3– Regimes de fluxo em torno de um corpo cilíndrico liso. (Lienhard, 1966).....	44
Figura 3.4 – Mapa da distribuição de velocidade média anual do vento no Brasil.(CEPEL, 2010).....	45
Figura 3.5 – (a) Foto de um cabo condutor ACSR em corte, (b) Regiões de contato.....	46
Figura 3.6 – Fadiga por Fretting - a) Intenso desgaste superficial, com fratura de fios de alumínio, na camada externa do cabo ACSR, b) Presença de pó escuro após desmontagem do conjunto cabo/grampo c) Marcas elípticas de fretting e fraturas de fios da camada interna do cabo.....	47
Figura 3.7 – Ilustração do mecanismo de falha de fadiga por fretting. (Boniardi, 2007)....	48

Figura 3.8– Limite de tensão admissível no condutor (estático x dinâmico).....	49
Figura 3.9 – Esquema da montagem cabo-grampo.....	50
Figura 3.10 – (a) Vibrógrafo tipo Pavica, (b) Esquema da montagem do vibrógrafo no cabo.	53
Figura 3.11 – Curva Safe Border Line, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRE (CIGRE, 2003 - modificado)	57
Figura 3.12 – Recomendações para a seleção da EDS com e sem amortecimento em H/w.....	58
Figura 4.1– Desenho esquemático da montagem da bancada de ensaios.	60
Figura 4.2 – Talha de alavanca ancorada ao bloco de fixação 1	60
Figura 4.3– a) Fixação do cabo através do grampo de ancoragem passante no bloco fixo 3, b) Detalhe do grampo de ancoragem passante e a célula de carga	60
Figura 4.4 – Grampo de ancoragem montado em uma base de concreto com rolamentos e os trilhos.	61
Figura 4.5 – Bloco fixo com trilho para deslocamento do shaker e bancada duplicada.	61
Figura 4.6 – Bloco fixo 3 que contém os dispositivos para controle de tração do cabo.	62
Figura 4.7 – Painel de controle do atuador hidráulico para controle da EDS.	63
Figura 4.8 – Variação de posição e inclinação da haste rígida com o esticamento do cabo.	63
Figura 4.9 – Adequação do laboratório para eliminar falhas nos shakers.....	64
Figura 4.10 – Execução do serviço de isolamento térmico do laboratório.	65
Figura 4.11 – (a) Montagem da haste rígida de alumínio; (b) Dispositivo de alinhamento.....	66
Figura 4.12 – Montagem cabo/grampo vista de frente e de topo.....	67
Figura 4.13- Montagem do grampo de suspensão sobre o bloco móvel e posição padrão do ponto 89.....	67
Figura 4.14 – Desenho esquemático ilustrando a forma de medição do ângulo de rotação.....	68
Figura 4.15 – Dispositivo de detecção de quebra de fios: (a) posicionado no solo, (b) em trilhos.....	69
Figura 4.16 – Sistema de Aquisição de Dados ADS-2000 - Lynx Tecnologia.	69
Figura 4.17 – Vista em corte e esquemático da seção do cabo IBIS 397,5 MCM	72
Figura 4.18 – Vista em corte da montagem de um cabo condutor/grampo de suspensão (PLP, 2008).....	72
Figura 4.19 – Geometria do grampo de suspensão monoarticulado Forjasul 55101.....	74
Figura 4.20 – (a) Conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado e (b) Parafuso tipo U do grampo de suspensão, (Hortêncio, 2009, modificado).....	74
Figura 4.21 – Codificação utilizada para os extensômetros (Excel Sensores).....	75

Figura 4.22 – Grampo de suspensão monoarticulado rompido após a aplicação do torque igual 60 Nm (Hortêncio, 2008).....	79
Figura 4.23 – Amplitude de deslocamento, YB. (Araújo, 2008 – modificado).....	79
Figura 4.24 – Retirada do cabo condutor da bobina.	81
Figura 4.25 – Polias auxiliares posicionadas ao longo do vão do teste.....	82
Figura 4.26 – Corte do corpo de prova utilizando uma máquina policorte.....	82
Figura 4.27 – Esquemático do sistema de controle da bancada de ensaios com detalhe dos sensores.....	84
Figura 4.28 – Curva gerada no ensaio estático (a) com apoio, (b) sem apoio, (c) no ensaio dinâmico(senoidal).....	86
Figura 4.29 – Colocação de um apoio no nó para realização de ensaio estático tipo (a)..	87
Figura 4.30 – Posicionamento dos extensômetros (ERE) em relação à boca do grampo..	89
Figura 4.31 – Limpeza da superfície para colagem do extensômetro.....	90
Figura 4.32– Cabo após jateamento de óxido de alumínio	90
Figura 4.33 – Posicionamento do extensômetro na amostra (Kyowa)	90
Figura 4.34 – Colocação de cola (super bonder®) no extensômetro. (Kyowa).....	91
Figura 4.35 – Colagem do extensômetro na amostra. (Kyowa)	91
Figura 4.36 – Extensômetro colado no cabo ainda sob a fita adesiva.....	92
Figura 4.37 – Extensômetros com camada de resina protetora e soldados.....	92
Figura 5.1– Posicionamento dos extensômetros na região do grampo de suspensão. Erro! Indicador não	
Figura 5.2– Curva gerada (a) no ensaio estático (drástica), (b) no ensaio dinâmico(senoidal).....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.3 – Tensão x Amplitude de Deslocamento. Comparação entre a fórmula de P-S e valores experimentais com EDS de 20% e frequência de 13,70 Hz. Erro! Indicador não definido.	
Figura 5.4 – Tensão x Amplitude de Deslocamento. Comparação entre a fórmula de P-S e valores experimentais com EDS de 20% e frequência de 23, 97 Hz. Erro! Indicador não definido.	
Figura 5.5 – Tensão x Amplitude de Deslocamento. Comparação entre a fórmula de P-S e valores experimentais com EDS de 20% e frequência de 32,26 Hz. Erro! Indicador não definido.	
Figura 5.6 – Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 20% em 13,70 Hz).....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.7 – Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 20% em 23,97 Hz).....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.8– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 20% em 32,26 Hz).....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.9 – Tensões experimentais (carregamentos estáticos e dinâmicos) com EDS 20% x P-S.....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.10– Tensões experimentais com EDS 20% x P-S. Erro! Indicador não definido.	
Figura 5.11– Tensão P-S x experimental em todos os extensômetros para EDS 30% e 14,23 Hz.	Erro! Indicador não definido.

Figura 5.12 – Tensão P-S x experimental em todos os extensômetros para EDS 30% e 16,76 Hz.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.13– Tensão P-S x experimental em todos os extensômetros para EDS 30% e 24,07 Hz.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.14– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 30% em 14,23 Hz).....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.15– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 30% em 16,76 Hz).....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.16– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 30% em 24,07 Hz).....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.17– Comparação entre valores experimentais e P-S para EDS 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.18– Variação das Tensões Experimentais (dinâmico e estático) em relação à P-S em EDS 20%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.19– Variação das Tensões Experimentais (dinâmico e estático) em relação à P-S em EDS 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.20– Comparação entre valores experimentais e P-S para EDS de 20 e 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.21– 1ª, 2ª e 3ª quebras obtidas nas amostras ensaiadas com EDS de 20%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.22– 1ª, 2ª e 3ª quebras obtidas nas amostras ensaiadas com EDS de 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.23 – Ajuste em duas curvas para a 1ª, 2ª e 3ª quebras obtidas nas amostras com EDS de 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.24– Comparação entre as curvas S-N obtidas com EDS de 20% e 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.25 – Comparação por faixas entre as curvas S-N obtidas com EDS de 20% e 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.26 – Relação entre vida em fadiga com fretting e desgaste em função da amplitude de escorregamento (adaptado de Vingsbo e Söderberg, 1988).**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.27– Mecanismo de retardo no crescimento da trinca por arrancamento de material.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.28– Comparação entre as curvas S-N obtidas com EDS de 20% e 30% e CSBL.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.29– Comparação da vida em 20% e 30% em função da amplitude YB a 89 mm.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.30– Gráfico mostrando rotação do cabo que indica momento das quebras para a amostra 9.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.31– Detalhe da Amostra 8 com falhas em três fios da camada externa.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.32– Detalhe da amostra 8 com falhas em dois fios da camada interna.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.33– Distribuição das falhas por camada para todos os ensaios e até a 3ª quebra.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.34– Distribuição das falhas por camada em função da EDS.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.35– Percentuais das falhas externas e internas para amostras ensaiadas em EDS 20%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.36– Percentuais das falhas externas e internas para amostras ensaiadas em EDS 30%.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.37– Incidência de falhas na camada externa para EDS 20% até a 3ª quebra.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.38– Incidência de falhas na camada interna para EDS 30% até a 3ª quebra.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.39 – Comparação das incidências de falhas por camada para EDS de 20 e 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.40– Localização da distância das falhas na camada externa da amostra 2.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.41– Referencial para medição da posição da falha.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.42– Distribuição das quebras de acordo com a posição para níveis de EDS diferentes.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.43– Análise da distância média (DFM) das falhas nos fios de alumínio com EDS 20%.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.44 – Análise da distância média (DFM) das falhas nos fios de alumínio com EDS 30%.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.45 – Comparação da distância média (DFM) das falhas para EDS de 20% e 30%.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.46 – Posição da falha em relação ao grampo de suspensão na amostra 23.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.47 – Pó de Al₂O₃ na vizinhança da boca do grampo de suspensão após retirada da amostra 23.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.48 – Quebras nas camadas internas sobre as marcas de elípticas de fretting, amostra 10.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.49 – Quebras base sobre o desgaste fio-grampo na camada externa da amostra 15.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.50 – Quebras base sobre o desgaste fio-grampo na camada externa da amostra 15.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.51 – Vista do desgaste e das três falhas externas na base da amostra 32.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.52- Detalhe das falhas na base da amostra 26 (EDS 30%, YB 1,0 mm).**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.53 – Falha de topo na camada interna da amostra 32.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.54 – Perfil das quebras na base da amostra 32.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.55– Quebras na base da camada externa da amostra 8.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.56– Tipos de falha registrados na amostra 8.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.57– Falhas quase-planas na amostra 3 na base e 1 no topo (EDS 20% e YB 0,9 mm).**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.58 – Falhas na base da amostra 10 (EDS 20% e YB 1,0 mm)**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.59 – Detalhe de falha em V na amostra 39.....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.60 – Falhas. Q1, Q2 e Q3 na camada externa e Q4 na camada interna da base da amostra 41.**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.61 – Foto das falhas da amostra 17 (EDS 20%, YB 1,27 mm)**Erro! Indicador não definido.**

Figura 5.62 – Fractografias eletrônicas de três superfícies de falhas: a) microcavidades (dimples) com ampliação de 3300x, b) clivagem dos grãos cristalinos (ampliação desconhecida) e c) marcas de estria característica do processo de fadiga (ampliação desconhecida), (Callister, 2007).....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.63 – Fractografia eletrônica de varredura indicando a presença de dimples na superfície da falha do fio externo em contato com a base da amostra 22.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.64 – Fractografia eletrônica de varredura indicando a presença de facetas planas na superfície da falha do fio externo em contato com a base do grampo da amostra 3.....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.65 – Falhas na amostra 3.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.66 – Detalhes da falha interna de tipo da amostra 3.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.67 – Imagem ampliada da superfície da falha interna de base da amostra 3.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.68 – Falhas externas: (A) Falha do fio 1 com a indicação da zona de fadiga (ZF); (B) Falha do fio 1 com a indicação da fadiga por fretting induzida pela base do grampo de suspensão; (C) Falha do fio 2 com indicação da zona de fadiga (ZF) e; (D) micrografia da falha do fio 2 usando o detector de elétrons retro-espalhados.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.69 – Imagem no MEV da falha interna na base da amostra 3.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.70 – Imagem no MEV da falha interna no topo da amostra 3.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.71 – Composição química encontrada no fio 2, quebra na base da amostra 3.	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.72 – Fractografias eletrônicas das falhas externas ocorridas na base do grampo para dois ensaios com EDS 20%: (A e C) com amplitude de 0,90mm e (B e D) com amplitude de 1,39mm.....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.73 - Fractografias eletrônicas das falhas externas ocorridas na base do grampo para dois ensaios com EDS 30%: (A e C) com amplitude de 0,87mm e (B e D) com amplitude de 1,2mm.....	Erro! Indicador não definido.
Figura 5.74 – Fractografias eletrônicas das falhas externas e internas ocorridas na base do grampo para dois ensaios com EDS 20% e 30%: (A e B) falhas ocorridas nos fios externos e (C e D) falhas ocorridas nos fios internos.....	Erro! Indicador não definido.
Figura B1– a) Deformação Normal; b) Deformação Cisalhante.	178
Figura B2– a) Elemento Material; b) Deformação Normal em x; c) Deformação Normal em y; d) Deformação Cisalhante.	179
Figura B3– Deformação linear do cabo.	179
Figura B4– Extensômetro de resistência elétrica.	180
Figura B5– Principais tipos de extensômetros.	182
Figura B6– Circuito básico da ponte de Wheatstone.	182
Figura B7– Correntes elétricas na ponte de Wheatstone.	183

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Resumo da Incidência de dano em linhas x EDS aplicada (Zetterholm, 1960)	5
Tabela 2.1 – Parâmetros usados para estimar Curvas S-N (Dowling, 1998, modificado)..	26
Tabela 3.1 – Comparação entre os tipos de vibração em cabos condutores aéreos (EPRI,1979).	44
Tabela 3.2 – Principais tipos de cabos condutores aéreos.....	46
Tabela 3.3 – Regime de fretting e regime de falha equivalente (Zou et al, 1996 –	48
Tabela 3.4– Limites de Resistência a Fadiga do EPRI.	52
Tabela 3.5 – Constantes da Curva Limite de Segurança (CSBL). (CIGRE, 1985)	56
Tabela 3.6 – Limites do parâmetro H/w para proteção contra danos nos condutores por vibração.	58
Tabela 4.1.– Características dos excitadores eletrodinâmicos (shakers).....	64
Tabela 4.2 – Características dimensionais e estruturais do cabo condutor (NEXANS).	73
Tabela 4.3 – Amplitudes de deslocamento prescritas nos ensaios.	80
Tabela 4.4– Planejamento dos ensaios estáticos para avaliação da Fórmula P-S.	87
Tabela 4.5– Planejamento dos ensaios dinâmicos para avaliação da Fórmula P-S.	88
Tabela 4.6 – Frequências e respectivos comprimentos nodais dos ensaios dinâmicos.	95
Tabela 5.1– Tensões referentes às medidas nos extensômetros nos ensaios estáticos de 20%.	98
Tabela 5.2 – Tensões de P-S e medidas nos ensaios estáticos para EDS de 20% e 30%. ..	99
Tabela 5.3– Variação percentual entre as tensões de P-S e as medidas nos ensaios estáticos.	100
Tabela 5.4– Amplitudes de tensão pesquisadas e respectivos YB.	112
Tabela 5.5– Relação dos Ensaios Realizados na Pesquisa.....	113
Tabela 5.6– Resultados médios para os ensaios com EDS de 20%.	114
Tabela 5.7– Resultados médios para os ensaios com EDS de 30%.	123
Tabela 5.8– Comparação da vida em 20% e 30% de EDS com a CSBL.	124
Tabela 5.9– Ordem das Falhas por Camada.	129
Tabela 5.10– Posição das falhas nos fios das amostras do cabo IBIS ensaiadas	137
Tabela 5.11 – Características observadas em quatro tipos de falhas.	151
Tabela 5.12 – Topografia encontrada nas falhas das amostras avaliadas.	159
Tabela B1 – Fatores de sensibilidade para materiais diversos	181

LISTA DE ABREVIACÕES

ACAR	Cabos de Alumínio com Alma de Liga de Alumínio (Aluminium Conductor Aluminium Reinforced).
ACSS	Aluminium Conductor (Fios centrais de alumínio liga 1350).
ASTM	American Society for Testing and Materials.
CA (AAC)	Cabos de Alumínio (All Aluminium Conductor).
CAA (ASCR)	Cabos de Alumínio com Alma de Aço (Aluminium Conductor Steel Reinforced).
CAL (AAAC) Cabos de Alumínio Liga (All Aluminium Alloy Conductor).
CEPEL	Centro de Pesquisas de Energia Elétrica.
CIGRE	Conseil International des Grands Réseaux <i>Electriques</i> (International Council on Large Electric Systems).
EDS	Every Day Stress ou Carga diária media 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.
ELETRONORTE	Centrais Elétricas do Norte do Brasil S/A.
EPRI	<i>Electric Power Research Institute.</i>
HV	Vickers Hardness, Escala de dureza Vickers.
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers (Instituto de Engenheiros Eletricistas e Eletrônicos)</i>
IPEA	Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada.
LT	Linha de Transmissão
PIB	Produto Interno Bruto.
P-S	Poffenberger-Swart (expressão que correlaciona severidade de vibração e tensão).
TW	Condutor com Fios Trapezoidais (Trapezoidal Wire).

LISTA DE SÍMBOLOS

Latinos

a	comprimento da trinca.
Δa	avanço do comprimento da trinca.
a_f	limite da área de adesão no contato por <i>fretting</i> [mm].
c	limite da área de escorregamento no contato por <i>fretting</i> [mm].
d	diâmetro [mm]
D	fator de dano.
D	diâmetro do condutor, [mm].
d_a	diâmetro do fio de aço [mm].
d_{al}	diâmetro do fio de alumínio [mm].
E	módulo de elasticidade, [GPa].
E_a	módulo de elasticidade do aço, [GPa].
E_{al}	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 de aplicação da carga em ciclos por segundo, [Hz].
f	coeficiente de atrito nas superfícies em contato (<i>fretting</i>).
f_s	frequência com que os vórtices se descolam na esteira de Von Karman frequência de oscilação do condutor na direção vertical [Hz].
S_t	Número de Strouhal.
R_e	Número de Reynolds.
k_a	fator de acabamento superficial.
k_b	fator de escala.
k_c	fator de carga.
k_e	fator de temperatura.
k_d	fator para outros efeitos.
n	quantidade de ciclos para os respectivos níveis de tensão obtidos em campo.
n_a	número de fio de aço.
n_{al}	número de fio de alumínio.

N	número de ciclos, [ciclos].
N_f	número de ciclos de vida, [ciclos].
P	carga radial no contato em <i>fretting</i> , [N].
Q	carga axial cíclica no contato em <i>fretting</i> , [N].
R	<i>razão de tensão</i>
S_e	tensão limite de fadiga da peça real [Mpa]
S_m	somatório dos danos na aplicação da regra de Miner
S_T	resistência à temperatura de operação.
S_{RT}	resistência à temperatura ambiente, [MPa].
S_u	limite de ruptura do material, [MPa]
t	tempo.
T	tração no cabo condutor, [N].
U	velocidade do fluxo livre em escoamento, [m/s].
V	duração da vida do condutor, [anos].

Gregos

ε	Deformação, [μ strain].
σ_a	tensão alternada, [MPa].
σ_{aeq}	tensão limite de fadiga no ciclo alternado com $\sigma_m = 0$, [MPa].
σ_{ar}	tensão normal média, [MPa].
σ_m	tensão média, [MPa].
$\sigma_{m\acute{a}x}$	tensão máxima, [MPa].
$\sigma_{m\acute{i}n}$	tensão mínima, [MPa].
σ_{it}	tensão equivalente, a ser ajustada de acordo com o método de avaliação de tensão média, quando $\sigma_m \neq 0$. É igual a σ_u ou σ_y dependendo do método, [MPa].
σ_u	tensão última ou limite de resistência, [MPa].
σ_y	tensão limite de escoamento, [MPa].
$\Delta\sigma$	<i>intervalo de tensão</i> , [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, [m^2/s].

CAPÍTULO 1

1. INTRODUÇÃO

1.1. CONTEXTO DO DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO

A retomada do crescimento brasileiro demanda um aumento significativo no fornecimento de energia, conforme aponta estudo realizado pelo Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada (IPEA 2005), segundo o qual, o consumo de energia cresceu cerca de 30% a mais que a economia, entre 1980 e 2003. Enquanto o PIB aumentou, em média, 1,9% ao ano nesse período, a demanda energética cresceu 2,5% ao ano. Pelas projeções do Instituto Acende Brasil, caso o PIB cresça a uma média de 4% ao ano até 2010, o consumo de energia aumentará 4,8% – diferença de 20%. Se a economia se expandir 5% ao ano, conforme as estimativas, a demanda aumentará 5,4% – 8% a mais que a variação do PIB.

A partir da análise desses dados, é possível afirmar, que aspectos ligados à confiabilidade e à otimização dos processos de produção e distribuição de energia elétrica são estratégicos para garantir ao país tanto a sustentabilidade de seu crescimento quanto a credibilidade necessária no que tange aos investimentos estrangeiros.

Ao considerarmos a avançada idade média das linhas de transmissão instaladas no país¹, associada à perspectiva aumento da malha elétrica, é possível compreender a necessidade da geração de mecanismos que promovam o controle da ocorrência de falhas e conseqüentes blecautes, dos quais o Brasil vem se tornando vítima freqüente.

O pior evento de uma série de “apagões” ocorreu em 2001 devido à fadiga mecânica provocada por vibrações eólicas. Esse blecaute 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.

¹ Visto que a maior parte das linhas em território nacional foi implantada durante o regime militar.

No que tange às falhas causadas por fadiga provocada por vibração eólica, não é uma questão de avaliar “se” a falha vai ocorrer, mas “quando” ela se dará. Assim, a capacidade de previsão da falha e o conhecimento de que fatores a aceleram são ferramentas fundamentais para o projeto e a manutenção de linhas de transmissão.

É necessário ponderar ainda que, no cenário brasileiro, a segurança das linhas deve estar associada à superação de outros desafios tecnológicos como o problema de travessia de grandes rios característicos da região amazônica. No caso de muitos destes rios, para atravessar uma extensão de 2 km, respeitando a altura mínima para passagens de embarcações, com a aplicação de cargas de esticamento padrão, seriam necessárias torres mais altas que a torre Eiffel (>300m). Isso tornaria o custo mais elevado e a logística de manutenção e construção extremamente complicada. Ademais é na condição de largos vãos sobre rios que a fadiga eólica se torna mais severa, tornando a análise mecânica do problema ainda mais relevante.

A aplicação de cargas de esticamento ou de EDS (Every Day Stress) superior aos 15 a 20% da tração limite de ruptura estabelecido pelas normas (Zetterholm, 1960), pode ser uma excelente resposta para esses problemas, desde que seja possível assegurar que o impacto sobre a vida do condutor não a torne economicamente inviável.

1.2. APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA MECÂNICO

Como já foi exposto, uma das causas mais frequentes de falhas em cabos condutores aéreos é a fadiga causada principalmente pelo movimento de flexão alternada do condutor devido à ação de ventos moderados. Nos cabos condutores aéreos o fenômeno da fadiga apresenta um componente adicional de grande importância, qual seja, o atrito causado pelo deslizamento dos fios do cabo entre si e em relação às ferragens durante a vibração. Resultado do roçamento entre os fios do condutor e destes com o grampo de suspensão que fixa o cabo às torres de transmissão, esse fenômeno conhecido no meio científico como *fretting*, leva à perda de material no interior do grampo de suspensão e dificulta uma abordagem analítica ou numérica graças a sua complexidade. Via de regra, a falha ocorre sobre a região de *fretting*, aumentando a importância de entender este mecanismo. O problema de fadiga em cabos condutores será visto em detalhes posteriormente no Capítulo 3.

Frequentemente a falha nos cabos condutores ocorre na região de desgaste no interior do grampo onde a inspeção visual ou aplicação de sensores para medir as tensões e controlar a

falha não é possível. A localização do dano é feita com base no efeito Joule. Utiliza-se um termógrafo na tentativa de identificar áreas de quebra de fios, pois devido à sobrecarga de corrente nos fios remanescentes ocorre alto gradiente de temperatura. Entretanto este método pode mostrar-se ineficaz, uma vez que os ventos tendem a resfriar a zona de falha, mascarando seus efeitos, como ocorreu com a inspeção realizada no ponto de falha quatro meses antes do apagão de 2001 (USP, 2010 e Azevedo, 2002).

A melhor ferramenta para prever o processo de desgaste no projeto e manutenção de linhas de transmissão para evitar a ocorrência de falhas catastróficas baseia-se na utilização das curvas de Wöhler ou S-N. Essas curvas são resultado de ensaios fadiga, com condições de ensaio o mais próximas possível das condições reais de operação, capturando assim efeitos de grande relevância como o *fretting*.

1.3. OBJETIVOS DO TRABALHO

O presente trabalho é de natureza experimental² e, visa apresentar uma contribuição sobre o estudo dos efeitos do aumento da carga de tracionamento na resistência à fadiga por *fretting* e seu impacto na vida útil de cabos condutores.

Em particular, o trabalho trata do levantamento da curva de durabilidade (Curva de *Wöhler* ou S-N) da montagem do cabo CAA 397,5 MCM – IBIS ao grampo de suspensão mono-articulado, da análise dos efeitos da tensão média, bem como da identificação de características associadas ao aspecto e posicionamento das falhas produzidas nos testes.

É objetivo também realizar uma avaliação da fórmula de Poffenberger-Swart, que é o modelo matemático adotado para correlacionar a severidade das vibrações eólicas em condutores aéreos à sua durabilidade. Por meio de extensometria, busca-se verificar as limitações e a abrangência desta fórmula empírico/análítica a qual é adotada na metodologia de obtenção da curva S-N.

² Para a realização deste estudo experimental, foi utilizada a Bancada para Ensaios Mecânicos à Fadiga de Cabos Condutores de Energia, concebida, montada e que vem sendo desenvolvida no 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. A bancada será descrita no capítulo 4.

1.4. JUSTIFICATIVA TÉCNICA

Dentro do cenário previamente apresentado, esse trabalho justifica-se pelo esforço para a melhor compreensão dos eventos que podem levar à falha linhas de transmissão e em especial da influência do aumento da carga de esticamento na vida dos condutores. A importância do conhecimento dos efeitos mecânicos do aumento da carga de serviço (EDS) está no grande interesse para o setor elétrico na utilização de níveis de tracionamento mecânico diferenciado (Eletronorte, 2009), com aplicações tanto na construção de novas linhas como na recapacitação de linhas em serviço, como será exemplificado a seguir.

Muitas das linhas de transmissão de energia (LTs) no Brasil são provenientes de uma época na qual o país dispunha de pouca tecnologia em relação ao projeto e construção das mesmas. Um número considerável de projetos existentes foi baseado na norma alemã VDE (DIN VDE 210, 1960), que prescrevia distâncias fase/solo menores do que a norma empregada atualmente, a NBR 5422.

Ademais, as reformas de linhas de transmissão através da elevação do cabo, são em muitos casos a melhor alternativa quer por razões técnico-econômicas, quer por demandar menores investimentos, quer pelo menor impacto ambiental (Lavandoscki et al 2005). Dados do setor apontam para uma economia da ordem de 20 a 30% no custo total de uma obra de reforma, conforme Shkaptsov (2008).

Com o crescimento do país que possui dimensões continentais, surgem desafios de implantação de novas linhas, como a que ligará Rondônia a São Paulo, conhecida como Madeira-Araraquara ou “Linhão do Madeira”, que contará com duas linhas de transmissão de 2.375 km de extensão cada, e é o maior empreendimento de transmissão em corrente contínua do mundo.

Para esse projeto, Furnas, que executará uma das linhas, estuda usar cabos feitos somente de alumínio, usando carga de esticamento de 25%, contra os usuais 18% aplicados nos projetos (utilizados para cabos com alma de aço), o que resultaria numa economia de milhões de reais, graças ao menor número de torres, e/ou o uso de torres mais baixas, e/ou menor quantidade de condutor empregado (Eletronorte, 2009). A aplicação de tal abordagem tecnológica resultaria num impacto econômico potencialmente capaz de proporcionar redução de tarifas ao consumidor final. Por outro lado, se a aplicação de tais

cargas resultar em danos precoces nos condutores, certamente o consumidor final sofrerá com aumento de tarifas, assim como também a imagem do país será penalizada.

1.5. O ESTADO DA ARTE

A fadiga caracterizada pela ação de ventos sobre os cabos condutores vem sendo estudada desde o início do século passado com os primeiros casos de danos reportados por Stockbridge (1925) e por pesquisadores como Varney (1926) e Nefzger (1933).

Em 1960, a publicação de Zetterholm, acerca do relatório 213, elaborado pelo sub-comitê SC6 da CIGRÉ, apresentava as conclusões do grupo criado em 1953 para investigar as causas de danos, em linhas de transmissão, em decorrência de vibrações eólicas. Esse relatório 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. O relatório, referido como “EDS Panel”, tabulava para os diversos cabos, valores de tensão de esticamento abaixo da qual o cabo não estaria sujeito a dano (vida infinita), conforme apresentado na Tabela 1.1, reproduzida a seguir.

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

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

Esse padrão, entretanto, mostrou-se insatisfatório uma vez que grande número de condutores apresentava falha mesmo dentro da especificação limite. Assim novos critérios continuaram a ser propostos. O Capítulo 3 deste trabalho dedica-se à sua apresentação detalhada.

Assim, em 1966, o IEEE, Institute of Electrical & Electronic Engineers, propôs um padrão para as medições de vibrações de condutores, baseado na Fórmula de Poffenberger-Swart (1965), que correlaciona tensão nominal na zona de falha ao deslocamento sofrido pelo cabo a uma distância de 3,5” (89 mm) do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão. Essa metodologia, associada ao uso das curvas S-N é a mais empregada até

os dias de hoje para o projeto de linhas de transmissão e será usada na construção das curvas de resistência à fadiga neste trabalho.

Em 1968, Frickle e Rawlins verificaram, por meio de ensaios, um desgaste superficial provocado pelo atrito interno entre fios e ferragens (Figura 1.1), causado pelo contato associado ao movimento relativo de pequena amplitude (desgaste por *fretting*). O estudo reconheceu a importância do fenômeno como fator de aceleração da falha uma vez que a iniciação das trincas ocorria sempre nas marcas de micro deslizamentos nesses pontos de contato.



Figura 1.1– Foto de amostra de cabo ACSR, evidenciando regiões de contato e desgaste.

Em 1970, Moecks fez várias fotos de análises metalográficas relativas ao *fretting* e à quebra de fios, confirmando que a “corrosão friccional” tem uma influência substancial na resistência à fadiga dos condutores encordoados. Dulhunty (1971) também apresentou fotos de fios quebrados próximos ao ponto de fixação dos amortecedores, onde indicava claramente que as marcas de *fretting* eram os pontos de início das trincas. Essa afirmação foi corroborada pelo estudo da CIGRE (1985), que afirma que a falha de cabos condutores de energia ocorre invariavelmente na região de restrição de movimento do cabo, a qual equivale à de maior nível de tensão. Tal região se refere à vizinhança de grampos de suspensão, ou esferas sinalizadoras, ou dispositivos amortecedores.

Uma revisão extensa do processo de iniciação e propagação de trincas em fios de condutores foi apresentada por Rawlins (1979). Várias maneiras de correlacionar à resistência em fadiga do cabo aos dados de vibração medidos em campo foram revisadas e propostas neste trabalho. Entretanto, reconheceu-se que o complexo estado de tensão provocado pelo contato mecânico e a presença de atrito nos fios tornavam a quantificação do problema um desafio extremamente complexo.

O estudo da CIGRE (1979) apresentou recomendações para a avaliação da resistência à fadiga de condutores de linhas de transmissão e demonstrou graficamente que a resistência em fadiga de metais sob condições de *fretting* era substancialmente reduzida com relação à condição sem o *fretting*. Esse mesmo estudo recomendou um método aperfeiçoado para determinação da vida de cabos condutores. Este método, conhecido com Regra de Miner (1959), que considera um acúmulo de dano linear, é usado também na indústria de aviação e na automobilística. O método adota um conceito linear para estabelecer o dano sofrido pelo cabo após certo número de ciclos em cada nível de tensão.

Por meio de testes experimentais, Ramey e Townsend (1981), constataram que, para dado nível de amplitude, o *fretting* é o parâmetro mais importante na determinação da localização das quebras dos fios, bem como na determinação do número de ciclos que causará estas quebras, ou seja, na vida do condutor. A partir deste estudo, 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 nestes elementos.

O trabalho de Preston *et al* (1986) verificou que todos os fios rompiam na região de contato do cabo com o grampo, região onde o desgaste por “*fretting*” estava sempre presente. A maioria dos fios rompidos (aproximadamente 75% deles) pertencia às camadas intermediárias do cabo, onde o desgaste por “*fretting*” foi mais severo. Esse estudo apontava ainda a importância do raio de curvatura do grampo de suspensão para a determinação da falha.

Novas metodologias para a execução de testes de laboratório foram desenvolvidas, com a perspectiva de reproduzir as condições de campo: Gopalan (1993) introduziu o controle de diversas variáveis, Zhou *et al* (1995) desenvolveram um aparato experimental para testes de fadiga por *fretting* dos fios que constituem os cabos condutores.

Tentativas de estabelecer modelos analíticos ou numéricos capazes de retratar o problema dinâmico foram realizadas, destacando-se os trabalhos de Papailiou (1995 e 1997), Dastous (2005) e Hong *et al* (2005). Infelizmente em função da complexidade do problema nenhum trabalho resultou ainda em qualquer regra de projeto aplicável (*design guidelines*).

Por outro lado, mais avanços têm ocorrido no entendimento do *fretting*, como reporta o relatório da CIGRE (1988), que apresentou os princípios básicos do mecanismo do *fretting* em cabos encordoados e relatava que a presença de um pó de cor marrom na região das montagens cabo/grampo como uma indicação de que o processo de falha estava em curso.

Este "pó", constituído de partículas muito duras e abrasivas, é produzido pelo desgaste do alumínio devido ao *fretting*. Segundo Azevedo (2002), em contato com o ar estas partículas se oxidam e ganham uma coloração marrom escura, formando o óxido de alumínio Al_2O_3 . Posteriormente, Azevedo et al (2009), constataram, a presença de partículas de SiO_2 oriundas do grampo de suspensão, cujo formato acicular, parece acelerar o processo de desgaste.

Embora haja uma correlação intrínseca entre a carga de tracionamento aplicada ao condutor e os fenômenos que provocam o desgaste, poucos avanços têm sido realizados nessa área e há ainda a necessidade de expandir o conhecimento do efeito deste parâmetro no processo de desgaste dos condutores. Claren (1978) apresentou um novo conceito para a determinação de tensões em cabos condutores, baseado não apenas na EDS, mas também no tamanho do vão e o peso do condutor, para definir a catenária. O novo critério que adota a razão H/w , é amplamente avaliado por Barret e Motlis (2001). Em 1999, a CIGRÉ incorpora em seu relatório o conceito H/w associando complementarmente condições do terreno e da vegetação para um projeto seguro apenas para cabos sem dispositivos de amortecimento. Em 2001, um novo relatório inclui análise de casos de cabos com dispositivos de amortecimento. Esse critério será apresentado no Capítulo 3.

No que se refere aos efeitos da carga de tracionamento dos condutores, outro relatório da CIGRÉ (2008), afirma que a influência da EDS sobre as relações apresentadas pela curva S-N e seu conseqüente impacto na redução de vida útil do condutor, não é clara, de modo que os resultados apresentados até o momento não são conclusivos para sustentar qualquer hipótese neste campo.

Portanto, verifica-se que não obstante os avanços descritos nessa revisão do estado da arte, vários aspectos relativos à influência das cargas de esticamento sobre a vida dos cabos permanecem, ainda hoje, bastante obscuros, justificando todos os esforços de pesquisa empreendidos nesta área. Neste sentido, este trabalho apresenta uma contribuição para o avanço da fronteira do conhecimento acerca dos efeitos da tensão média sobre a vida de cabos condutores em fadiga por *fretting*.

O mesmo texto (CIGRE, 2008) ressalta a importância da realização de testes que garantam o controle da força prescrita ao longo do ensaio, para a obtenção de resultados confiáveis, justificando assim a realização deste trabalho de investigação científica no Laboratório de

Fadiga e Integridade de Cabos Condutores do ENM/UnB, criado a partir do trabalho de Henriques (2006), que baseado nas recomendações da CIGRE (1985), EPRI (1979) e IEEE (1978), desenvolveu uma bancada e metodologia de ensaios mecânicos à fadiga de cabos condutores, utilizando equipamentos e procedimentos para monitoração e minucioso controle na execução dos testes. Parte do trabalho consistiu em consolidar o Laboratório, promovendo melhorias adicionais capazes de garantir segurança aos equipamentos e estabilidade aos testes.

Assim no desenvolvimento desta tese foi instalada a segunda bancada de ensaios e configurado o sistema de comunicação de dados em rede, capaz de operar simultaneamente ambas as bancadas. Foi realizado também um estudo para superar problemas devidos à variação térmica nas instalações laboratoriais e corrigir seus efeitos sobre os equipamentos, incluindo o projeto de um dispositivo para eliminar vibrações laterais sobre o *shaker* eletromecânico, responsáveis por seguidos danos ao equipamento. Além da adequação do espaço físico, por meio de isolamento térmico e controle da temperatura ambiente.

Testes já realizados no laboratório apontam para dois resultados relevantes: *i*) a fadiga por *fretting* na montagem cabo/grampo reduz a resistência à metade do valor obtido na Curva de Fadiga do Material, *ii*) um comportamento extremamente conservativo da curva S-N adotada internacionalmente para a execução de projetos e manutenção, a Curva Limite de Segurança (Cigre's Safe Border Line - CSBL). Os resultados de ensaios realizados com cabo CAA 636 MCM – Grosbeak mostraram que a CSBL prevê vidas no mínimo oito vezes menores que as obtidas experimentalmente, corroborando resultados apresentados em Castilho *et all* (1999), de testes realizados com cabo LINNET.

1.6. DESCRIÇÃO DA ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta dissertação encontra-se estruturada em seis capítulos, sendo este o primeiro, onde estão descrito os objetivos, o cenário que favorece o surgimento da proposta, os aspectos técnicos relacionados ao problema em estudo, uma revisão do estado da arte, bem como a definição da proposta de tese, apontando para as contribuições do trabalho proposto à pesquisa científica nesta área de conhecimento.

A revisão teórica é abordada no segundo capítulo, onde é feita uma revisão sucinta sobre fadiga, influência da tensão média e *fretting*.

O terceiro capítulo refere-se à apresentação do problema de fadiga em cabos, incluindo os mecanismos de excitação, o problema de fadiga em cabos e as metodologias de projeto utilizadas para estimativa da vida e avaliação da resistência em fadiga dos condutores.

O programa experimental é descrito no quarto capítulo, que se encontra dividido em dois blocos: levantamento da curva S-N, e, aplicação de extensometria para avaliação da Fórmula de Poffenberger-Swart (P-S). Neste capítulo são apresentadas as características dos materiais utilizados nos ensaios, o planejamento dos testes, além da bancada experimental e métodos utilizados para obtenção dos dados para determinação da Curva S-N e das tensões experimentais.

O quinto capítulo refere-se à apresentação e discussão dos resultados obtidos no programa experimental. Este capítulo também aparece subdividido em três partes, sendo a primeira parte relativa à avaliação dos resultados da extensometria para validar a fórmula de P-S e avaliar a influência da tensão média sobre os valores de tensão nominal estática e dinâmica verificados na região de falha. A segunda parte avalia os efeitos da EDS na estimativa da vida útil do cabo condutor estudado. A terceira parte refere-se à análise das falhas encontradas nos ensaios conduzidos nas duas faixas de EDS.

Finalmente, no sexto capítulo, são apresentadas as conclusões e as considerações finais acerca dos resultados obtidos.

CAPÍTULO 2

2. FADIGA - REVISÃO TEÓRICA

2.1. CONCEITO DE FADIGA

Segundo definição da ASTM (*American Society for Testing and Materials*) em sua norma ASTM STP E1823 (1996), “Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre num material sujeito a condições que produzem, num ponto ou em vários pontos, tensões ou deformações dinâmicas, capazes culminar em trincas ou numa fratura completa após um número suficiente de variações de carga”.

As primeiras metodologias formais de estudo do comportamento de materiais metálicos submetidos a esforços cíclicos devem-se a August Wöhler, que na década de 1850 realizou ensaios correlacionando dados de tensão versus número de ciclos até a falha de corpos de prova padronizados, cuja representação gráfica ficou conhecida como “Curva de Wöhler”. Desde então, este procedimento é largamente utilizado para a determinação dos limites de fadiga de materiais de componentes.

A obtenção de conhecimentos no campo da resistência à fadiga tem permitido a exploração de diversos materiais e processos, bem como o desenvolvimento de métodos de concepção e de cálculos de novos componentes e estruturas, baseado na máxima resistência à fadiga, conferindo economia e segurança aos projetos.

2.2. CARACTERIZAÇÃO DO PROCESSO DE FADIGA

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

desfavoravelmente orientados, ou seja, naqueles cujos planos de deslizamento estão alinhados com a direção da tensão cisalhante máxima. Portanto é possível que ocorra um deslizamento apenas em uns poucos grãos, enquanto o restante do material mantém-se perfeitamente elástico. Neste caso como a deformação plástica tem magnitude muito pequena é bastante difícil detectar. Para um material real, não é possível afirmar que, mesmo para tensões abaixo da tensão limite de proporcionalidade, ou do limite elástico, ocorram apenas deformações elásticas.

O processo de fadiga resultante de tensões dinâmicas pode ser dividido em três etapas básicas (Figura 2.1): *i*) nucleação da trinca, *ii*) propagação da trinca, ou crescimento macroscópico, *iii*) ruptura final.

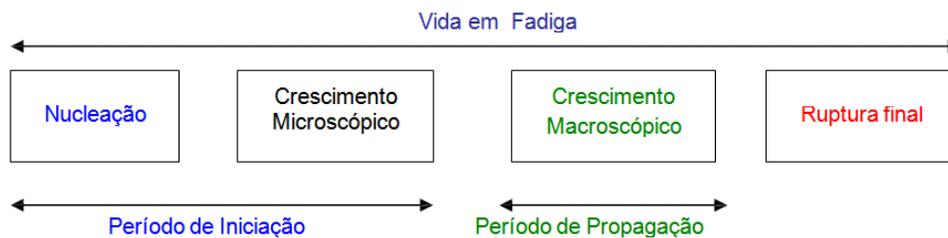


Figura 2.1 – Representação gráfica da estrutura do processo de fadiga.

A primeira etapa referente ao surgimento (ou nucleação) da trinca seguido pelo seu crescimento, não perceptível ao olho nu, em zonas de alta concentração de tensão ou regiões de baixa resistência local como defeitos de superfície (Figura 2.2a).¹

No caso dos materiais dúcteis, a nucleação de fissuras ocorre pela formação de planos de deslizamento provenientes da deformação plástica no grão mais desfavoravelmente orientado (Figura 2.2c). Estes planos de deslizamento surgem já nos primeiros ciclos do carregamento, e com o prosseguimento da solicitação, novos planos vão se formando, para acomodar as novas deformações plásticas, pois, devido ao encruamento do material, cada plano atua uma única vez, apenas durante meio ciclo. 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%

¹ Ranhuras, pequenas trincas de usinagem, pontos de corrosão, mau acabamento superficial ou pontos que sofreram deformação localizada (Fig. 2.2b) e principalmente, formas que compõem cantos em ângulos retos ou entalhes resultantes de falhas de projetos e os defeitos internos tais como, contornos de grão, porosidade acentuada e solidificação

da vida em fadiga as bandas de deslizamento já estão plenamente formadas na superfície do material (Branco,1996).

Para as regiões livres de defeitos, as trincas podem ser nucleadas por concentração localizada de tensão, provocadas por deformações locais em bandas de deslizamento particulares. (Garcia *et al*, 2000). A Figura 2.2 apresenta os elementos de nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos.

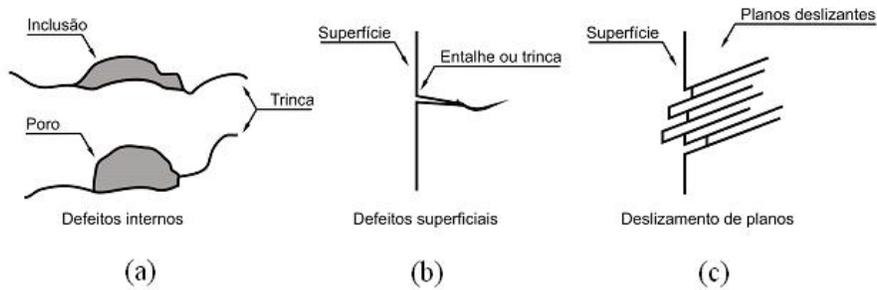


Figura 2.2 – Nucleação de trincas em componentes sujeitos a esforços cíclicos (Garcia et al, 2000).

A Figura 2.3 ilustra os dois mecanismos físicos atuando no processo do crescimento das trincas. Sob uma carga cíclica, planos deslizantes na micro-estrutura do grão do material se movem para frente e para trás, provocando micro extrusões e intrusões na superfície do componente (Figura 2.2c).

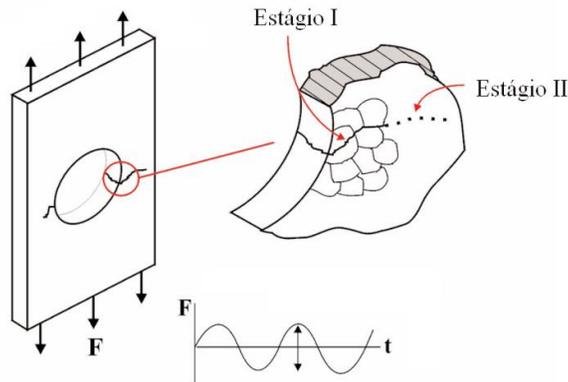


Figura 2.3 – Mecanismo de crescimento da trinca.

A trinca é pequena demais para ser visualizada (apenas 10 micron de altura). São consideradas trincas embrionárias (Estágio I). Quando a micro trinca no Estágio I atinge as bordas do grão, o mecanismo a transfere para o grão adjacente. As micro trincas no Estágio I crescem na direção do cisalhamento máximo, atingindo 45° na direção da aplicação da carga. Ao atingir o tamanho de aproximadamente três grãos, a trinca altera seu

comportamento tornando-se grande o suficiente para formar uma concentração geométrica de tensão (Estágio II). As trincas no Estágio II criam, então, uma zona de tração plástica em sua extremidade e, além desse ponto, crescem na direção perpendicular ao da carga aplicada.

Para um caso particular de tensão média não nula a Figura 2.4 permite observar que a concentração de tensão² na ponta da trinca, favorece o deslizamento de planos de 45° com o plano da trinca. Além disso, em resposta à deformação plástica localizada, a ponta da trinca torna-se curva com a aplicação de tensões de tração, sendo que na recuperação da tensão (ou tensão de compressão), a ponta é comprimida, formando novamente uma ponta aguda. Deste modo, o processo volta a repetir em cada ciclo de tensão, com um avanço relativo do comprimento da trinca de Δa , a cada novo ciclo.

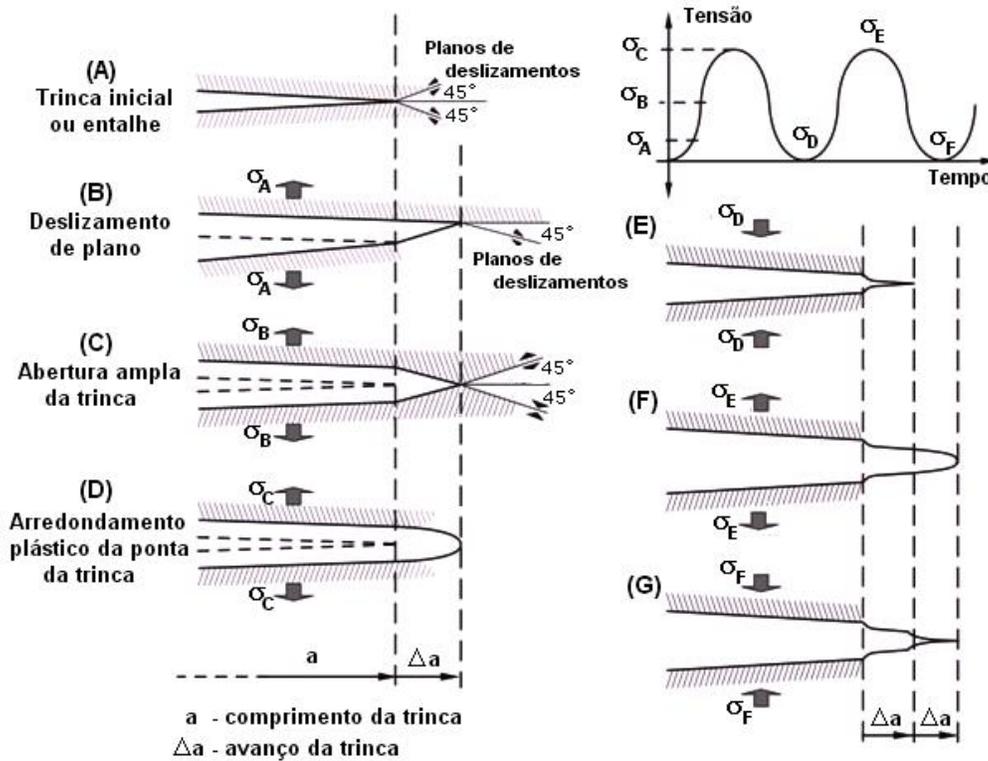


Figura 2.4 – Processo de avanço de trinca por fadiga, (Garcia et al, 2000 – modificado)

² Como se pode observar a tensão média σ_B , mostrada no gráfico de tensão alternada (Figura 2.4), revela que a estrutura opera em regime cíclico sob tração.

Ainda, segundo Garcia *et al* (2000), a trinca em fadiga avança de maneira progressiva e cíclica, e a cada novo ciclo de tensão (abertura/fechamento), deixa na macroestrutura da superfície de fratura, marcas características que podem ser observadas ao microscópio eletrônico, chamadas de marcas de praia ou “*beach marks*”, conforme se vê na Figura 2.5A.

Essas marcas apresentam-se curvadas em relação à origem da falha, permitindo investigações que conduzam a identificação do ponto de início do processo de fratura.

Pode-se observar que, de maneira geral nas marcas de praia, as bandas mais claras representam uma propagação basicamente plana (níveis de tensão mais baixos), já as mais escuras, correspondem a uma propagação tortuosa e, mostrando-se rugosas (níveis de tensão mais elevados). Dentro das marcas de praia há dezenas ou centenas de estrias.

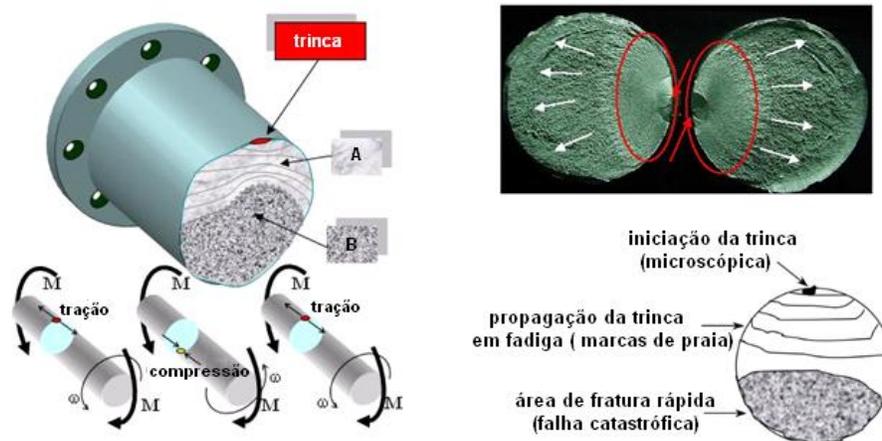


Figura 2.5 – Aparência típica de superfície onde ocorreu fratura por fadiga.

A terceira e última etapa é a ruptura final, também chamada de falha catastrófica (zona B mostrada na Figura 2.5), a qual ocorre quando é atingido o limite de tenacidade à fratura ou o valor crítico do comprimento da trinca, a_c , momento em que a seção transversal da peça remanescente não suporta a carga aplicada.

No detalhe esquemático da Figura 2.5, vê-se a representação de processo de fratura por fadiga cujo material é aço, mostrando o início da trinca (normalmente na superfície), a área de propagação da trinca de fadiga (marcas de praia) e a área da ruptura final.

A ruptura pode apresentar características diversas: dúcteis ou frágeis, dependendo do material e dos níveis e do tipo de tensão a que a peça é submetida. Assim, por exemplo,

elementos submetidos à tensão média negativa (em flexão cíclica sob compressão) terão a dinâmica do processo de falha por fadiga diferente daqueles submetidos a tensões médias positivas (operando sob tração e esforços cíclicos de flexão), pois neste caso há uma tendência a favorecer o crescimento da trinca.

2.3. DEFINIÇÕES FUNDAMENTAIS E CLASSIFICAÇÃO

A fadiga só ocorre se a tensão sofrida pela peça variar com o tempo. Desta forma, a compreensão deste fenômeno cíclico depende do conhecimento dos ciclos de carregamento, que traduzem a variação da tensão aplicada ao componente no tempo.

Segundo (Branco *et al*, 1986), a classificação dos tipos de ciclos de tensão de fadiga pode ser feita em dois grandes grupos: *i) ciclos com amplitude de tensão constante* (alternado, repetido e pulsante) (Figura 2.6a e b), e, *ii) ciclos com amplitudes de tensão variável* (em blocos (Fig. 2.8c), e irregular ou aleatório (Figura 2.6c)

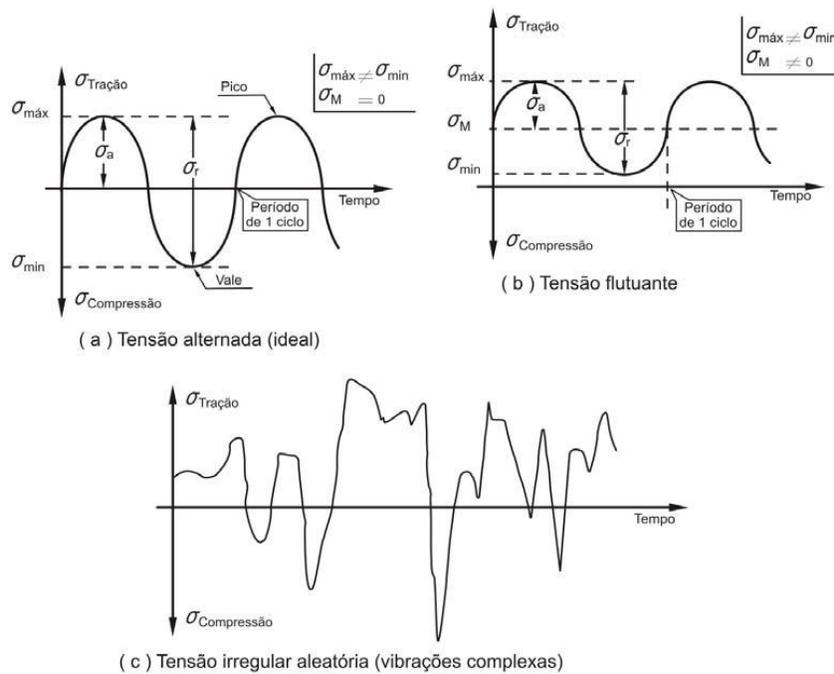


Figura 2.6 – Tipos de tensões cíclicas em fadiga: (a) Tensão Alternada Reversa; (b) Tensão Repetida Flutuante e (c) Tensão Irregular Aleatória, (Garcia *et al*, 2000 - modificado)

Os principais parâmetros utilizados para descrever ciclos de tensão de fadiga estão ilustrados na Figura 2.7, que mostra no eixo das ordenadas a tensão aplicada, e no eixo das

abscissas o número de ciclos ou tempo. Denomina-se ciclo de tensão a menor parte da função tensão (carga) que é periódica e repetida.

A forma de carregamento apresentada na Figura 2.7 é mais empregada na caracterização da curva de resistência à fadiga de materiais é a onda senoidal dada pela Equação (2.1).

$$\sigma = \sigma_m + \sigma_a \text{sen}(2\pi ft) \quad (2.1).$$

E os parâmetros são descritos a seguir:

A relação entre o tempo e o número de ciclos é dada pela equação (2.2).

$$f = \frac{N}{t} \quad (2.2).$$

onde, f é a *frequência* de aplicação da carga em ciclos por segundo, N é o *número de ciclos* e t é igual ao *tempo* correspondente ao número de ciclos em segundo ou minutos.

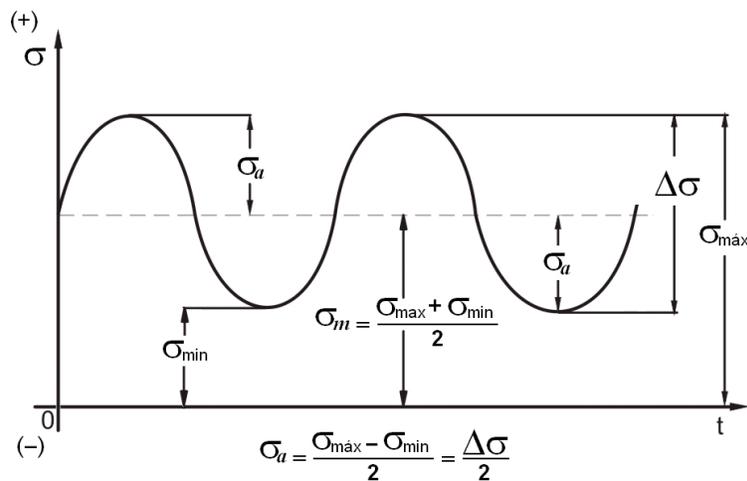


Figura 2.7 – Parâmetros para descrever os ciclos de fadiga de amplitude constante.

A amplitude de tensão ou componente alternada, σ_a , é definida como a diferença entre a tensão máxima, σ_{\max} ou a tensão mínima, σ_{\min} e a tensão média, σ_m , conforme a equação

$$\sigma_a = \sigma_{\max} - \sigma_m = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (2.3).$$

Assim, a *tensão média*, σ_m , ou seja, o valor médio da tensão experimentada no ciclo é dado pela equação:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (2.4).$$

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

$$\Delta\sigma = 2\sigma_a = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (2.5).$$

No ciclo de tensões alternado (Figura 2.8a), a tensão média (σ_m) é nula e a tensão máxima (σ_{\max}) é igual, em módulo, à tensão mínima negativa ($-\sigma_{\min}$). Já no ciclo repetido (Figura 2.8b), a tensão média (σ_m) é diferente de zero, podendo ser positiva (tração) ou negativa (compressão). No caso específico onde a tensão mínima (σ_{\min}) é nula, o ciclo é chamado pulsante (ciclo de carregamento mostrado na Figura 2.4).

A tensão média (σ_m) é normalmente quantificada pela *razão de tensão*, R , a qual é definida pela equação:

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (2.6).$$

Assim, no caso de um ciclo alternado de tensões, onde os valores absolutos da tensão máxima e mínima são iguais, tem-se que $R = -1$, e no repetido ou flutuante, $R = 0$.

A Figura 2.8 representa graficamente as classificações dos tipos de ciclos de tensão em fadiga. Para uma melhor compreensão, pode-se imaginar um eixo rotativo funcionando a velocidade constante e sem sobrecarga. Neste caso determinado ponto da superfície estará sujeito a tensão alternada dada à flexão do eixo no qual a parte inferior encontra-se sob tração e a superior sob compressão. Este caso se aproxima a um ciclo alternado de aplicação de tensão na forma senoidal (Figura 2.8a), com tensão média nula. Para este tipo de ciclo de tensão, as tensões máximas (picos) e mínimas (vales) são iguais em valor absoluto, sendo tensões de tração (positivas) e as de compressão (negativas) respectivamente. Na Figura 2.8b é apresentado um tipo de ciclo de tensão, que se repete em torno de uma tensão média (σ_m) não nula, chamado de repetido, no qual os valores em módulo da tensão máxima (σ_{\max}) e da tensão mínima (σ_{\min}) não são iguais. Este ciclo pode se deslocar na direção do eixo das ordenadas, situando-se totalmente no campo da tração ou da compressão, ou ainda há situações em que as tensões máximas e mínimas tenham sinais opostos. Note-se que no gráfico indicado, a tensão média é

positiva indicando que na condição de repouso a estrutura encontra-se tracionada, apresentando um nível de tensão inicial $\sigma_m > 0$.

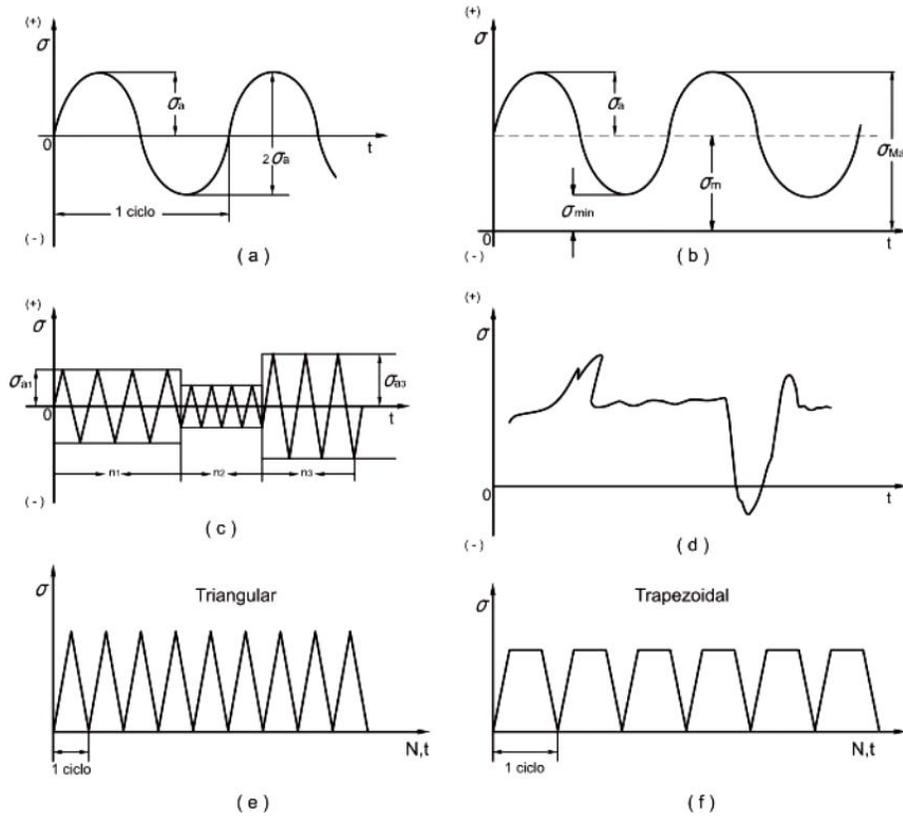


Figura 2.8 – Tipos de ciclos de tensão de fadiga, (a) Alternado; (b) Repetido; (c) Blocos; (d) Irregular ou aleatório; (e) Ciclos com onda de tensão triangular e trapezoidal. (Branco *et al*, 1986 - modificado)

A Figura 2.8c apresenta um tipo de ciclo de carregamento no qual a amplitude tensão varia por blocos, que consistem em uma sucessão bem definida de ciclos de tensão. Neste caso cada bloco é caracterizado pela amplitude de tensão alternada (σ_a), pela tensão média (σ_m) e pelo número de ciclos de carregamento em que o par (σ_a, σ_m) ocorre.

Observando-se a sollicitação das molas da suspensão de veículos que trafegam em estradas não pavimentadas, ou das asas de um avião, sobrecarregadas por corrente de vento, tem-se a variação do ciclo de tensão irregular ou aleatória, como pode ser observada na Figura 2.8d, representando um carregamento aleatório.

De maneira geral, um ciclo de tensões pode ser definido por uma função, que é chamada de onda de tensões e pode ter várias formas tais como, senoidal (Figura 2.8a,b), linear ou triangular (Figura 2.8e), trapezoidal (Figura 2.8f), exponencial, parabólica, entre outras.

2.4. MÉTODOS DE PREVISÃO DA VIDA EM FADIGA

Na prática, ensaios de resistência não podem ser aplicados em todos os projetos. Na maioria das aplicações, o projeto de vida livre de fadiga exige que se leve em consideração as cargas previstas em serviço e os materiais empregados nos componentes. Normalmente utilizam-se critérios de projeto para evitar que a falha ocorra ou aqueles que permitem a operação em presença de falha dentro de limites de segurança (o componente é substituído bem antes da falha catastrófica).

Assim surgem três métodos clássicos de previsão da vida do componente sob esforços cíclicos, que são baseados nos dois principais critérios para projeto em fadiga: *i*) projetos para vida segura (método S-N e ϵ -N) e *ii*) projetos para falha segura (Método da Mecânica de Fratura Linear Elástica, MFLE), que serão descritos a seguir:

2.4.1. Método Tensão x Vida (S-N)

Esta abordagem utiliza as tensões nominais na região do componente em análise. A tensão nominal que resiste aos carregamentos cíclicos é determinada considerando-se as tensões médias e fazendo-se ajustes para os efeitos concentradores de tensão como furos, ranhuras, chanfros e rasgos de chaveta. Esta é a chamada abordagem baseada em tensões que atuam no regime elástico do material.

Excitações são caracterizadas por baixas cargas e altos números de ciclos³, sendo o fenômeno usualmente chamado de *Fadiga de Alto Ciclo* ou *Fadiga Controlada por Tensão*. Baseado na metodologia desenvolvida por Wöhler, apresentada em detalhes no item 2.1.5 é o método mais fácil de se implementar. Mostra-se inadequado para fadiga de ciclo baixo onde os componentes apresentam áreas de plasticidade (devido à baixa precisão).

2.4.2. Método Deformação x Vida (ϵ -N)

Essa técnica é baseada em deformações, envolvendo uma análise mais detalhada da deformação plástica em regiões localizadas (concentradores de tensão), onde a deformação

³A definição de alto número de ciclos depende do material, em geral refere-se à ordem de milhões de ciclos. Em metais é da ordem de 10^5 (Dowling, 1999).

atinge valores significativos dentro de cada ciclo. São normalmente altas cargas e baixo número de ciclos, valor inferior a 10.000 ciclos, sendo o fenômeno chamado de *Fadiga de Baixo Ciclo* ou *Fadiga Controlada por Deformação*. O conceito de fadiga de baixo-ciclo foi defendido por Coffin (1954) e Manson (1954), para quem a análise é desenvolvida pela combinação da deformação (strain) e número de ciclos.

2.4.3. Método da Mecânica de Fratura Linear Elástica (LEFM)

Essa abordagem é a baseada na teoria de mecânica da fratura, que trata especificamente do crescimento de trincas. Esse método assume que uma trinca já está presente e foi detectada, e prevê seu crescimento em relação à intensidade da tensão. Essa metodologia pode ser prática quando aplicada a grandes estruturas juntamente com códigos de computador e inspeções periódicas.

Neste trabalho adota-se o método da vida S-N por tratar-se o problema de fadiga de alto ciclo uma vez que o fenômeno ocorre no decorrer de anos, sob a ação dos ventos no cabo e, em geral, demanda milhões de ciclos até a ocorrência da falha. Uma vez que não há possibilidade do controle de crescimento da trinca em função de sua localização, o método LEFM não é sequer considerado.

2.5. O MÉTODO S-N OU CURVA DE WÖHLER

A abordagem mais tradicional para o projeto de resistência à fadiga surgiu durante as décadas de 1850 e 1860, quando o engenheiro August Wöhler estabeleceu um gráfico para avaliar resultados de testes de fadiga em eixos de trens sujeitos a flexão rotativa.

Os principais resultados de seu trabalho foram: *i)* a determinação da curva de tensão aplicada em função do número de ciclos necessários para que ocorra a ruptura do material, intitulada na literatura técnica como Curva de Wöhler ou Curva S-N (*S-stress* e *N-number of cycles*); *ii)* a identificação de uma tensão limite de resistência à fadiga para aços. Ainda hoje esta curva é a forma mais utilizada para apresentar os resultados dos ensaios de fadiga.

2.5.1. Determinação da Curva S-N

Cada ponto da curva S-N é obtido ao se submeter corpos de prova do material à determinada amplitude de tensão alternada (S) que se mantém constante durante todo o ensaio, até que a falha ocorra após determinado número de ciclos (N)⁴.

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 $R = -1$.

Como procedimento inicial, o corpo de prova é submetido a um ciclo de tensões com uma tensão máxima geralmente elevada, quase sempre a uma tensão de 2/3 do limite de resistência à tração do material ensaiado. Repete-se esse procedimento com outros corpos de prova, diminuindo-se gradativamente a tensão aplicada até que se atinja uma tensão máxima onde não haja a ruptura do corpo de prova (Garcia *et al*, 2000). Após obter a tensão máxima sem ruptura, aumenta-se a tensão gradativamente nos corpos de prova seguintes, até se conseguir a menor tensão correspondente a esse patamar (Fig. 2.9). Essa tensão de inflexão da curva será a tensão limite de resistência à fadiga do material (σ'_f).

O número de ciclos é colocado no eixo das abscissas, geralmente em escala logarítmica e no eixo das ordenadas registram-se os níveis de tensão experimentados pelas amostras. Em alguns casos o uso da escala logarítmica facilita a comparação dos dados, pois fornece curvas de diversos materiais da mesma forma, além de facilitar e diminuir a escala de N (Souza, 1982).

O número de ciclos até a falha por fadiga do material em dado nível de tensão σ_a é dado por N_f . É possível estabelecer a correlação entre os níveis de tensão experimentados por dado material e a número de ciclos ao qual este resiste em fadiga, em função da tensão limite de resistência à fadiga do material por meio da equação de Basquim, expressa a seguir:

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.7),$$

onde b é o expoente de resistência à fadiga (ou expoente de Basquim). O parâmetro b é obtido a partir de ensaios uniaxiais em corpos de prova não entalhados.

⁴ Em geral, caso a ruptura não ocorra até que 10^7 ou 10^8 ciclos (considerado um ensaio muito longo e economicamente indesejável), o ensaio é interrompido e considera-se que o material apresentou vida infinita

A Figura 2.9 apresenta esquemático de curvas S-N para um aço macio e uma liga de alumínio, sob ciclo de carregamento com tensão média nula.

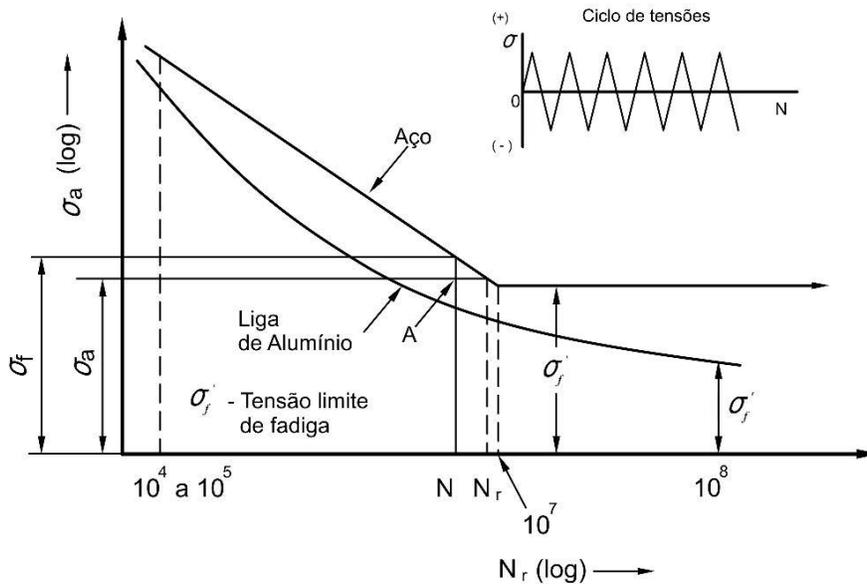


Figura 2.9 – Curvas S-N esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio, (Branco, 1986).

O número de ciclos no eixo das abscissas será classificado em três regiões distintas:

A primeira na qual $N_r < (10^4 \text{ a } 10^5)$, é chamada de zona de fadiga de baixo número de ciclos, fadiga de baixo ciclo ou *fadiga oligocíclica*. Nesta zona as tensões e extensões na peça são predominantemente plásticas. Nesta zona, muitos ensaios são feitos controlando a deformação plástica (ϵ -N) em vez de carga ou tensão (S-N). A fadiga oligocíclica tem leis de comportamento próprias, as quais não serão objeto de estudo deste trabalho.

Na segunda região, onde $10^7 > N_r > 10^4 \text{ a } 10^5$, quanto maior a amplitude de tensão (σ), aplicada, menor será o número de ciclos até a falha, N_f .

Na terceira região, $N_r > 10^7$, para os aços e o titânio, a curva S-N torna-se horizontal a partir de uma determinada tensão limite (σ'_f), que funciona como assíntota da curva. Para tensões abaixo desta tensão limite, denominada tensão limite de fadiga, o material poderá provavelmente suportar um número infinito de ciclos sem romper. Entretanto, este comportamento não pode ser generalizado porque em muitos metais não ferrosos, como o alumínio, magnésio e ligas de cobre, a curva S-N tem uma inclinação que decresce

gradualmente com o número de ciclos de ruptura. Estes materiais não têm um limite de fadiga verdadeiro porque a curva S-N nunca se torna assintótica ao eixo das abscissas.

Ainda segundo Branco *et al*, nos materiais que não tenham limite de fadiga verdadeiro (como o alumínio) pode se definir uma tensão limite de fadiga para 10^8 ciclos (Figura 2.9).

Chama-se resistência à fadiga, a tensão alternada σ_a que aparece indicada no eixo das ordenadas da curva S-N (Figura 2.9). A resistência à fadiga se define, portanto, sempre em relação a uma determinada duração ou número de ciclos até a falha, exceto para a tensão limite de fadiga, que corresponde a uma duração provavelmente infinita.

Segundo Dowling (1999), através dos dados experimentais de um ensaio de fadiga uniaxial, gera-se o gráfico S-N em escala log-linear, cuja curva pode ser aproximadamente representada pela seguinte equação:

$$\sigma_a = S_a = C + D \log(N_f) \quad (2.8),$$

na qual C e D são parâmetros constantes do material. Este gráfico também pode ser apresentado em escala log-log onde a equação linearizada é:

$$\sigma_a = S_a = A(N_f)^B \quad (2.9),$$

Os parâmetros A e B em (Eq. 2.8), referem-se a constantes do material e são obtidos após o levantamento da curva experimental.

2.5.2. Fatores que Influenciam na Curva S-N

A curva S-N é traçada a partir dos resultados de ensaios realizados em corpos de prova padrão, em ambiente de laboratório. Portanto as resistências à fadiga ou os limites de fadiga obtidos nestes ensaios devem ser modificadas para considerar, em seus valores finais as diferenças entre os corpos de prova e a peça real que está sendo projetada. dentre os fatores de redução da resistência à fadiga obtida em laboratório destacam-se: fator de acabamento superficial (k_a), fator da escala (k_b), fator de carga (k_c), fator de temperatura (k_d) e fator para outros efeitos (k_e). Assim, a tensão limite de fadiga da peça real (S_e) pode ser obtida através da Equação 2.9, cujos parâmetros estão tabulados na Tabela 2.1, que usa os valores apresentados no gráfico da Figura 2.10 para corrigir k_a .

$$S_e = k_a k_b k_c k_d k_e S'_e \quad (2.10),$$

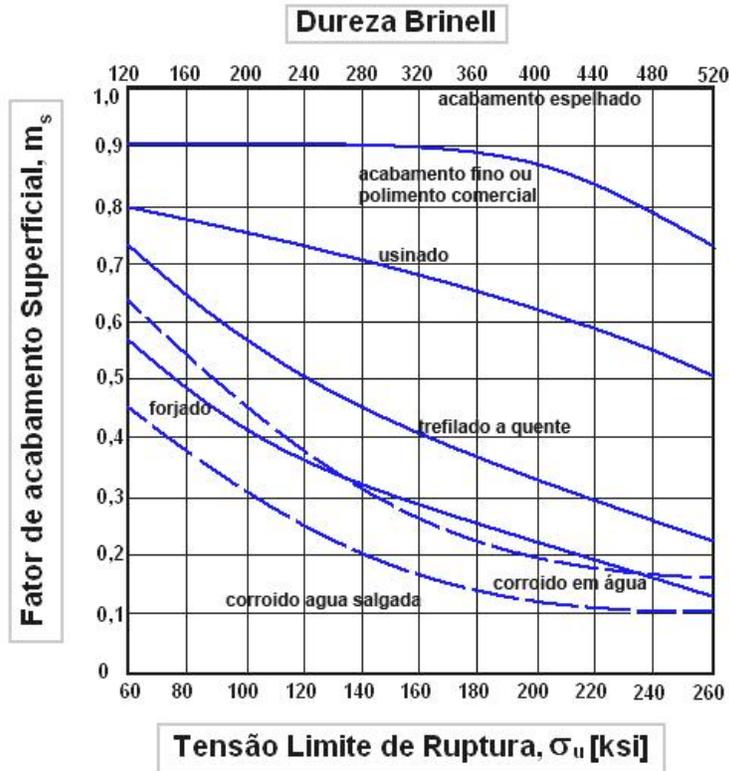


Figura 2.10 – Fatores de correção para curvas S-N em função do acabamento superficial (Juvinal, 1967).

Tabela 2.1 – Parâmetros usados para estimar Curvas S-N (Dowling, 1998, modificado).

PARÂMETRO		APLICABILIDADE	Juvinal (1991)	Shigley (1989)		
Fator de Acabamento Superficial	k _a	Polida	1,0	1,0		
		Laminada	Ver Fig.2.10	1,58σ _u 0,085		
		Maquinada/lamin.a frio	Ver Fig.2.10	4,51σ _u 0,265		
Fator de Escala (dimensão da peça)	k _b	Flexão ou Torção ⁵ d ≤ 10 mm	1,0	[d/7,62mm] ^{-0,1133}		
		d =10 a 50 mm	0,9	[d/7,62mm] ^{-0,1133}		
		d =51 a 100 mm	0,8	0,6 a 0,75		
		d =100 a 150 mm	0,7	0,6 a 0,75		
		Axial	0,7 a 0,9 ⁶	1,0		
Fator de Tipo de Carregamento	k _c	Flexão	1,0	1,0		
		Axial	1,0	0,929 ⁷		
		Torção	0,58	0,58		
Fator de Limite de Fadiga em Flexão	S _e	Aços, σ _u ≤ 1400MPa				
		Aços de maior resistência	0,5	0,5		
		Ferro fundido e Ligas de Al - σ _u ≤ 325MPa	≤0,5	σ _{erb} =700 MPa		
		Alumínio de maior resistência	0,4	-		
		Ligas de Magnésio	σ _{erb} =130 MPa	-		
Constantes para o ponto N _{f=10}	m'	Flexão ou Torção	m'=0,9 k _f '= k _f	m'=0,0 k _f '= 1		
	k _f '	Axial com pouca excentricidade	m'=0,75 k _f '= k _f	m'=0,9 k _f '=1		
Ponto Limite para Vida em Fadiga	S _e '	Aços, Ferros fundidos	10 ⁶	10 ⁶		
		Ligas de Alumínio	5x10 ⁸	-		
		Ligas de Magnésio	10 ⁸	-		
Fator de Temperatura Shigley (1989)	k _d	$k_d = \frac{S_T}{S_{RT}}$ ⁸	Temp. [°C]	S _T /S _{RT}	Temp. [°C]	S _T /S _{RT}
			20	1,000	350	0,943
			50	1,010	400	0,900
			100	1,020	450	0,840
			150	1,025	500	0,766
			200	1,000	550	0,670
			250	1,000	600	0,546
			300	0,975		

⁵ Para Shigley, para flexão reversa, não rotativa, substituir d por $d_e=0,37d$ em seções circulares e $0,81 \sqrt{bh}$ para seções retangulares.

⁶ Use apenas para $d < 50$ mm e use o valor maior se a excentricidade for pequena.

⁷ Se $\sigma_u > 1520$ MPa, use $mt=1.0$

⁸ S_T é igual à resistência à temperatura de operação, e S_{RT} é igual à resistência à temperatura ambiente.

2.5.3. Efeito da Tensão Média sobre a Vida em Fadiga

A tensão média é um dos fatores que influencia a resistência à fadiga e, portanto deve ser avaliada com critério. No presente trabalho um dos pontos de maior relevância é a avaliação do efeito da tensão média nos cabos condutores uma vez que estes elementos estruturais operam sob ação de cargas de esticamento que estão diretamente relacionadas às cargas de contato entre os fios do cabo e as estruturas de suporte e desta forma alteram a severidade do *fretting* presente no processo de fadiga, como será visto em detalhes no próximo capítulo.

A maioria dos resultados experimentais de resistência à fadiga encontrados na literatura foi determinado para condições de ciclo alternado de tensões com $\sigma_m=0$. Porém, frequentemente podem ocorrer situações em que $\sigma_m \neq 0$. Nestes casos, as curvas de resistência à fadiga sofrem alterações significativas.

Conforme se vê na Figura 2.12, onde a amplitude de oscilação, σ_a é função de N , para diferentes valores de tensão média, é necessária uma queda da amplitude dinâmica, σ_a , para que se obtenha a mesma vida à medida que aumenta a tração aplicada.

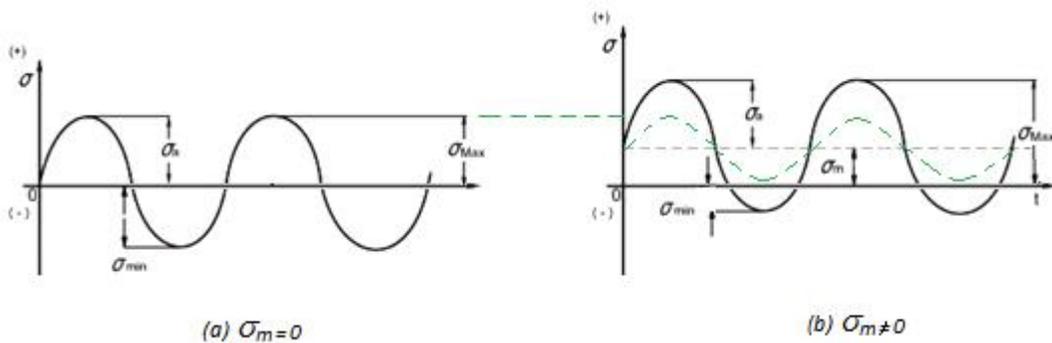


Figura 2.11– Variação da tensão alternada no limite de tensão máxima de acordo com a tensão média.

Curvas como esta, levantada para uma liga de alumínio 7075-T6, não estão geralmente disponíveis. Cada uma das curvas que compõem esta figura consome cerca de 50 corpos de prova o que gera custos elevados. Ainda que fosse barato e fácil obter uma curva $\sigma_a \times \sigma_m$, ela nem sempre corresponderia exatamente com a tensão média atuante no componente de interesse. Uma forma diferente de analisar os dados da Figura 2.12 consiste em plotar os pares de valores (σ_a, σ_m) que produzem as mesmas vidas. O resultado são curvas que correspondem a uma mesma vida em fadiga (daí o nome de diagramas de vida constante DVC) em coordenadas $\sigma_a \times \sigma_m$ como mostrado na Figura 2.13.

É mais fácil visualizar na Figura 2.12 a redução que se faz necessária na amplitude das tensões para obter a mesma vida quando a tensão média cresce no sentido trativo.

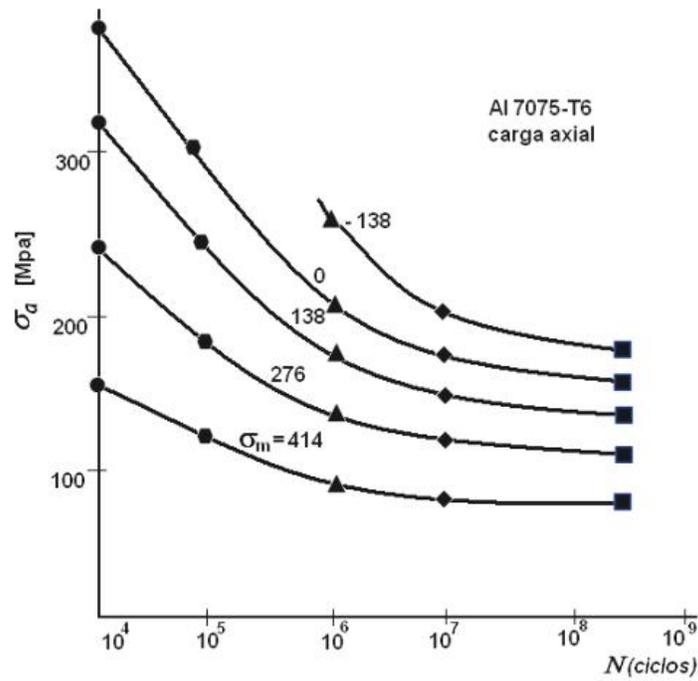


Figura 2.12– Diagrama com tensão média variando para o alumínio 7075-T6 (Dowling, 1999).

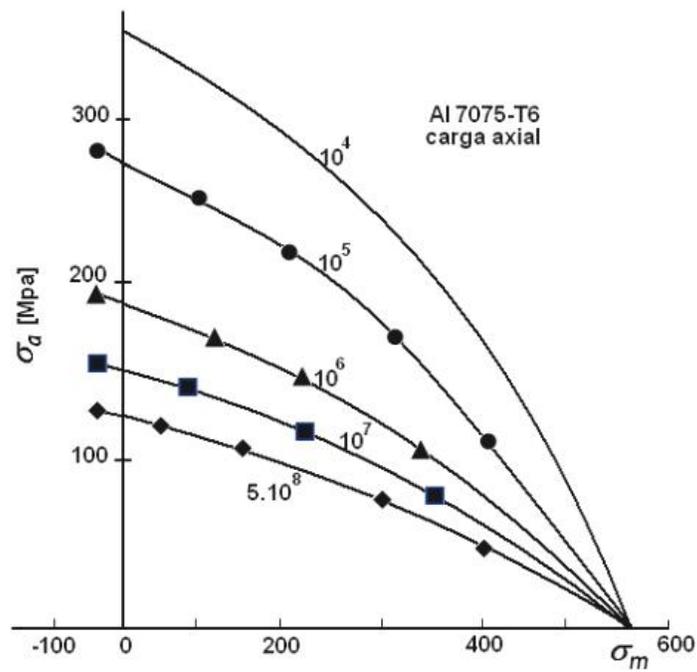


Figura 2.13 – Diagrama de vida constante para o alumínio 7075-T6 (Dowling, 1999).

A Figura 2.14 apresenta os dados da Figura 2.13 de uma forma adimensional dividindo a amplitude das tensões para qualquer razão de carga σ_a (R) pela amplitude em $R = -1$, já definida acima como σ_{ar} (*tensão normal média*). Desta forma é possível consolidar os dados correspondentes a vários níveis de tensões médias e de vidas em uma única curva, cujo ajuste fornece uma equação representativa do efeito das cargas médias na resistência à fadiga. Observe que a tensão média σ_m deve se aproximar do limite de ruptura do material, S_u quando a amplitude das tensões aplicadas se aproxima de zero. Por este motivo a interseção no eixo das abscissas do diagrama de vida constante normalizado deve acontecer em $\sigma_m/S_u=1$.

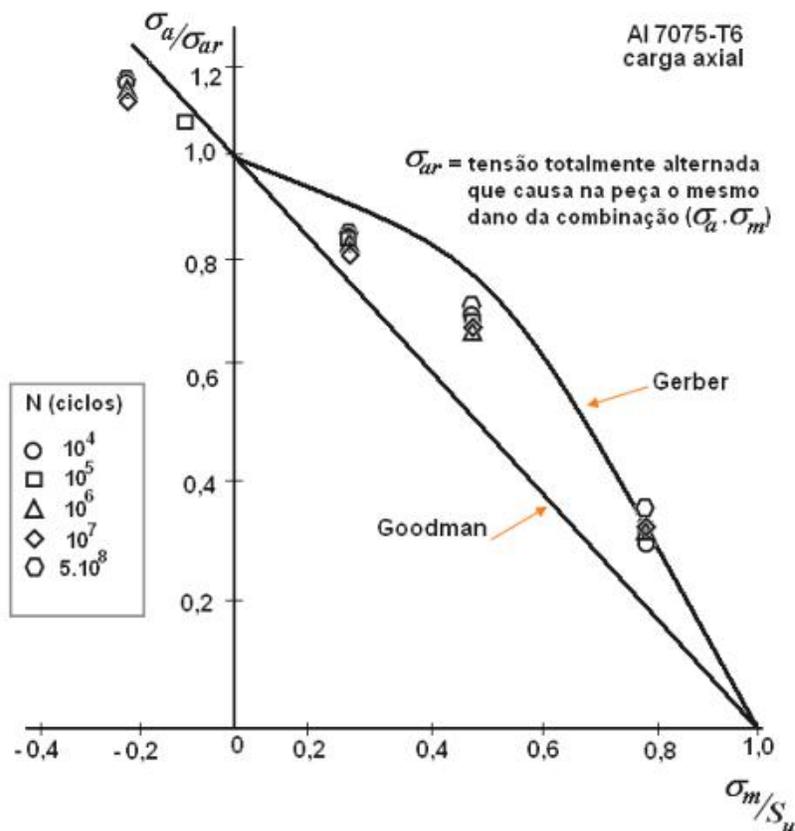


Figura 2.14 – Diagrama de amplitude de tensão média normalizada para Al 7075-T6 (Dowling, 1999).

Os primeiros estudos para estabelecer o efeito da tensão média no limite de fadiga do material foram iniciados por Goodman em 1899, e a partir de então, várias outras teorias procuraram traduzir matematicamente os resultados experimentais nos quais se investigava este efeito, dentre elas se destacam Gerber e Soderberg. Tais expressões são as seguintes:

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

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right)} \quad (2.11),$$

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

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right)^2} \quad (2.12),$$

Equação de Soderberg (Estados Unidos, 1930), para projetos mais conservadores:

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_y}\right)} \quad (2.13),$$

Equações de Morrow (Estados Unidos, anos 1960), para aços dúcteis onde $\sigma_f' > \sigma_u$. Este modelo é menos sensível à tensão média.

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f'}\right)} \quad (2.14),$$

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{\left(1 - \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_{fB}}\right)} \quad (2.15),$$

Equação STW, de Smith-Thomson-Watson (Estados Unidos, anos 1960), aplicável a todos os materiais, pois não possui variáveis relativas ao material.

$$\sigma_{ar} = \sqrt{\sigma_{\max} \sigma_a} \quad (2.16),$$

$$\sigma_{ar} = \sigma_a \left(\frac{2}{1-R}\right)^2 \quad (2.17),$$

onde σ_m é a tensão normal média, σ_{ar} é o limite de fadiga para $\sigma_m=0$ e σ_a é o limite de fadiga em presença de $\sigma_m \neq 0$, σ_y é a tensão limite de escoamento do material, σ_u o limite de resistência, σ_f' é o coeficiente de resistência à fadiga e $\tilde{\sigma}_{fB}$ é a tensão verdadeira de resistência à fadiga.

As curvas padrão indicadas por estes pesquisadores permitem correções dos efeitos do valor da tensão média não nula sobre a vida em fadiga, utilizando dados obtidos em uma tensão padrão, sendo muito úteis, pois, pode-se extrapolar o comportamento do material a partir das curvas com tensão média nula. A representação gráfica comparativa dos métodos é apresentada na Figura 2.15.

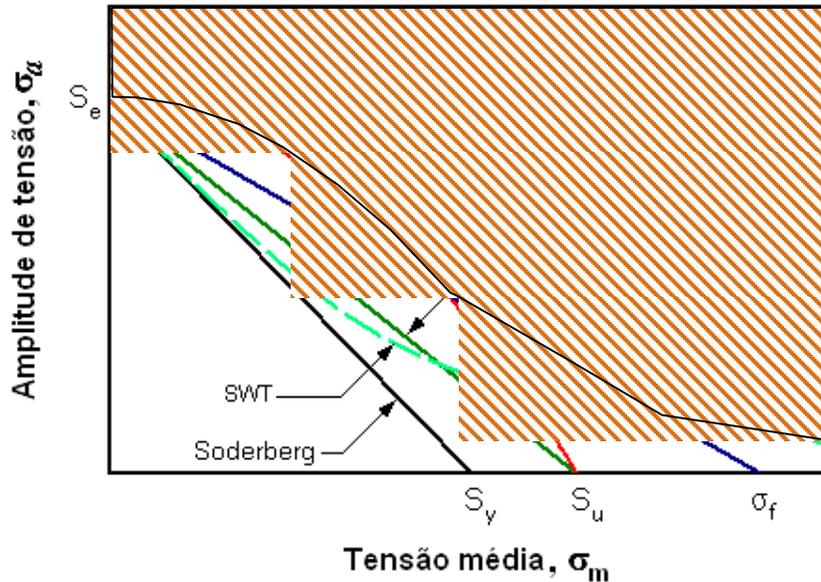


Figura 2.15 – Comparação dos critérios de tensão média para resistência à fadiga ($\sigma_a \times \sigma_m$).

Estes diagramas permitem estabelecer zonas de projeto seguro. Se um ponto representativo do ciclo de tensões estiver localizado no interior destes diagramas, não haverá ruptura por fadiga. Conseqüentemente ficando fora dos limites estabelecidos pelas curvas, haverá ruptura por fadiga (região de vida finita hachurada à direita).

Segundo Branco *et al* (1986), para análise comparativa entre os três modelos, as curvas poderão ser representadas pela seguinte equação:

$$S_a = \sigma_a = \sigma_{aeq} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{rt}} \right)^x \right] \quad (2.18),$$

onde σ_{aeq} é a tensão limite de fadiga no ciclo alternado com $\sigma_m = 0$ para cada critério. Assim, x é igual 1, para a reta de Goodman, x é igual a 2, para a curva de Gerber. Nesta equação, para a reta de Soderbeg, σ_u deverá ser substituída pela tensão de escoamento, σ_y .

Para casos em que a tensão média é pequena em relação à tensão alternada ($R \ll 1$), há uma pequena diferença entre os métodos.

O método de Sorderberg é muito conservativo e fornece a margem de segurança mais alta quando usada para dimensionamento (tensão limite de fadiga mais baixa), sendo a mais utilizada, por ser definida até a tensão de escoamento, traduzindo melhor o comportamento real do material e garantindo que não ocorra falhas por fadiga ou escoamento do material.

Para metais duros, em que o limite de ruptura se aproxima da tensão verdadeira de fratura, as curvas de Morrow e Goodman são essencialmente equivalentes. Para aços dúcteis ($\sigma_f > S_u$), o modelo de Morrow apresenta menor sensibilidade à tensão média. De maneira geral, o meio técnico científico define que nos materiais dúcteis os resultados experimentais aproximam-se geralmente da curva parabólica (Parábola de Gerber), porém devido a dispersão dos resultados e facilidade de utilização, prefere-se utilizar a relação linear no dimensionamento.

Em geral, metais com baixa ductilidade como aços de alta resistência tendem a se ajustar bem à curva de Goodman, por outro lado materiais frágeis como ferro fundido tendem a apresentar seus dados experimentais abaixo dessa. Para se obter uma curva que se ajuste a esses materiais, J. Morrow propôs algumas modificações na equação de Goodman como: a substituição do limite de resistência S_u pelo coeficiente de resistência à fadiga σ_f' do material ou pela tensão verdadeira de resistência a fratura por fadiga, como apresentado na Eq. 2.15. Ambas as modificações apresentaram resultados razoáveis pra aços e ligas de alumínio.

A relação idealizada por Smith, Watson e Topper (SWT) não apresenta variáveis relativas às características do material utilizado (Eqs. 2.16 e 2.17), e oferece resultados razoáveis para a maioria dos metais e ótimos resultados para ligas de alumínio e seu uso deveria ser uma boa opção no desenvolvimento de um modelo de influência da tensão média sobre a resistência em fadiga do condutor. Neste caso a tensão de base não seria em $\sigma=0$, mas na tensão equivalente à EDS de 20%.

2.6. MÉTODOS PARA CÁLCULO DA VIDA EM FADIGA USANDO CURVAS S-N

Para estabelecer uma previsão da vida restante de certo componente em fadiga é necessário estimar o dano sofrido em operação, para tal há duas abordagens relativas ao tipo de carregamento sofrido pelo componente:

Carregamentos de Amplitude Constante

Esse método assume que o componente está sujeito a um ciclo de carga de tensão média e com amplitude constante. Com a utilização da curva S-N, os projetistas podem calcular rapidamente o número de ciclos até ocorrer a falha.

Carregamentos de Amplitude Variável

A maioria dos componentes apresenta um histórico de cargas variáveis em termos de amplitude e tensão média em condições reais. Assim, uma metodologia muito mais genérica e realista considera a aplicação de cargas nas quais as tensões, embora repetidas ao longo do tempo, possuem amplitude variável, o que permite a sua divisão em "blocos" de carga. A partir dos dados destes blocos é possível utilizar duas técnicas: a Regra de Miner, cujo resultado, o "Fator de Dano", é expresso como uma fração da falha. A falha de um componente ocorre quando $D = 1,0$. Portanto, se $D = 0,35$, isto significa que 35% da vida do componente foi consumida. Essa teoria também assume que o dano causado por um ciclo de tensão é independente de onde ele ocorre no histórico de carga e a razão de acumulação de danos é independente do nível de tensão. A segunda teoria é a "Contagem de Rainflow" a ser descrita na sequência deste texto.

2.6.1. Teoria de Acúmulo de Dano – Regra de Miner.

A ação do vento sobre as linhas de transmissão provoca oscilação que depende da intensidade, do ângulo de incidência e da constância do vento. Assim, ao longo de sua vida útil, o cabo está sujeito à excitação que pode ser aproximada por um carregamento em blocos (Figura 2.8c), onde cada bloco de carregamento impõe ao cabo uma parcela de dano.

Segundo Oliveira, 2003, é normalmente aceito que a deterioração dos materiais é cumulativa, assim, pode-se definir uma função D que descreva a deterioração gradativa do material sujeito a vibração. Esta função assumirá valores que variam de 0 a 1, ou seja, o

valor 0 se refere ao início da vida do cabo condutor e o valor 1 se refere ao instante da ruptura, o final da vida útil do material e, portanto a fração de vida do material é igual n_i/N_i .

A Teoria de *Miner*, também chamada de *Palmgren-Miner* define que a ruptura por fadiga do material é esperada quando o somatório das frações de vida é 1, ou seja, quando 100% da vida é exaurida (Citado por Dowling, 1999). Esta teoria apresenta um modelo matemático no qual a função “D” é linear e, independe da seqüência de aplicação dos diversos níveis de tensões, bem como, é válida para qualquer nível de tensão. A Equação 2.19 apresenta a função “D”, segundo *Miner*.

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (2.19),$$

onde:

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3 \dots \sigma_i$ são os valores dos diferentes níveis de tensão dinâmica a que os condutores estão sujeitos no campo, e, n_1, n_2, n_3, n_i são as quantidades de ciclos para os respectivos níveis de tensão obtidos em campo; N_1, N_2, N_3, N_i são as quantidades de ciclos até a falha na curva S-N, correspondente a $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3 \dots \sigma_i$ respectivamente; D é igual ao valor do dano.

Ensaio realizados para comprovar a Teoria de *Miner* têm mostrado que o valor de S_m (somatório dos danos), varia entre 0,5 e 2, de acordo com o material e a estrutura mecânica ensaiada. No entanto, considera-se geralmente, com certa margem de erro que o fim da vida ocorre quando S_m é igual a unidade, assim, a completa fadiga ou ruptura do cabo condutor ocorre conforme demonstrado matematicamente na Equação 2.20 apresentada a seguir

$$S_m = \sum D_i = \sum \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (2.20),$$

Se D_i for calculada considerando valores de n_i extrapolados para um ano de vida do condutor, a duração da vida V do condutor pode ser estimada pela Equação 2.21 descrita a seguir:

$$V = \frac{1}{\sum D_i} \quad (2.21),$$

Segundo publicações da CIGRE (1979 e 1995), citadas por Oliveira (2003), a vida útil média do condutor considerada econômica e tecnicamente satisfatória é de cerca de trinta anos.

Segundo Henriques (2006), para aplicação da Teoria de *Miner*, duas premissas básicas são fundamentais: *i*) a curva de fadiga S-N para a montagem cabo/grampo, e caso não seja possível levá-la em laboratório, utiliza-se a Curva de Segurança da CIGRE (*Safe Border Line*) e, *ii*) a distribuição $n_i(\sigma_i)$ dos ciclos acumulados em cada um dos níveis de tensão experimentados no campo. Esses dados são obtidos por meio de vibrógrafos, que são instrumentos de medição capazes de registrar e armazenar os valores de amplitude e respectiva frequência de vibração dos condutores aéreos ao longo de um período do ano. Os valores da vibração medidos em campo são correlacionados com as tensões na zona de falha utilizando a fórmula Poffenberger-Swart, a qual será apresentada no item 3.3.1 desta dissertação. A Figura 2.16 apresenta a Curva de fadiga demonstrando a Teoria de Miner.

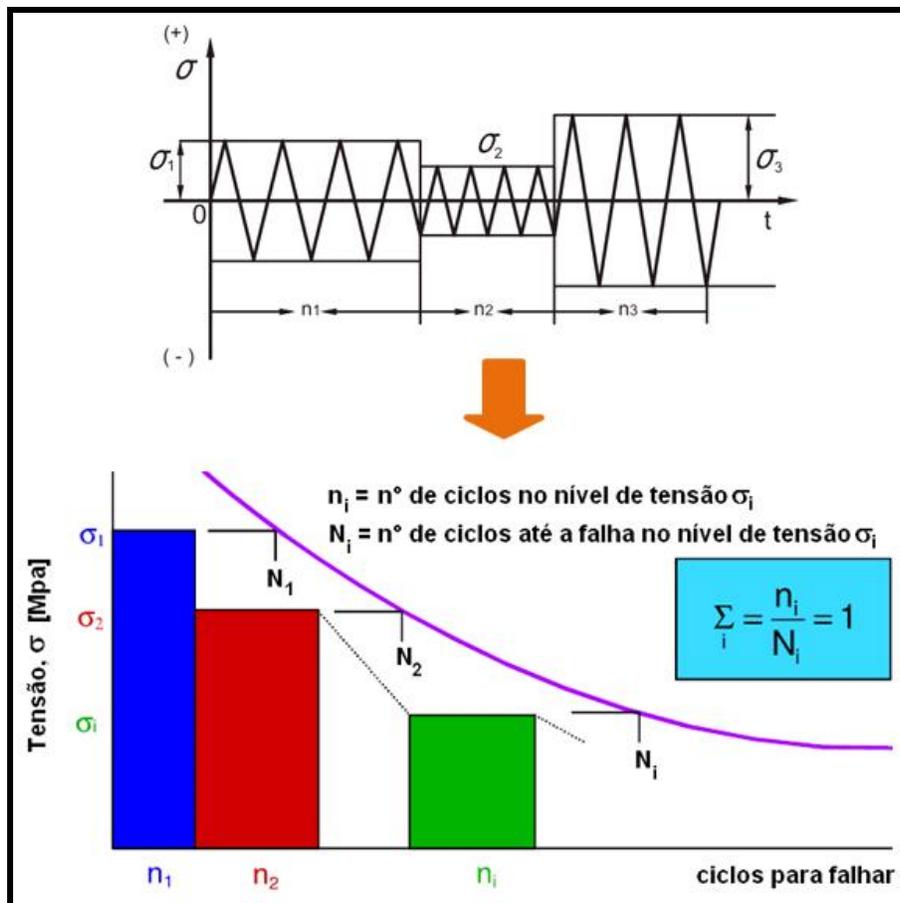


Figura 2.16 – Regra de Palmgren-Miner para computo do dano acumulado linear.

2.6.2. Método de Contagem de Ciclos – *Rain-Flow*

Geralmente, um registro da amplitude de tensão no tempo não se apresenta de forma harmônica, mas sim de forma aleatória. Devido a isso se torna difícil a obtenção da variação da tensão que ocorre em um determinado ponto da estrutura bem como o ciclo referente a esta tensão. Segundo Dowling (1999) se na história de carregamento, a qual está sujeito o material, existe uma variação muito grande de tensões, não é possível isolar ou definir os respectivos ciclos e, por conseguinte não será possível aplicar a Teoria de Palmgren-Miner.

Durante muitos anos, foram propostos e discutidos vários métodos para contagem de ciclos nos casos de história de carregamento irregulares, entretanto, o consenso surgiu apenas em 1968, quando o Prof. T. Endo e sua equipe apresentaram um procedimento chamado *RainFlow Cycle Counting*. A técnica de contagem de fluxo chuvoso, "*rainflow*", é um algoritmo matemático baseado na analogia da queda nos pingos de chuva nos telhados japoneses ("pagodes"). Num dos métodos de contagem o eixo do tempo é orientado verticalmente com o sentido positivo para baixo. Os picos e vales são identificados com letras, a gota de água ou o fluxo da chuva pode escoar tanto da direita para esquerda, como da esquerda para direita do sinal, (Figura 2.17). O início e o fim de cada caminho de escoamento definem as extremidades da metade de um ciclo, podendo o caminho ser iniciado tanto nos picos como nos vales. Aplica-se uma sequência de passos pré-definidos para realizar o procedimento de contagem. Foi o primeiro método confiável para extrair ciclos de fadiga de um sinal de deformação variando aleatoriamente e de um sinal de carregamento com amplitude variável.

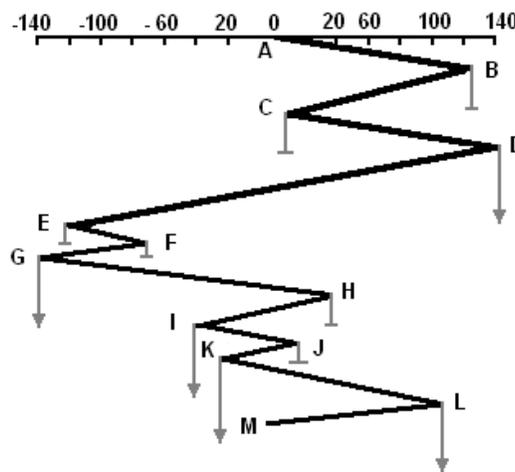


Figura 2.17 – Esquema ilustrativo do método *Rainflow*.

Tipicamente, uma análise de "rainflow" é feita sobre um histórico de carregamento de serviço de uma estrutura de engenharia ou componente, para contar as curvas cíclicas de tensão-deformação. Um método alternativo para a contagem dos níveis de tensão é feito considerando que a "chuva" acumula no reservatório e cortam-se os picos do maior para o menor esvaziando o conteúdo de cada sistema por vez, como mostram os esquemas de cores da Figura 2.18, e então correlacionando as quantidades com os níveis de tensão equivalente. Após a contagem desta curva cíclica tensão-deformação, faz-se então a análise acumulativa de dano. O método grava faixas de deformações para ciclos fechados de tensão-deformação (TALAT, 1994).

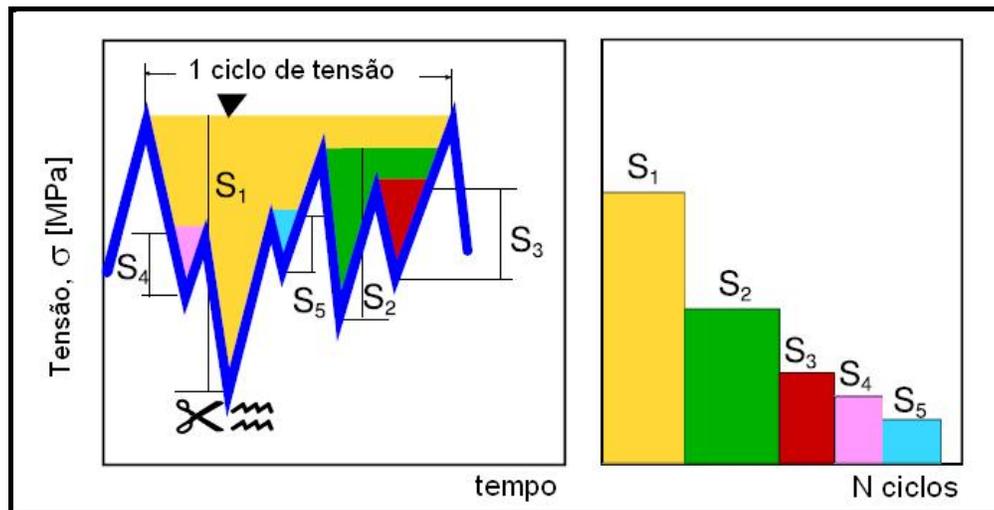


Figura 2.18 – Esquema ilustrativo da contagem de ciclos (TALAT, 1994).

2.7. FADIGA POR FRETTING

Segundo Lindley (1997), *fretting* é o fenômeno que surge quando duas superfícies em contato estão sujeitas a forças tangenciais oscilatórias, zonas de microdeslizamento ocorrem na qual as duas superfícies deslizam uma sobre a outra. Dois importantes fenômenos podem surgir como resultado desta ação: *i*) desgaste das superfícies dando origem a um processo denominado desgaste por *fretting* e *ii*) trincas de fadiga podem ter início na região danificada levando a grandes reduções da resistência a fadiga de um componente carregado ciclicamente. Este segundo processo é denominado fadiga por *fretting*.

Fretting é um problema muito complexo que envolve numerosos aspectos como tribologia, mecânica do contato, mecânica da fadiga, ciência dos materiais e ainda corrosão. Alguns testes tentam reproduzir seus efeitos por meio de aparatos que induzem carregamento tangencial e

deslocamento relativo simulando a condição mostrada pela Figura 2.19, que representa o problema de contato que ocorre nos cabos de transmissão aérea é o modelo de contato entre dois cilindros, os quais sujeitos a uma carga radial compressiva P atritam pelo efeito da carga axial cíclica Q , gerando na zona de contato uma marca da interação dos cilindros, que aparece no detalhe como uma elipse negra.

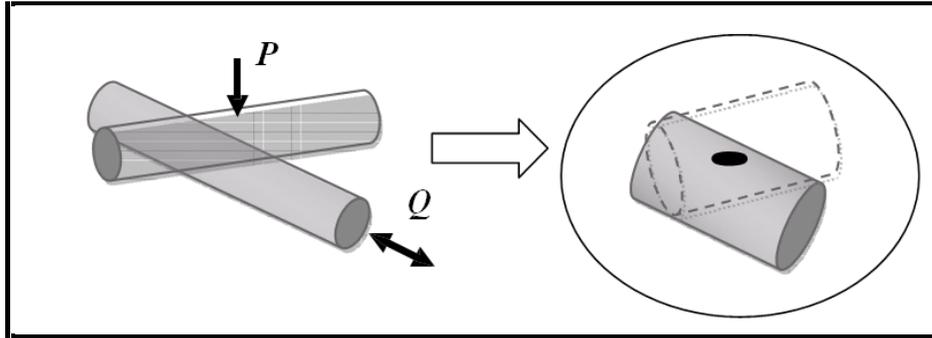


Figura 2.19– Configuração esquemática do problema de contato entre dois cilindros (equivalente a dois fios de camadas distintas no cabo).

Segundo Nowell (1988), o dano superficial causado pelo atrito das superfícies em contato, associado ao severo gradiente de tensões na região do contato aceleram o processo de nucleação e crescimento de trincas, conforme corrobora o trabalho de Araújo e Mamiya (2003), desenvolvido com base no critério de iniciação de trincas em fadiga de alto ciclo proposto por Dang Van *et al* (1989).

Estudos acerca da zona de contato revelam a formação de duas zonas bastante evidentes que aparecem retratadas na Figura 2.200: *i*) a zona de escorregamento (com diâmetro $2c$), e, *ii*) a zona de adesão (anel compreendido entre as circunferências de diâmetros $2a_f$ e $2c$), que dependem dos valores das cargas P e Q . Os regimes de *fretting* são descritos de acordo com a ocorrência destas estruturas. Assim, definem-se três regimes de operação: *i*) Regime de Escorregamento Parcial (*PSR – Partial Slip Regime*), que é caracterizado por um *loop* fechado de *fretting* elíptico (Fig.2.21a), *ii*) Regime de Escorregamento Total (*GSR – Gross Slip Regime*), o qual é caracterizado por um *loop* fechado de *fretting* com distribuição quadrática (Fig.2.21b), e, o *iii*) Regime Misto de *Fretting* (*MFR – Mixed Fretting Regime*), no qual ambas as estruturas se encontram presentes.

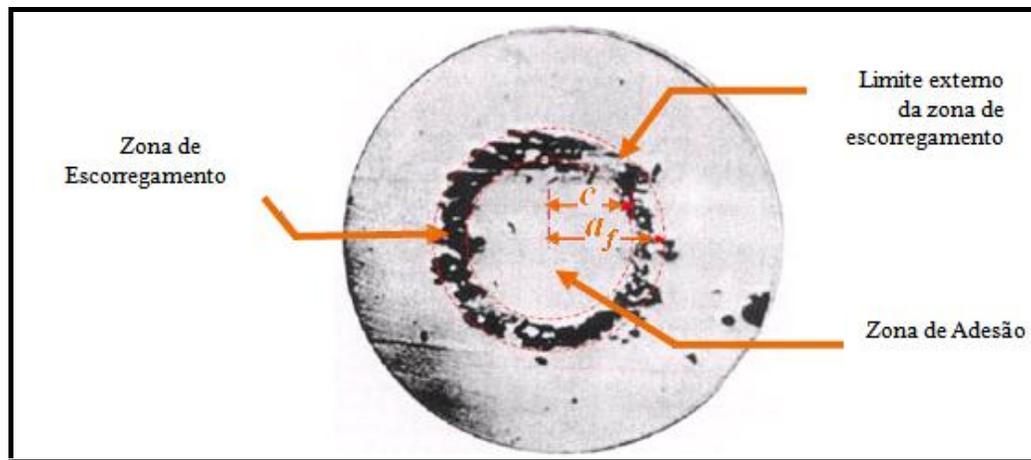


Figura 2.20 – Foto de uma esfera submetida a contato com outra esfera sob ação de uma força tangencial $0 < Q < fP$ (adaptado de Deresiewicz, 1974).

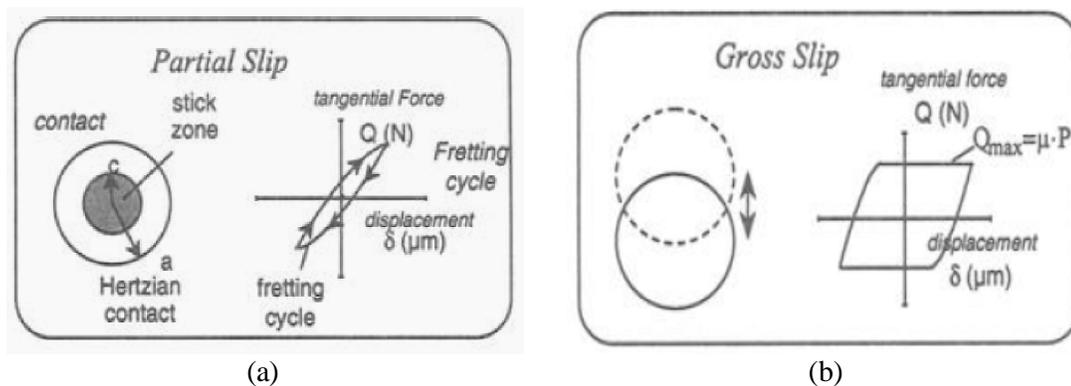


Figura 2.21 – Carregamentos cíclicos nas zonas típicas de *fretting* (Waterhouse em Mutoh, 2001).

O perfil de tensões gerado na região de contato é ilustrado pela Figura 2.22, para diferentes ordens de grandeza das forças de contato P e Q. Deve-se observar que a carga de esticamento tem relação direta com as forças de contato, alterando significativamente a área de deslizamento e influenciando na rigidez do cabo e, por conseguinte, nas tensões geradas na zona de falha e na severidade do dano causado pelo *fretting*.

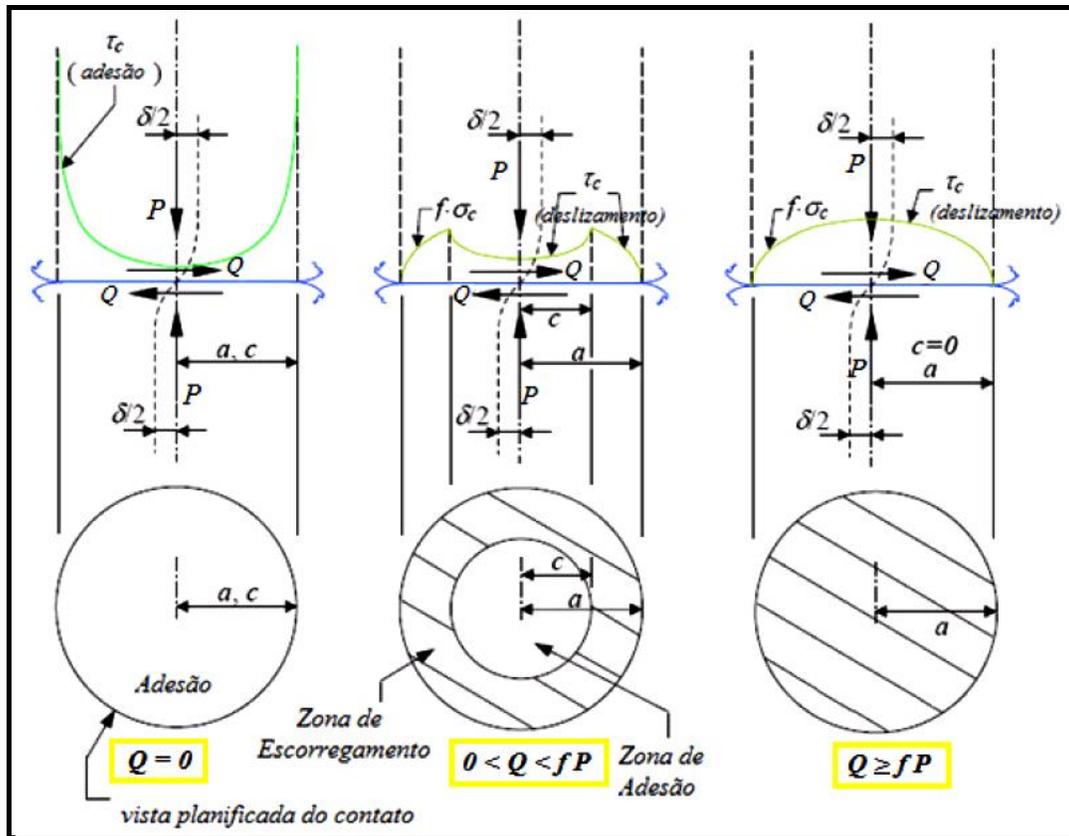


Figura 2.22– Escorregamento relativo entre as esferas: adesão em $Q = 0$; escorregamento total $Q = fP$; anel de escorregamento em torno da zona de adesão em $0 < Q < fP$ (adaptado de Green, 2001).

O mapeamento da zona de *fretting* (*MRFM - Material Response Fretting Map*), introduzido por Blanchard *et al* (1991) é a melhor ferramenta para tentar associar condições de carregamento e da evolução da falha em regimes de *fretting*, em especial em carregamentos multiaxiais. Trincas são usualmente encontradas nas regiões de carregamento misto, ou escorregamento parcial, enquanto que o desgaste é característico das regiões de escorregamento total ou *gross slip*. A Figura 2.23 mostra um mapa típico para o contato entre uma esfera e uma superfície plana.

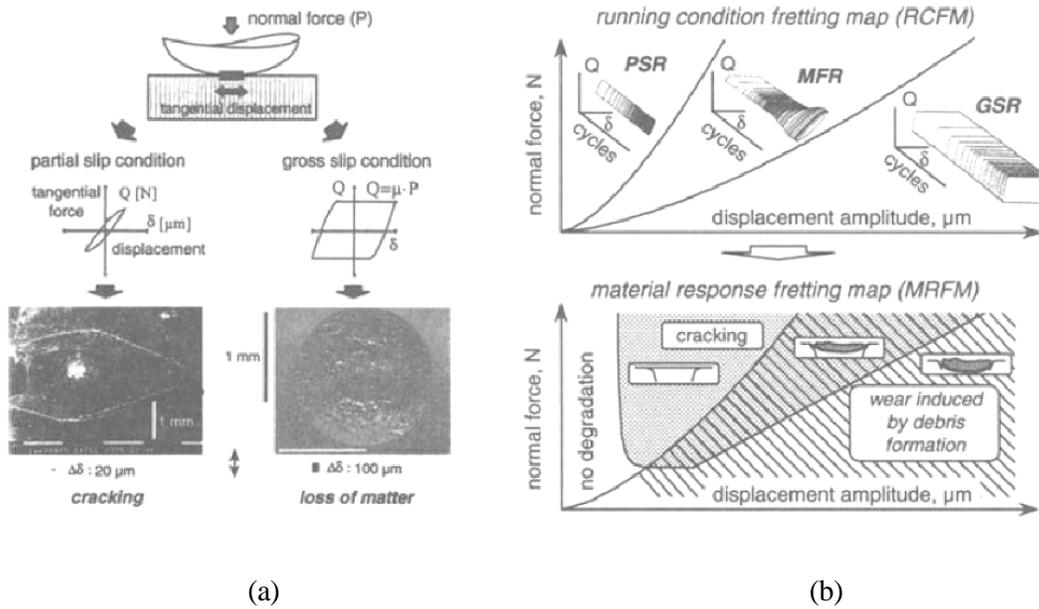


Figura 2.23 – (a) Evolução do dano em função das condições de carregamento (contato esfera/plano), (b) Representação do mapa de *fretting* que combina a análise do regime de *fretting* (RCFM) com a resposta do material (MRFM)

O mapa abaixo, proposto por Fouvry *et al* (1996), propõe um critério normalizado para quantificar o dano por *fretting* utilizando critérios de energia para identificar a transição no processo de escorregamento.

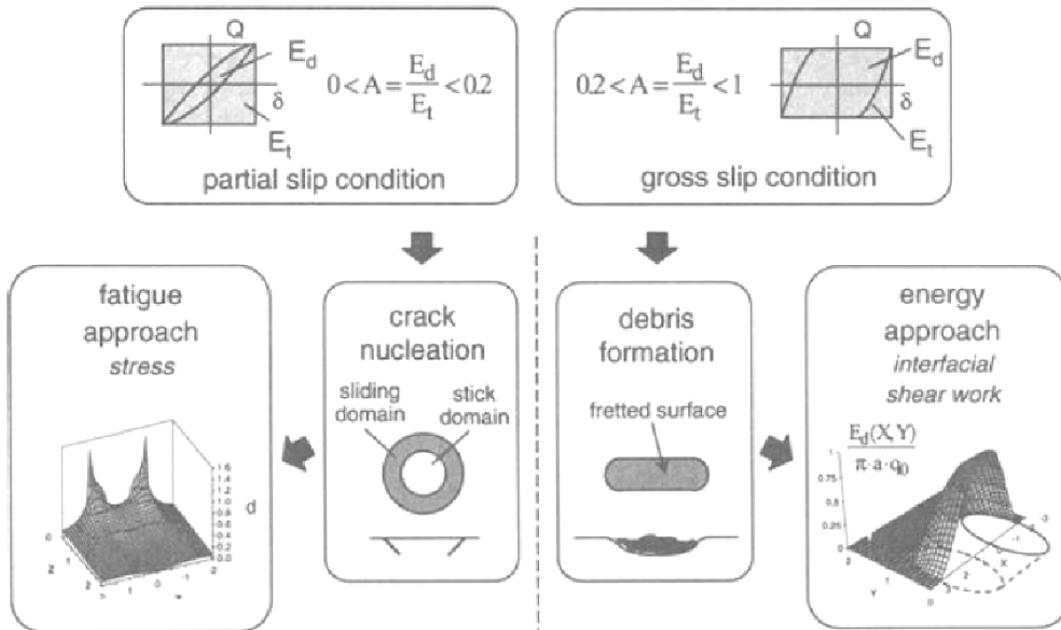


Figura 2.24 – Ilustração da metodologia para análise do dano por *fretting* (Fouvry, 1996).

CAPÍTULO 3

3. FADIGA EM CABOS CONDUTORES

Como já foi afirmado, a maior causa de falhas mecânicas em condutores aéreos, é a fadiga provocada pela vibração induzida pela ação contínua do vento no cabo aéreo tensionado.

Este capítulo dedica-se a apresentar o problema e a abordagem dada a ele no projeto de linhas de transmissão. Ao longo da vida útil do cabo as vibrações eólicas produzem a falha por meio da combinação do carregamento cíclico no cabo e do processo de *fretting*, os quais propiciam o aparecimento e crescimento de trincas nos fios que compõe o cabo. A falha do condutor freqüentemente ocorre nos pontos de fixação do cabo, quais sejam: grampos de suspensão (Figura 3.1), amortecedores, espaçadores dentre outros (Dulhunty, 1971; CIGRE, 1985).

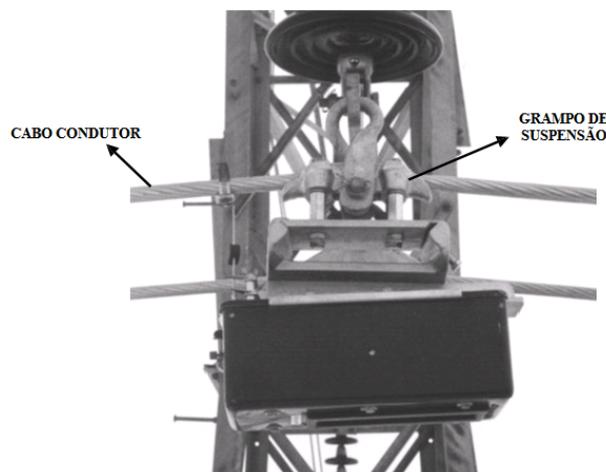


Figura 3.1 – Detalhe da montagem do grampo que fixa o cabo à torre.

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

Ainda que provocada por ventos suaves, se a frequência da vibração gerada for igual à frequência natural de vibração do cabo, haverá uma progressiva absorção da energia do movimento oscilatório que será responsável pelo aumento da amplitude de vibração. Assim, a ação do vento sobre as linhas de transmissão, quando não for devidamente

amortecida, poderá atingir níveis críticos, levando o cabo à ruptura e em alguns casos pode afetar inclusive as estruturas de suporte da rede de transmissão elétrica.

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

3.1. EXCITAÇÃO EÓLICA

O fenômeno vibratório em cabos é provocado pelo descolamento do vento ao passar pelo condutor, que se desloca, então, para as áreas de menor pressão formando vórtices os quais se repetem em intervalos regulares (esteira de vórtices de Von Karman). Como resultado o cabo desloca-se em um movimento alternado para cima e para baixo (Figura 3.2), que se auto-alimenta com a continuidade do fluxo de ar, com velocidade U.

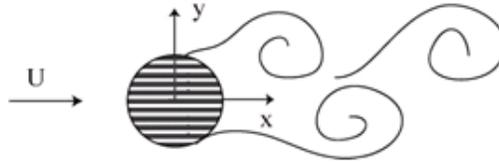


Figura 3.2– Esquemático do movimento do cabo em y, causado pelo vento incidindo em x.

Dois parâmetros principais são usados na análise da formação do vórtice: o número de Reynolds, que define o tipo de escoamento em função da velocidade do vento (laminar, turbulento) e o número de Strouhal que fornece a frequência de oscilação perpendicular do cabo devido ao vento transversal.

O número de Reynolds é definido como

$$Re = \frac{UD}{\nu} \approx \frac{\text{efeitos inerciais}}{\text{efeitos viscosos}} \quad (3.1),$$

onde U é a velocidade do fluxo livre, D o diâmetro do condutor e ν o coeficiente de viscosidade cinemática (para o ar em condições normais $\nu = 1,5 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$).

E o número de Strouhal é dado pela expressão:

$$S_t = \frac{f_s D}{U} \quad (3.2),$$

onde f_s é a frequência com que os vórtices são emitidos na saída do cilindro ou o número de ciclos completos da esteira de vórtices em Hz. Estudos experimentais permitem obter a relação entre os números de Strouhal e Reynolds para dado perfil de escoamento.

Dependendo da velocidade do vento, os vórtices se apresentam de acordo com a Figura 3.3.

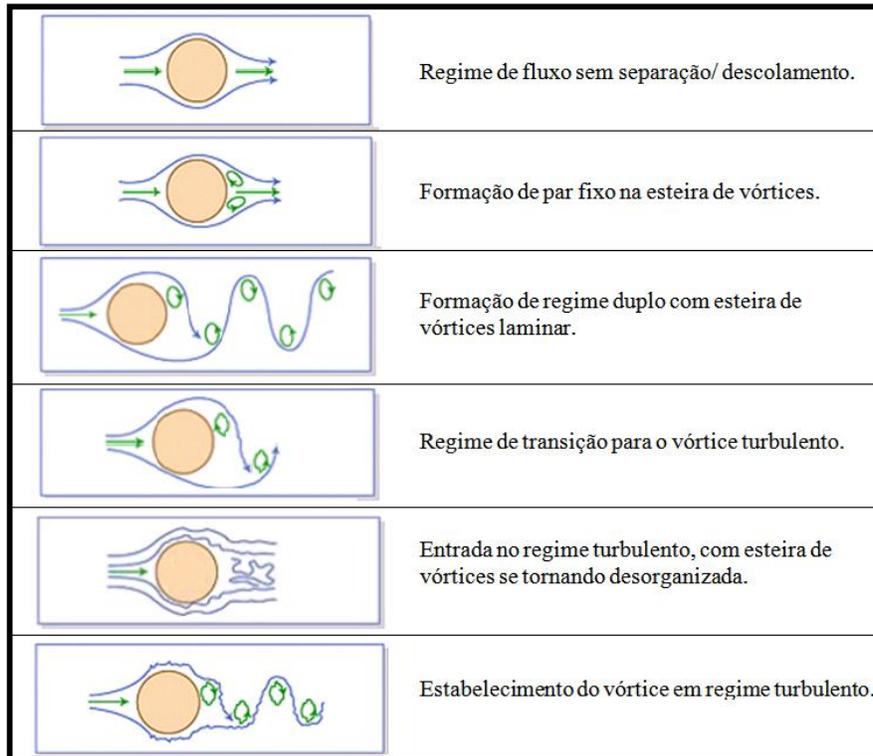


Figura 3.3– Regimes de fluxo em torno de um corpo cilíndrico liso. (Lienhard, 1966)

A Tabela 3.1 mostra os tipos e características da vibração mais comum em condutores.

Tabela 3.1 – Comparação entre os tipos de vibração em cabos condutores aéreos (EPRI,1979).

PARÂMETRO	Tipo de Vibração		
	EÓLICA	GALOPE	SUB-VÃO
Tipo de condutores afetados	<i>Todos</i>	<i>Todos</i>	<i>Linhas paralelas no plano horizontal</i>
Faixa de Frequência [Hz]	<i>3 a 150</i>	<i>0,08 a 3</i>	<i>0,15 a 10</i>
Amplitude pico a pico (<i>nº de diâmetros</i>)	<i>0.01 a 1</i>	<i>5 a 300</i>	<i>0,5 a 80</i>
Tipo de vento que provoca a excitação	<i>Permanente</i>	<i>Permanente</i>	<i>Permanente</i>
Velocidade do vento [km/h]	<i>3 a 23</i>	<i>23 a 60</i>	<i>15 a 60</i>
Superfície do condutor	<i>sem cobertura ou com depósito simétrico de gelo</i>	<i>com gelo depositado assimetricamente</i>	<i>limpa, seca</i>

Nos cabos brasileiros, em função da inexistência de acúmulo de gelo nas linhas, que provoca o galope, este tipo de excitação raramente está presente, a menos da presença de massas concentradas, como é o caso das esferas de sinalização, por exemplo. Vibrações do tipo sub-vão também são pouco comuns graças ao regime de ventos brasileiros, conforme se observa ao comparar os dados da Tabela 3.1 com a Figura 3.4, que apresenta o mapa de velocidades médias de vento, desenvolvidas no território brasileiro. De acordo com a classificação anterior dos tipos de vibração em função da velocidade de ventos (Tabela 3.1) comprova-se a maior incidência da vibração eólica nos cabos brasileiros a partir dos dados da Figura 3.4. Ainda segundo Fuchs *et al* (1992), estas vibrações são provocadas por ventos moderados de velocidades constantes entre 2 e 35 km/h (0,5 a 9,7m/s), e ocorrem em vãos muito grandes, nas travessias de grandes rios, onde o vale do rio guia o fluxo de ar através da linha, e de maneira geral nos trechos da linha em travessia plana que ocorrem em terrenos planos ou levemente ondulados, em especial ao amanhecer ou ao entardecer.

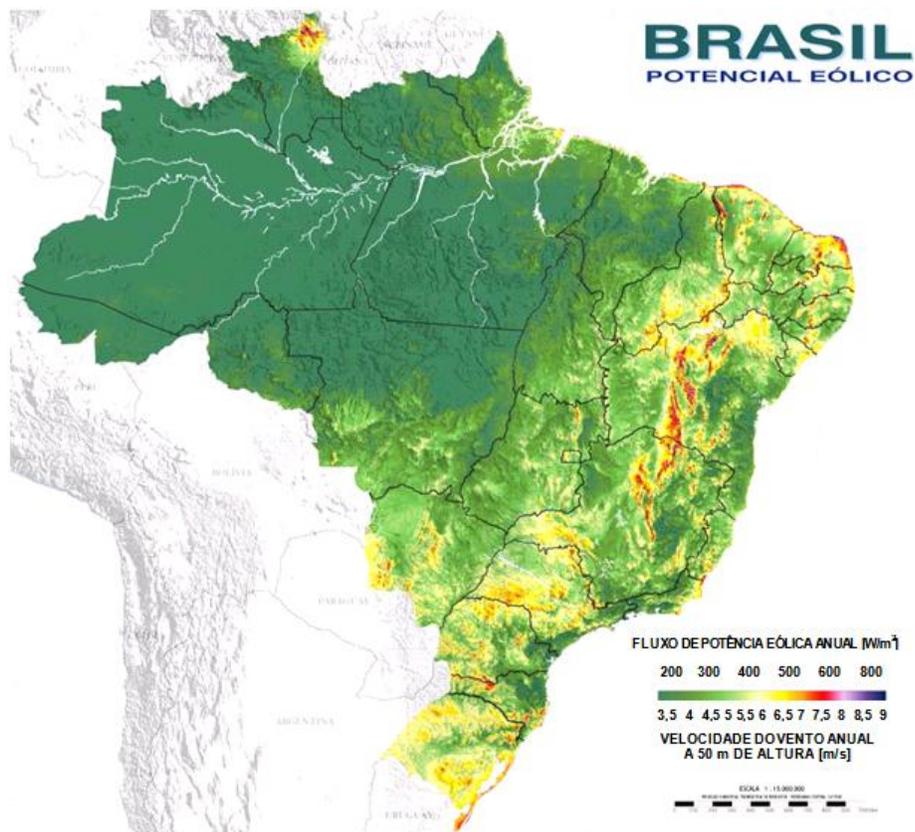


Figura 3.4 – Mapa da distribuição de velocidade média anual do vento no Brasil.(CEPEL, 2010)

3.2. O MECANISMO DE FALHA POR FADIGA EM CONDUTORES AÉREOS

O aparecimento e crescimento de trincas nos fios, ao longo da vida útil do cabo, resulta da combinação do carregamento cíclico imposto pelas vibrações eólicas, associado ao processo de *fretting*, como já dito neste trabalho. A falha do condutor é em grande parte causada pelo problema de contato que ocorre no interior dos grampos de suspensão e pode ser entendida a partir da compreensão da configuração do condutor, que será apresentada a seguir.

O cabo condutor é formado por um grupo de fios dispostos concentricamente em relação a um fio central, formando coroas compostas de fios torcidos, helicoidalmente, em direções opostas a cada camada (Figura 3.5a). No interior do grampo, o cabo condutor estabelece uma série de regiões de contato, quer entre fios de alumínio internamente, quer entre os fios e as ferragens na camada mais externa do cabo (Figura 3.5b).

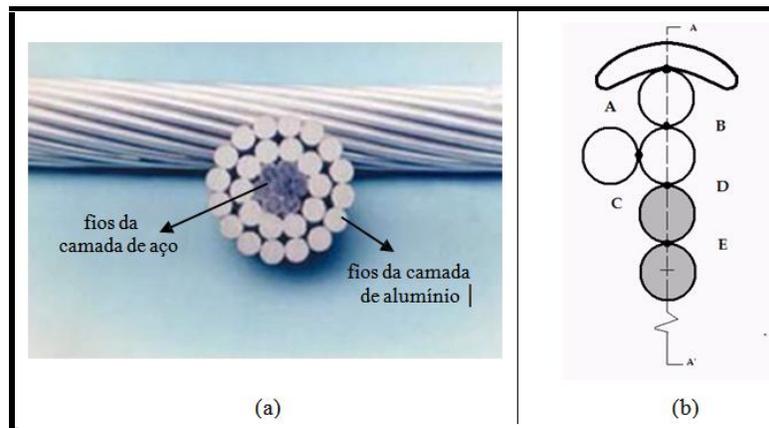


Figura 3.5 – (a) Foto de um cabo condutor ACSR em corte, (b) Regiões de contato.

A severidade das cargas de contato deve-se a vários fatores, entre eles, as cargas de tração, geometria e carga de aperto nos grampos e dos materiais que constituem o cabo. A Tabela 3.2 mostra os principais tipos de cabo, quanto aos materiais de que são feitos.

Tabela 3.2 – Principais tipos de cabos condutores aéreos.

Tipo de Condutor	Descrição
CA (AAC)	Cabos de Alumínio (<i>All Aluminium Conductor</i>)
CAA (ACSR)	Cabos de Alumínio com Alma de Aço (<i>Aluminium Conductor Steel Reinforced</i>)
CAL (AAAC)	Cabos de Alumínio Liga (<i>All Aluminium Alloy Conductor</i>)
ACAR	Cabos de Alumínio com Alma de Liga de Alumínio (<i>Aluminium Conductor Alloy Reinforced</i>)
TW	Fios Trapezoidais (<i>Trapezoidal Wires</i>)

Nos cabos do tipo ACSR (fios de aço e alumínio), dependendo das condições de carregamento, três diferentes modos de contato podem levar à fadiga por *fretting*: *i*) o contato grampo/fio, na camada mais externa do cabo (ponto A na Figura 3.5) *ii*) o contato fio/fio, entre dois fios de alumínio (pontos B e C na Figura 3.5b) e, *iii*) o contato entre o fio de alumínio e o fio de aço (ponto D na Figura 3.5b). O desgaste por atrito entre as superfícies gera um pó a partir do material arrancado (Figura 3.6b). Em contato com o ar estas partículas se oxidam e ganham uma coloração escura, formando o óxido de alumínio Al_2O_3 , um material muito duro, que associado às tensões de contato acelera o processo de desgaste. Segundo Azevedo *et al* (2009), em alguns casos dependendo da composição química do grampo, pequenas partículas de silício em formato acicular tendem a agravar o processo de falha.

A Figura 3.6, ilustra o mecanismo de fadiga por *fretting* em um fio condutor rompido.

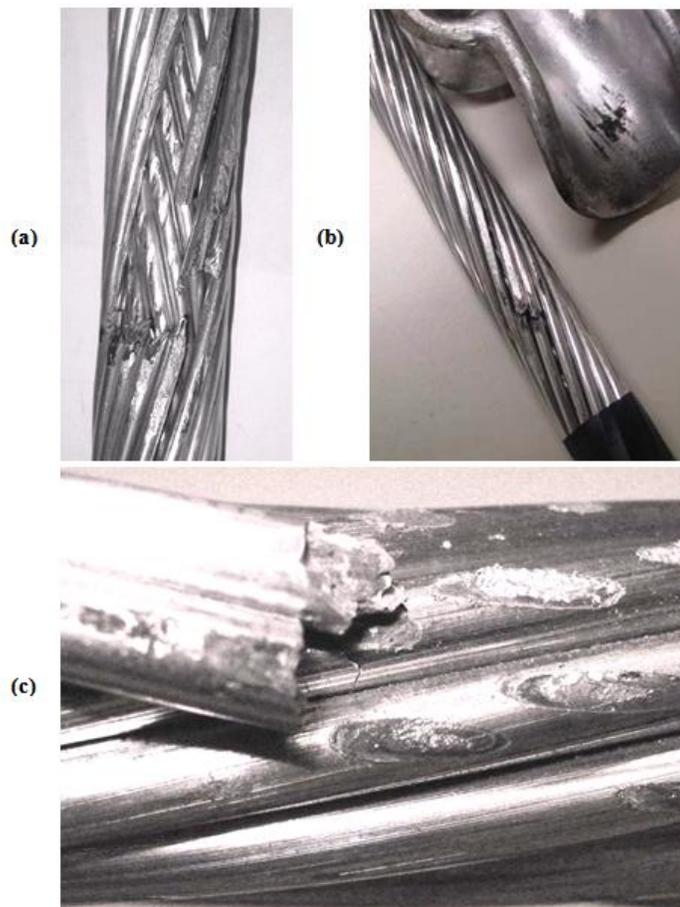


Figura 3.6 – Fadiga por *Fretting* - a) Intenso desgaste superficial, com fratura de fios de alumínio, na camada externa do cabo ACSR, b) Presença de pó escuro após desmontagem do conjunto cabo/grampo c) Marcas elípticas de *fretting* e fraturas de fios da camada interna do cabo.

A seguir a Tabela 3.1 apresenta a configuração típica do *fretting* em fios de cabos condutores.

Tabela 3.3 – Regime de *fretting* e regime de falha equivalente (Zou *et al*, 1996).

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

É possível notar no detalhe da Figura 3.7 que a iniciação da trinca se dá a partir de uma marca de *fretting* na superfície do fio. A Figura 3.7 corresponde à foto de um dos fios rompidos em um condutor de alumínio puro (CA), que falhou após seis meses de operação. As marcas de praia indicam o crescimento da falha a partir da marca de *fretting*, indicando a evolução da falha até que há um arrancamento da seção restante pela carga trativa à qual o cabo está submetido, identificado pela região final da falha à direita.

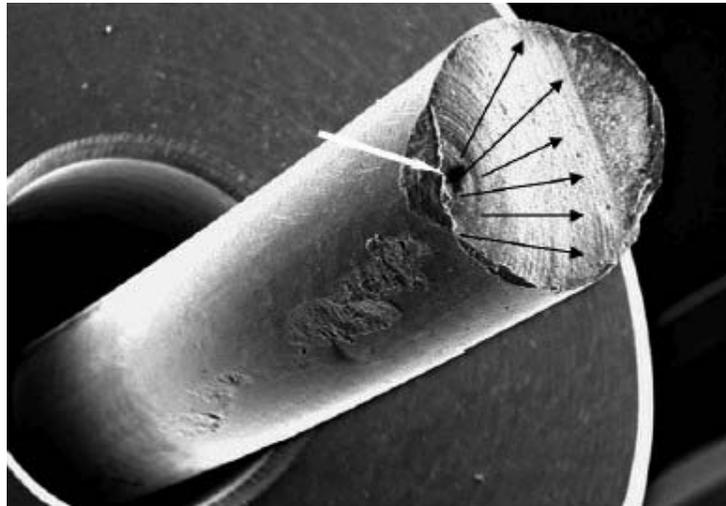


Figura 3.7 – Ilustração do mecanismo de falha de fadiga por *fretting*. (Boniardi, 2007)

A carga de esticamento aplicada altera o perfil do contato entre os fios e destes com o grampo, gerando diversas zonas de *fretting* e a nucleação e o crescimento trincas múltiplas no mesmo fio. O avanço destas trincas também sofre grande influência das cargas trativas, uma vez que a excitação cíclica responsável pela formação das marcas de praia é acrescida da tendência de arrancamento do material, gerando uma superfície tortuosa (marcas de praia pouco evidentes).

Uma vez compreendido o mecanismo de falha e a gravidade do problema, é necessário que sejam avaliados os critérios utilizados no projeto e manutenção das linhas para prevenir a ocorrência da falha. Assim, os itens a seguir tratarão das metodologias empregadas na quantificação das tensões mecânicas e da previsão de vida e resistência à fadiga do condutor.

3.3. CÁLCULO DA TENSÃO DINÂMICA

De acordo com Rosa *et al* (1974), citado por Fuchs (1992), a vida de um condutor relaciona-se inversamente com o nível de esforços (estáticos e dinâmicos). Quanto maiores forem os esforços estáticos (cargas de esticamento e de aperto, e, peso), menores deverão ser os esforços dinâmicos (vibrações) permitidos de modo a garantir um valor limite de tensão sob o qual a estrutura opera estabelecendo uma zona de trabalho segura com relação à fadiga (Figura 3.8).

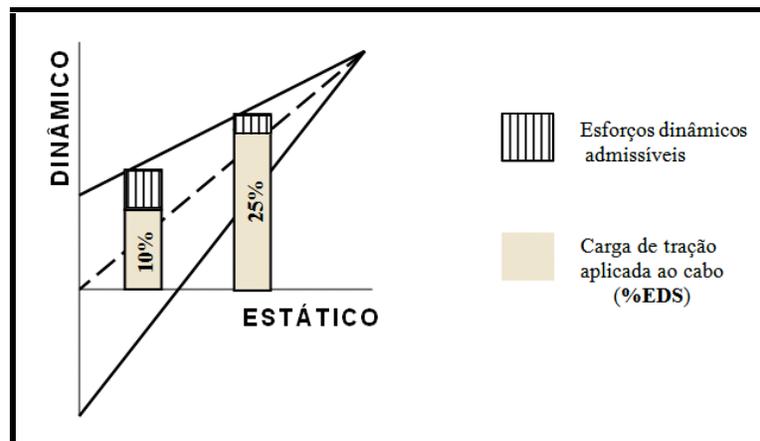


Figura 3.8– Limite de tensão admissível no condutor (estático x dinâmico).

É necessário, pois, computar os esforços dinâmicos para estabelecer a vida do condutor. Para o cálculo da tensão dinâmica utiliza-se uma metodologia estabelecida pelo IEEE (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 (1965) cuja modelagem original deve-se à Isaachsen (1907).

3.3.1. Equação de Poffenberger-Swart (P-S)

O modelo teórico experimental proposto considera a parcela do cabo na vizinhança do ponto de restrição como uma viga de Euler (Figura 3.9). O nível de tensão nominal em um fio da

camada mais externa do cabo é obtido pela correlação com uma amplitude de deslocamento vertical pico a pico (Y_B), do condutor com relação ao grampo de suspensão.

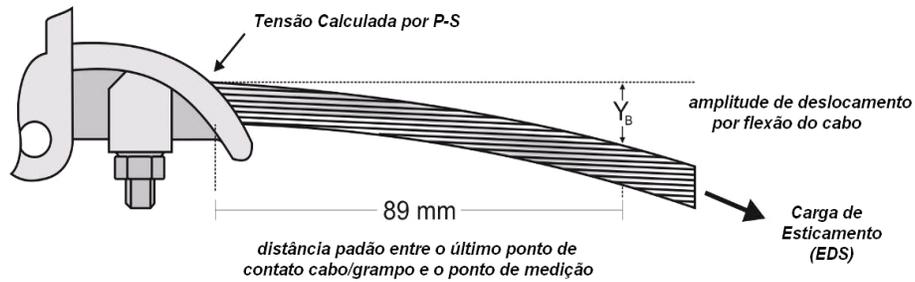


Figura 3.9 – Esquema da montagem cabo-grampo.

O valor Y_B é medido a 89 mm (3,5”) do último ponto de contato (UPC) entre o grampo e o condutor (localizado na “boca do grampo”), ponto no qual se calcula a tensão (Figura 3.9). O valor da tensão de flexão pode ser obtida pela equação 3.3, apresentada a seguir:

$$(3.3),$$

onde σ_a é a faixa de tensão dinâmica (zero a pico), Y_B é a amplitude de deslocamento (pico a pico¹¹), 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 o valor de K [N/mm³] é obtido pela equação 3.4:

$$\text{_____} \quad (3.4),$$

sendo E_a [MPa] e d [mm], o módulo de elasticidade (Módulo de Young) e o diâmetro dos fios de alumínio da camada externa do cabo, respectivamente; x é a distância ao longo do cabo entre o UPC e o ponto de medição, padronizado como 89 mm (Figura 3.9). O valor de p é igual a:

$$\frac{\text{---}}{\text{---}} \quad (3.5),$$

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 pela equação 3.6:

¹¹ Na fórmula original a constante no quociente era 2 e não 4, pois a medida de Y_B era tomada 0-pico como aparece na Fig. 3.9. Como a medida usualmente executada em campo é pico-pico, o valor passou a ser 4.

$$EI_{min} = n_a E_a \frac{\pi d_a^4}{64} + n_s E_s \frac{\pi d_s^4}{64} \quad (3.6),$$

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

Azevedo (2009) ressalta que o uso da Equação 3.5 demanda atenção especial, pois a variação dinâmica da rigidez à flexão do cabo não é considerada nesta formulação. Enfatiza também que, para pequenos níveis de amplitude de tensão, deve-se esperar que os fios individuais do condutor não deslizem entre si e, portanto o cabo se comporta como uma barra rígida, respondendo a flexão com sua máxima rigidez. Por outro lado, à medida que a amplitude de vibração aumenta, mais e mais os fios passam a escorregar e a rigidez a flexão se aproxima de EI_{min} , apresentada pela expressão (3.6). Conclui-se que, neste caso, a fórmula de *Poffenberger-Swart* torna-se uma melhor aproximação para os níveis de tensão na camada mais externa do cabo.

3.4. METODOLOGIAS DE ESTIMATIVA DE VIDA EM FADIGA PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO

Como já foi afirmado, em razão da complexidade do problema de fadiga em condutores, que envolve não apenas as tensões cíclicas responsáveis pela fadiga, mas também um complexo problema de contato (*fretting*), não há critério analítico disponível que seja satisfatório para a representação do fenômeno. É necessário, pois: *i*) quantificar a intensidade da vibração, e, *ii*) adotar parâmetros de medida da resistência da montagem condutor/grampo à fadiga de modo a prevenir a ocorrência de falhas.

Todas as metodologias propostas possuem o mesmo princípio, isto é, se a deformação ou tensão do cabo, medida com base no ponto 89 mm a partir do último ponto de contato cabo/grampo, não for superior aos limites propostos, isto significa que, o cabo não apresentará problemas decorrentes à vibração eólica. As metodologias serão detalhadas a seguir.

3.4.1. Medida da Intensidade da Vibração

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

3.4.1.1. Abordagem do IEEE: limite de deformação (IEEE, 1966)

O método é baseado na máxima deformação em flexão admissível. Segundo este método a máxima deformação admissível na flexão alternada de um condutor ACSR sem que haja indução de dano por fadiga¹² é de 150 $\mu\text{inch/inch}$ ou 150 $\mu\epsilon$ (microstrains) pico a pico.

Segundo o relatório CIGRE (2006), entre as empresas que adotam o critério do limite de deformação (valores pico a pico em microstrain): 27% prescrevem 150 $\mu\epsilon$; 18% prescrevem 200 $\mu\epsilon$; 4% prescrevem 247 $\mu\epsilon$ (~ 8,5MPa) e 51% prescrevem 300 $\mu\epsilon$.

3.4.1.2. Limites de resistência EPRI: (Doocy, 1979)

O *Orange Book* da EPRI, usado como padrão por muitas empresas do setor elétrico, estabelece o uso de um limite de resistência para cabos condutores multicamadas ACSR, que corresponde a no máximo 0,23 mm (9mils) ou 8,5 Mpa.

A metodologia considera que a tensão dinâmica tende ao “limite de resistência à fadiga”, isso indica que o valor de número de ciclos até a ruptura é elevado, garantindo vida longa ao cabo. A Tabela 3.4 apresenta os limites de resistência de acordo com o número de camadas de fios de alumínio do cabo. Esses limites são recomendados para condutores com ligas Al 1350 ou 5005, enquanto que para ligas 6201 ou similares um limite de 5,7 MPa é recomendado¹³.

Tabela 3.4– Limites de Resistência a Fadiga do EPRI.

<i>Número de Camadas de Fios de Alumínio do Cabo Condutor</i>	<i>Limite de Resistência [MPa]</i>
1	22,5
> 1	8,5

A literatura não apresenta limites de resistência para outros tipos de condutores ou para outros materiais de grampos que não metálicos. Na revisão deste guia (IEEE *draft*, 2005),

¹² Não há um valor preciso, esta é uma recomendação considerada conservativa. Alguns países adotam valores entre 200 e 300 microstrains. (CIGRE, 2006).

¹³ O anexo A apresenta recomendações para limites de amplitude admissíveis por EDS aplicada para garantir uma vida livre de fadiga. A tabela foi formulada com base no critério de limite de resistência da EPRI e da fórmula de P-S.

há uma referência a uma extensão deste critério amplamente usada, que consiste em três assertivas: *i*) é admissível que até 5% do total de ciclos ultrapasse a vibração referente ao limite de resistência, *ii*) não mais de 1% do total de ciclos pode exceder 1,5 vezes o limite de resistência, *iii*) nenhum ciclo deverá ultrapassar 2 vezes o limite de resistência.

3.4.1.3. Método CIGRE WG 22-04:

O método proposto pela CIGRE considera a quantificação do dano sofrido pelo condutor durante sua vida em serviço. Para tal baseia-se na superposição de dois conjuntos de dados: *i*) As curvas S-N (características de resistência à fadiga, obtidas a partir da condução de testes de fadiga em condutores no laboratório), e, *ii*) dados de campo, para avaliar a severidade da vibração sofrida pelo condutor.

Utilizando um instrumento instalado na linha viva, denominado vibrógrafo (Figura 3.10), medem-se os níveis de amplitude de vibração pico a pico (YB) no ponto 89 mm e as respectivas frequências (N), durante um período de alguns meses.

Considera-se que o carregamento medido equivale a um carregamento em blocos com N_i ciclos para cada amplitude Y_{Bi} . Por meio da Fórmula P-S determina-se então a tensão σ_{ai} à qual o cabo ficou exposto a cada bloco de carregamentos. Usando a curva S-N, que estabelece o limite de ciclos que o cabo resiste para cada tensão e aplicando a Regra de Miner é possível estimar quanto da vida do cabo foi consumido no período de medição. Assumindo que o período de medição é representativo da média de solicitações que o cabo sofre ao longo de sua vida é possível extrapolar e estimar quanto da vida do cabo foi consumido em n anos de serviço e em quantos anos espera-se uma falha catastrófica.

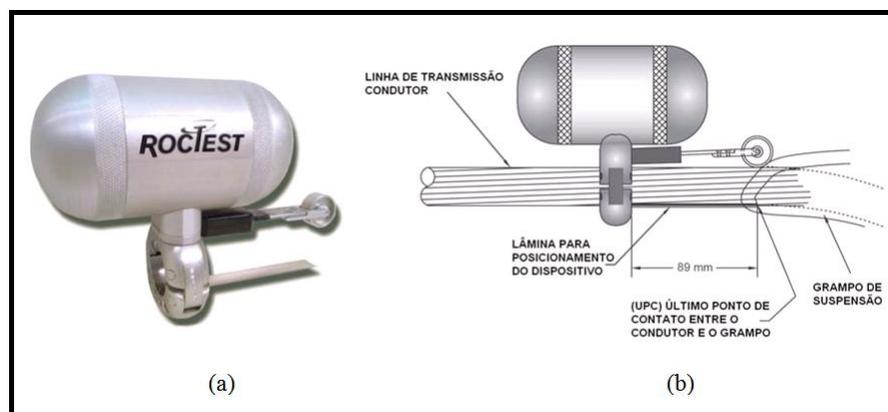


Figura 3.10 – (a) Vibrógrafo tipo Pavica, (b) Esquema da montagem do vibrógrafo no cabo.

A aplicação dos outros métodos (itens 3.4.1.1e 3.4.1.2) fica prejudicada quando se considera que os parâmetros de deformação e tensão não são de fácil medição em campo além de não representarem a complexidade do comportamento mecânico observado na região de falha (Hard, 1958; Rawlings, 1959). Além disso, parâmetros como a geometria e material dos grampos e as condições de montagem podem alterar significativamente os valores das tensões entre um caso e outro, de modo que a correlação entre dada amplitude e um nível de tensão ou deflexão pode variar bastante caso a caso. Deste modo a amplitude de flexão prevista no método da CIGRE é a mais usada para determinação da severidade de vibrações em linhas em operação [IEEE66].

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

Como já afirmado na introdução deste trabalho, a curva padrão fornece valores extremamente conservativos, com vidas até 8 vezes menores que aquelas obtidas dos testes em laboratório. Isso justifica economicamente o levantamento de curvas específicas, pois como nenhum dos parâmetros descritos acima é simples de relacionar com as tensões que levam ao processo de fadiga, resultados em um condutor/grampo não podem ser aplicados a outro.

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

- 59% utilizam a máxima deformação à flexão do IEEE [IEEE78];
- 16% utilizam o Limite de Resistência EPRI [EPRI79];
- 6% utilizam o método CIGRÉ WG 22-04 [CIG85] e
- 19% utilizam outros critérios não especificados, entre eles cabe registrar a ABNT– NBR 5422 (ABNT, 1985).

3.4.2. Limites de Resistência à Fadiga de Cabos Condutores

Segundo publicações da CIGRE (1979 e 1995), citadas por Oliveira (2003), a vida útil média do cabo condutor considerada econômica e tecnicamente satisfatória é de aproximadamente trinta anos.

Há duas abordagens principais para a definição da vida em fadiga de condutores aéreos (CIGRE, 2006):

3.4.2.1. Abordagem do Dano Acumulativo (*Cumulative Damage Approach*)

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

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

Baseada nos métodos IEEE e EPRI, na qual se considera que a manutenção dos níveis de vibração abaixo de determinados limites proporciona uma vida infinita ao condutor, isto é, as tensões seguras são determinadas de forma que estes limites não sejam ultrapassados. As abordagens citadas acima foram concebidas a partir de resultados de ensaios de fadiga e, portanto, são igualmente aceitas no meio técnico científico, sendo que a Abordagem do Dano Acumulativo possibilita considerar a variação da vibração do cabo ao longo do tempo, isto é, períodos com pequena, grande ou até mesmo sem qualquer vibração. Já a Abordagem do Limite a Resistência pode ser considerada como um caso específico da Abordagem do Dano Acumulativo, na qual a vida útil estimada do condutor tende ao infinito e, portanto, é mais conservativa.

3.4.3. A Curva Limite de Segurança da CIGRE

A metodologia proposta pela CIGRE (1985), que utiliza a abordagem do dano cumulativo, foi definida a partir de uma curva proposta pelo Comitê de Estudos de Linhas Aéreas (SC 22), intitulada *Cigre'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.

A partir destas curvas a CSBL foi concebida para ficar abaixo da série de resultados obtidos nos ensaios citados, representando uma estimativa conservadora da vida útil dos cabos e/ou fios. A Figura 3.11 ilustra a curva *Safe Border Line*, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRE. À direita é possível ver que as curvas superiores se referem a fios separados (Al liga e Al puro) e as curvas inferiores se referem aos cabos diversos.

A curva CSBL pode ser representada pela seguinte equação:

$$\sigma_a = AN^b \quad (3.5),$$

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 3.5, na qual pode-se observar que para estas constantes são utilizados valores diferenciados para cabos com uma ou mais camadas de fios de alumínio. Logo, para o cabo IBIS a CSBL é dada pela expressão:

$$\sigma_a = 450N^{-0,2} \quad (3.5),$$

Tabela 3.5 – Constantes da Curva Limite de Segurança (CSBL). (CIGRE, 1985)

<i>Nº de camadas de fios de alumínio do cabo condutor</i>	<i>N < 2.10⁷</i>		<i>N > 2.10⁷</i>	
	<i>A</i>	<i>b</i>	<i>A</i>	<i>b</i>
1	730	-0,2	430	-0,168
>1	450	-0,2	263	-0,168

A abordagem da CIGRE para estimativa da vida do condutor será adotada neste trabalho. Uma comparação da previsão de vida fornecida pela CSBL será estabelecida com aquela fornecida pela curva S-N obtida para a montagem cabo IBIS/grampo de suspensão, avaliada.

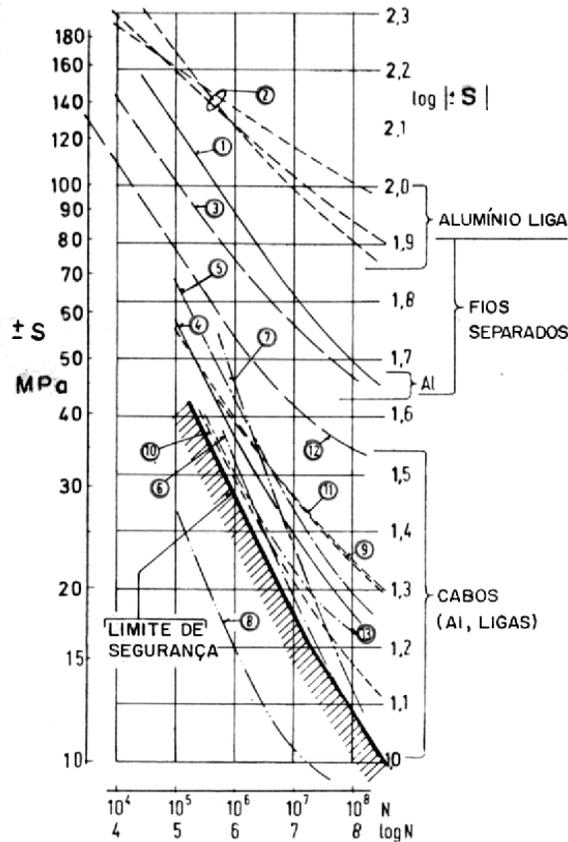


Figura 3.11 – Curva Safe Border Line, bem como as demais curvas compiladas pela CIGRE (CIGRE, 2003 - modificado)

3.4.4. Critério de Projeto H/w

Outro critério adotado em projetos correlaciona a amplitude modal da vibração, que é função da excitação e das características do cabo, aos parâmetros da catenária. Assim, define-se a razão H/w , onde H representa a carga de esticamento do cabo e w sua densidade linear.

Estes parâmetros representarão a rigidez, a massa e implicitamente a quantidade de auto-amortecimento da montagem, uma vez que um cabo mais esticado resulta em redução do auto-amortecimento, com a redução do amortecimento a parcela não dissipada da energia do vento transforma-se em amplitude de vibração que atua na formação do dano, sendo este efeito altamente indesejável.

A Figura 3.12 correlaciona a variação do parâmetro H/w ao parâmetro LD/m que fornece as características do cabo utilizado e do vão, como comprimento do vão, diâmetro do cabo e massa do condutor.

Este critério, descrito em detalhes no Orange Book (EPRI, 1979), estabelece que a relação H/w está limitada aos valores apresentados na Tabela 3.6, adaptada da referência.

Tabela 3.6 – Limites do parâmetro H/w para proteção contra danos nos condutores por vibração.

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

Uma análise da tabela acima revela que a condição mais conservativa é verificada para terrenos do tipo A. Figura 3.12, abaixo, aponta os limites para seleção da razão H/w , apresentada na abscissa, contra a relação LD/m , que contém informações acerca do tipo de condutor (diâmetro, D e massa, m) e do comprimento de vão usado, para situações em que se utilize ou não dispositivos de amortecimento.

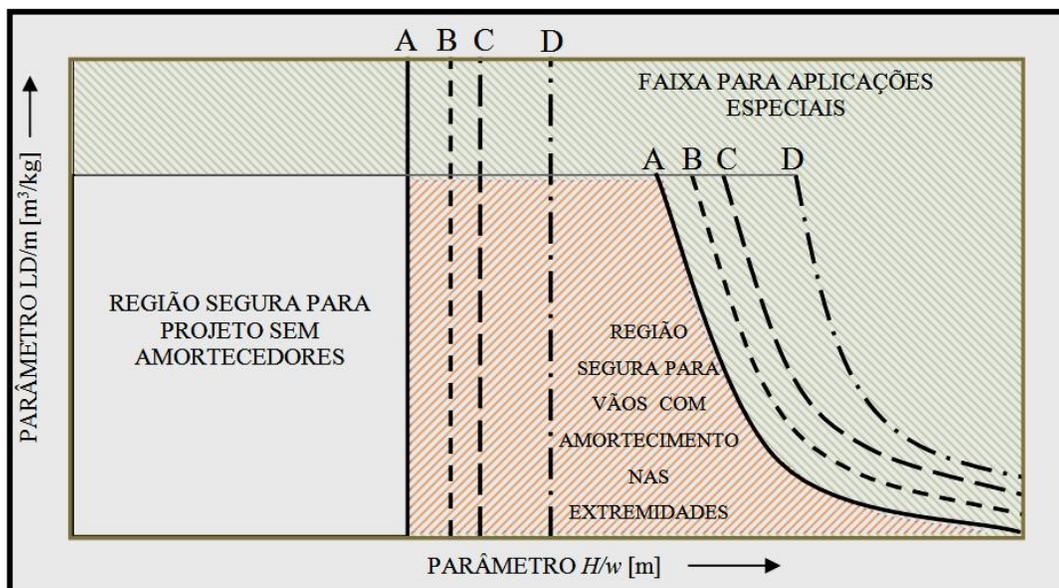


Figura 3.12 – Recomendações para a seleção da EDS com e sem amortecimento em H/w .

CAPÍTULO 4

4. PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo apresenta a bancada utilizada para execução dos ensaios e descreve o programa experimental da pesquisa desenvolvida neste trabalho, o qual se subdividiu em duas etapas: *i*) A avaliação da Fórmula de Poffenberger-Swart (P-S), por meio da utilização de extensometria, e, *ii*) O levantamento da curva de fadiga (Curva *S-N*) da montagem do cabo IBIS, 397,5 MCM¹⁴ ao grampo monoarticulado, submetido a diferentes níveis de carga de esticamento, EDS.

Após a descrição da bancada de ensaios serão apresentados os materiais utilizados, o procedimento de montagem da amostra e então cada etapa do processo experimental será detalhada, incluindo seus objetivos, o planejamento e a metodologia aplicada nos testes realizados para seu desenvolvimento. As especificações dos equipamentos e sensores estão no Anexo C.

4.1. DESCRIÇÃO DA BANCADA DE ENSAIOS DE CABOS CONDUTORES

4.1.1. Visão Geral

A Figura 4.1 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 sub-vãos: o ativo e o passivo. O vão ativo define o comprimento do cabo ensaiado, aquele que gera o valor Y_B pré-definido e está delimitado pelo centro da roldana do bloco fixo 3 e o centro do grampo de suspensão, posicionado no bloco móvel, podendo variar de 31 a 41m, segundo o posicionamento escolhido para o bloco móvel. O vão passivo é utilizado apenas para fixação do cabo.

Para garantir rigidez da montagem os quatro blocos mostrados no esquemático são de concreto armado maciço. A amostra de cabo é disposta sobre os dois pontos de apoio, que funcionam como pontos de articulação: o grampo de suspensão e a roldana, e então é fixada nas extremidades por meio de grampos de ancoragem para aplicação da carga

¹⁴ A escolha do tipo de cabo deveu-se ao interesse das empresas de geração e distribuição de energia, patrocinadoras da pesquisa.

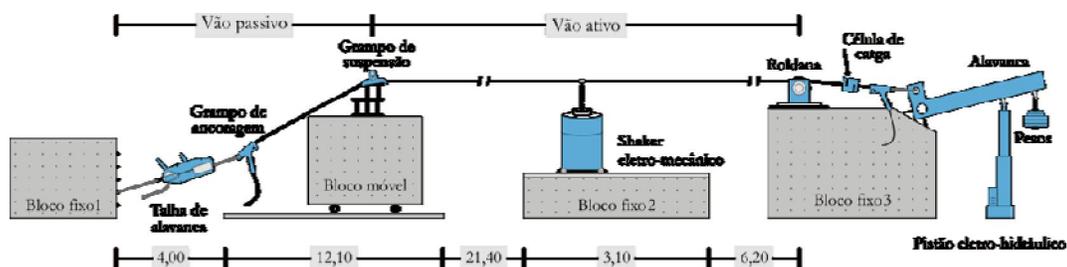


Figura 4.1– Desenho esquemático da montagem da bancada de ensaios.

O grupo de ancoragem na extremidade esquerda do diagrama é preso ao bloco fixo 1 por meio de uma talha de alavanca ou titor (Figura 4.2), e é possível esticar o cabo para impedir que o braço de alavanca na outra extremidade fique muito baixo.

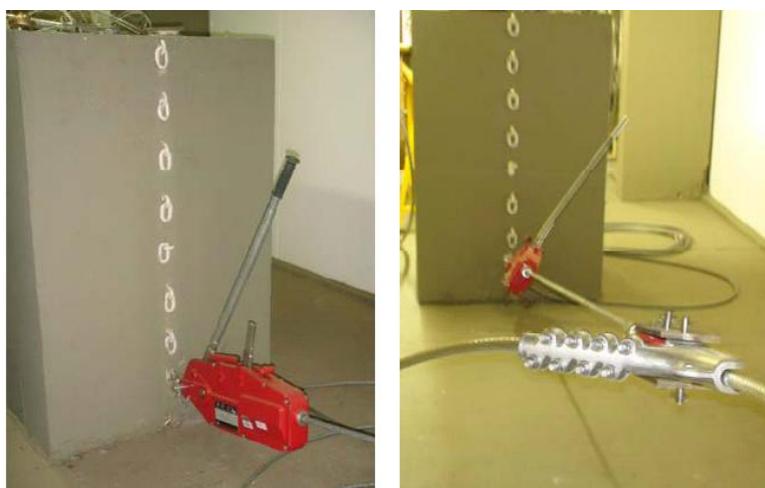


Figura 4.2 – Talha de alavanca ancorada ao bloco de fixação 1.

No bloco fixo 3, localizado no outro extremo da amostra é aplicada a carga por meio de um braço de alavanca (Figura 4.3). Uma célula de carga localizada entre o cabo e o grupo de ancoragem monitora a carga de esticamento, permitindo o controle da EDS durante o ensaio, conforme será detalhado no ítem 4.1.2.



Figura 4.3– a) Fixação do cabo através do grupo de ancoragem passante no bloco fixo 3, b) Detalhe do grupo de ancoragem passante e a célula de carga.

O bloco móvel, por sua vez, foi construído sobre uma espessa chapa de aço fixada a dois eixos dotados de rolamentos nas extremidades. Para permitir sua movimentação sobre trilhos de aço com perfil em I fixados no piso do laboratório e, desta forma, possibilitam avariação do comprimento do vão ativo, conforme mostra a Figura 4.4.



Figura 4.4 – Grampo de ancoragem montado em uma base de concreto com rolamentos e os trilhos.

O bloco fixo 2, mostrado na Figura 4.5, serve de suporte para o *shaker* eletromecânico, descrito no item 4.1.3 Nele é possível ajustar a posição do excitador, movendo-o sobre os trilhos de aço com perfil em C, para melhorar o posicionamento do excitador em relação ao nó, ou anti-nó em dada frequência de excitação melhorando a estabilidade do ensaio.



Figura 4.5 – Bloco fixo com trilho para deslocamento do *shaker* e bancada duplicada.

4.1.2. Mecanismo de Tractionamento do Cabo

Uma vez fixadas ambas as extremidades na montagem, é possível aplicar a carga de esticamento, mantendo o controle através do sinal da célula de carga.

O primeiro passo é elevar, com o uso da talha, o braço de alavanca para o ângulo final desejado (normalmente 90^0 em relação ao bloco de ancoragem), aliviando a carga aplicada sobre a amostra. O tifor, localizado na extremidade oposta da bancada (Figura 4.2), é então acionado para esticar o cabo até que seja registrada cerca de 90% da carga final desejada. A talha é então liberada para que os pesos colocados na balança possam atuar mantendo a carga desejada, com o braço na posição pré-definida (Figura 4.6).



Figura 4.6 – Bloco fixo 3 que contém os dispositivos para controle de tração do cabo.

O atuador eletro-hidráulico, que aparece ligado ao braço de alavanca na Figura 4.6, foi instalado para realizar automaticamente o ajuste da carga de esticamento. A correção era necessária, uma vez que a amostra estava sujeita a variações de carregamento resultantes da fluência (*creep*) ou da dilatação térmica promovida pelo gradiente de temperaturas que ocorria no ambiente do laboratório no decorrer do dia, em especial nos meses mais quentes do ano. No sistema o sinal da célula de carga é enviado a um controlador eletrônico que ajusta o posicionamento do atuador eletromecânico mantendo a tensão de esticamento dentro de uma faixa de $\pm 2,5\%$ da carga de tracionamento desejada (Figura 4.7).



Figura 4.7 – Painel de controle do atuador hidráulico para controle da EDS.

Em razão dos materiais utilizados em sua construção, o laboratório absorvia uma enorme carga térmica em função da incidência de sol sobre as paredes e o teto, que é de telhas de zinco (altura média de 2,30 m), e embora o volume de ar seja grande (dadas às dimensões da construção), como não havia pontos de saída para o calor o ambiente tornava-se uma imensa estufa.

A variação térmica no laboratório sujeitava o excitador a cargas laterais quando a carga de esticamento era ajustada pelo atuador eletromecânico. Como a forma de conexão do *shaker* ao cabo para aplicação da carga de excitação era estabelecida por meio de uma haste rígida, o movimento de ajuste da EDS do cabo, inclinava a haste sujeitando o excitador a cargas laterais e causando danos pelo choque entre a bobina móvel e a bobina fixa do *shaker* (Figura 4.8).

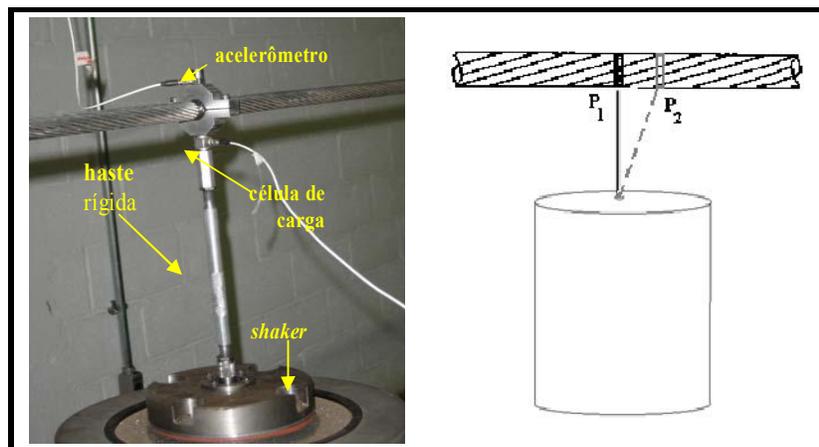


Figura 4.8 – Variação de posição e inclinação da haste rígida com o esticamento do cabo.

Para resolver o problema duas medidas foram adotadas: *i*) A construção de um dispositivo de alinhamento que absorvesse as eventuais cargas laterais, e, *ii*) O condicionamento do ambiente, pois como se nota na Figura 4.5, era utilizados ventiladores para junto com o sistema de exaustão do *shaker* (mangueira grossa saindo até a parede), evitar o superaquecimento do equipamento. Entretanto essa estrutura era pouco eficiente. As melhorias e adequações realizadas no laboratório serão descritas no item seguinte.

4.1.3. Adequação na Estrutura Original do Laboratório

Durante o desenvolvimento deste projeto de pesquisa foi construída uma segunda bancada paralela à já existente e um novo *shaker* de maior porte foi adquirido para esta bancada (ver Figura 4.5). Todas as adequações necessárias à operação das duas bancadas foram realizadas.

Para prevenir as falhas nos excitadores, toda a rede elétrica do laboratório foi reinstalada, estabilizada e aterrada por meio de um transformador isolador. Um mecanismo de alinhamento para eliminar as vibrações laterais, foi concebido, projetado, construído e instalado no *shaker*. Os detalhes destas modificações podem ser vistos na Figura 4.9. Os desenhos de montagem e fabricação do dispositivo estão no apêndice I.

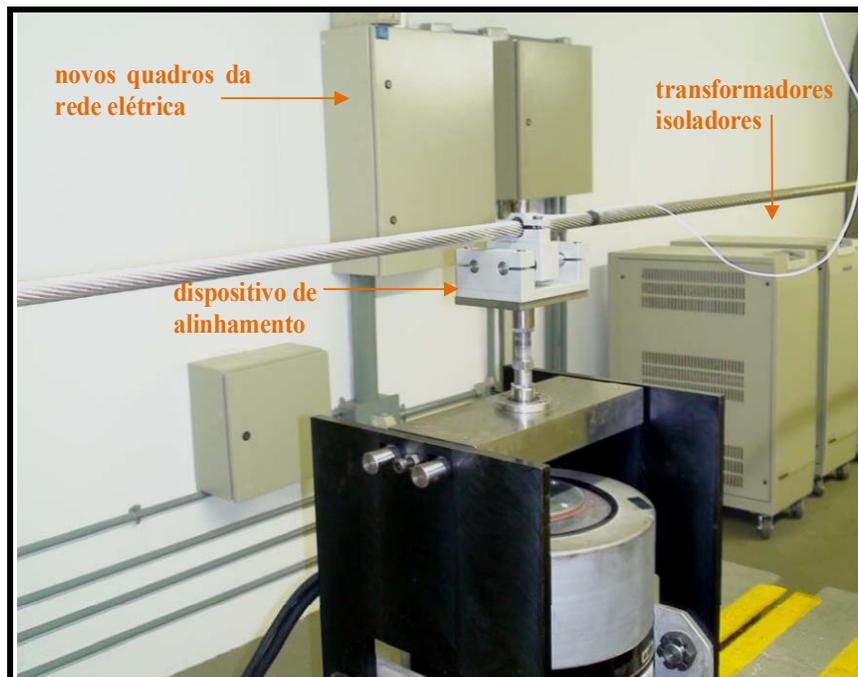


Figura 4.9 – Adequação do laboratório para eliminar falhas nos *shakers*.

Além disso, para reduzir a transferência de calor foi aplicado revestimento isolante (poliuretano expansível) em substituição à fina manta isolante conhecida como bidim (Figura 4.5), que revestia o teto (Figura 4.10). As paredes e portas também foram isoladas de modo que o isolamento térmico é quase total. Adicionalmente, foram instalados dois aparelhos de ar condicionado nas extremidades do vão (Figura 4.5 e Figura 4.6), capazes de manter o ambiente do laboratório com temperatura controlada.

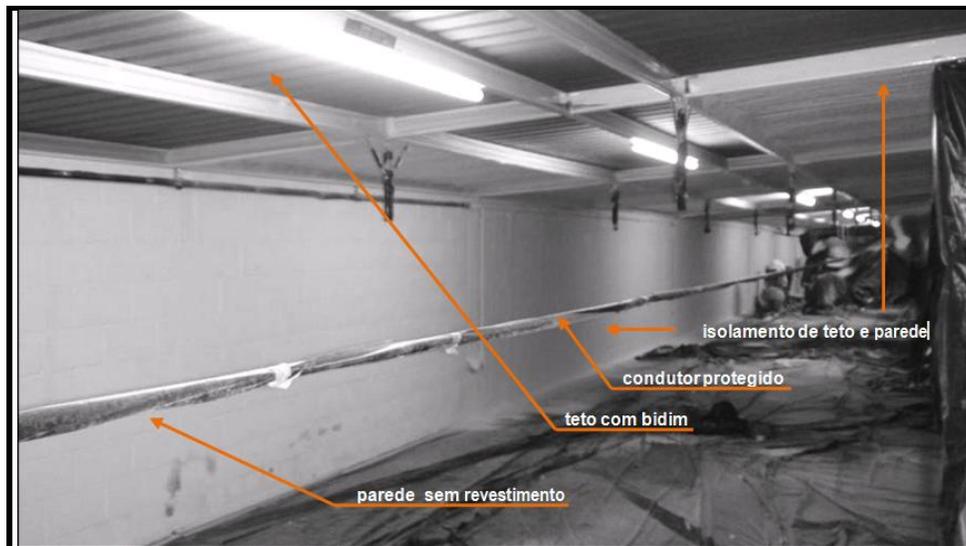


Figura 4.10 – Execução do serviço de isolamento térmico do laboratório.

A partir da instalação do dispositivo de alinhamento e do isolamento térmico não houve mais falhas nos equipamentos e os ensaios tornaram-se mais estáveis. Ensaios que se mantinham no máximo 50 horas sem paradas passaram a se manter estáveis por semanas.

Além disso, para reduzir a possibilidade de contaminação dos dados adquiridos, o dispositivo de monitoramento de quebra de fios foi transferido do suporte que ficava no chão do laboratório para um trilho suspenso, reduzindo a instabilidade do dispositivo e facilitando seu reposicionamento (Figura 4.16 b).

4.1.4. Mecanismo Excitador (*shaker*)

Na condução dos ensaios foram utilizadas ambas as bancadas (Figura 4.5). A Figura 4.11a mostra o detalhe da montagem da haste rígida de alumínio, articulada na base, e a Figura 4.11b mostra o novo dispositivo, que permite apenas deslocamento vertical da haste.

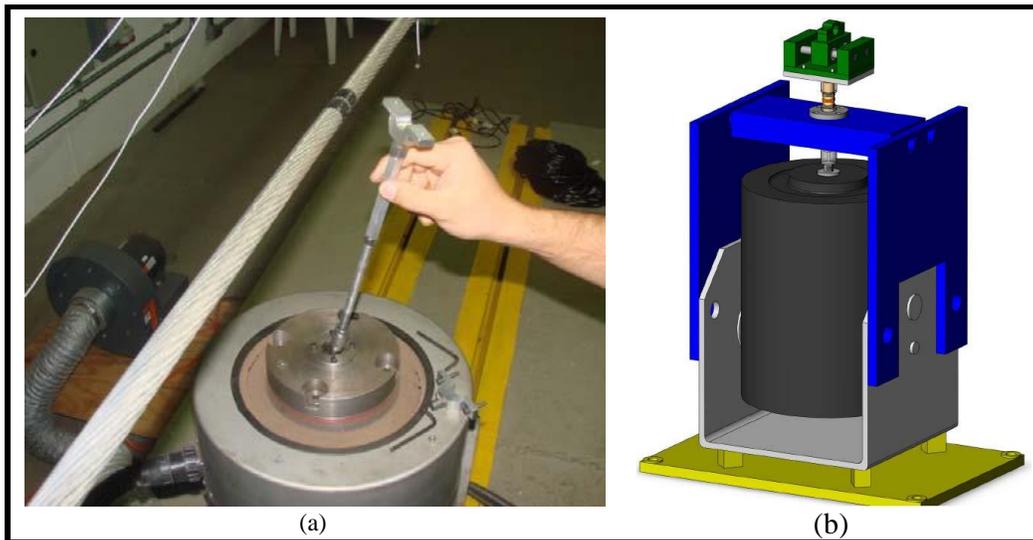


Figura 4.11 – (a) Montagem da haste rígida de alumínio; (b) Dispositivo de alinhamento.

4.1.5. Montagem do Grampo de Suspensão

A montagem cabo/grampo refere-se ao ponto de interesse de toda a pesquisa. É o ponto de restrição de movimento, onde se desenvolvem as tensões mais elevadas, que levam à falha o condutor. Alguns dos parâmetros mais relevantes do ensaio são fixados neste ponto, como a carga de aperto 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 (Figura 4.23). A Figura 4.12 mostra a montagem cabo/grampo vista lateralmente e de topo.



Figura 4.12 – Montagem cabo/grampo vista de frente e de topo.

4.1.6. 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 Figura 4.13 mostra a montagem cabo/grampo para uma amostra ensaiada do cabo. No detalhe é possível visualizar o acelerômetro fixado no ponto 89 mm. O sinal registrado pelo acelerômetro pode ser integrado para obtenção da velocidade no ponto e novamente integrado para obtenção do deslocamento Y_B , permitindo controlar a vibração do cabo durante o ensaio, garantindo que a amostra é submetida ao mesmo nível de tensão durante a duração do ensaio.

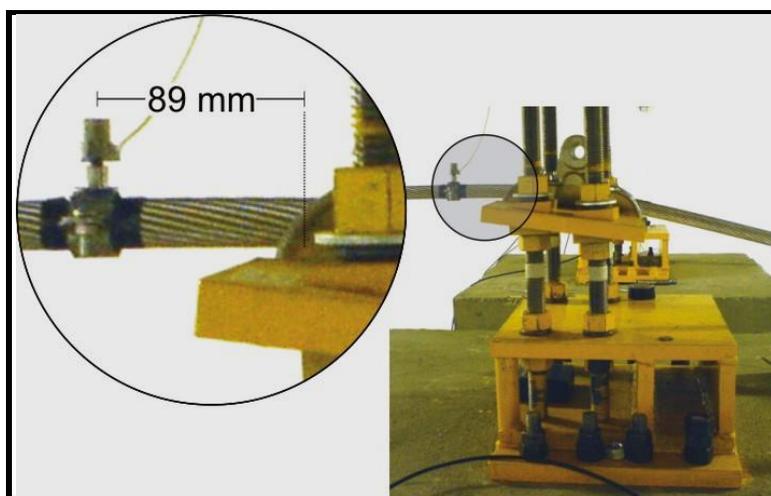


Figura 4.13- Montagem do grampo de suspensão sobre o bloco móvel e posição padrão do ponto 89.

Para monitorar a força de aperto no grampo de suspensão, quatro arruelas instrumentadas (*load washers*) foram montadas junto às quatro porcas de aperto do referido grampo.

Com o objetivo de variar o comprimento do vão ativo do condutor em teste, o dispositivo de fixação do grampo de suspensão foi montado sobre um bloco de concreto (bloco móvel), com dimensões 1,0 x 0,92 x 1,0 m, ancorado a um carrinho fabricado em aço que corre sobre um trilho, também em aço, com 12,8 m de comprimento, podendo assim variar o comprimento do vão ativo do condutor de 37 a 44 m (ver Figura 4.4).

4.1.7. Dispositivo de Detecção de Quebra de Fios

O dispositivo utilizado para detecção de quebra de fios permite identificar o instante (número de ciclos) e a camada onde ocorreu a quebra do fio de alumínio. Este dispositivo é composto por duas hastes de alumínio presas ao cabo por uma braçadeira, dois sensores de deslocamento a laser, com faixas de medição de 16 a 120 mm e resolução de 2 a 100 μm acoplados a um sistema de aquisição de dados modular, descrito no item 4.1.8.

O dispositivo é instalado na amostra ensaiada sobre nó da mais próximo ao grampo de suspensão. O projeto do dispositivo de quebra dos fios é baseado no processo de fabricação do condutor, observando-se que o cabo é formado pelo encordoamento de fios metálicos.

No caso do condutor ACSR (*Aluminium Conductor Steel Reinforced*) IBIS, em torno da alma do cabo, constituída por sete fios de aço galvanizados são enrolados duas camadas ou coroas concêntricas totalizando vinte e seis fios de alumínio. O sentido do enrolamento de cada uma das camadas é sempre oposto ao da camada anterior.

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 maior rotação do que a falha de um fio interno, e como cada camada é enrolada no sentido oposto, uma em relação à outra, o sentido de rotação do condutor depende da camada em que o fio quebrado se localiza.

O dispositivo de detecção de quebras monitora o fenômeno do condutor girar ou distorcer quando o fio quebra. Quando ocorre a quebra de um fio, o cabo gira de um ângulo de rotação (α), obtido por:

$$\alpha = \tan^{-1} \left[\frac{\left(\frac{l_1 - l_2}{2} \right)}{100} \right] \quad (4.1),$$

A Figura 4.14 apresenta esquematicamente o dispositivo e a forma de medição desse ângulo.

Os sensores a laser foram posicionados de maneira a medir os deslocamentos l_1 e l_2 da barra de referência em relação ao plano horizontal. A utilização de dois sensores laser permite isolar o movimento de rotação do movimento de translação do cabo, assim elimina-se a possibilidade do sistema registrar um deslocamento de corpo rígido do cabo como se fosse apenas rotação do mesmo.

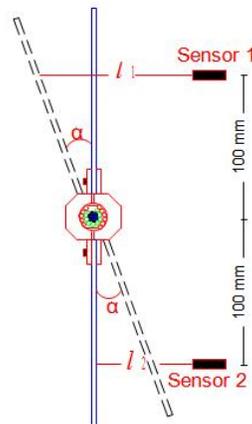


Figura 4.14 – Desenho esquemático ilustrando a forma de medição do ângulo de rotação.

A Figura 4.15 mostra o dispositivo de detecção de quebra de fios em sua versão original e depois de reposicionado nos trilhos.



Figura 4.15 – Dispositivo de detecção de quebra de fios: (a) posicionado no solo, (b) em trilhos.

4.1.8. Sistema de Aquisição de Dados

Foi utilizado um sistema de aquisição é composto por dois módulos de aquisição, com 16 canais de aquisição por módulo (Fig. 4.16) 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 compõem o sistema de instrumentação e controle utilizado na bancada de testes.

Os 32 canais coletam simultaneamente através da rede. Os condicionadores de sinais podem ser configurados para entrada de termopares, transdutores em ponte, *strain gages*, tensão, corrente e sensores de platina (Pt100). A configuração é feita por meio de *dip switches* (chave). O ganho pode ser selecionado em faixas na entrada (1,10,100) por chave e posteriormente amplificado até 50 vezes (neste caso, controlado por *software*).



Figura 4.16 – Sistema de Aquisição de Dados.

Os procedimentos de ajuste do zero ou balanço de pontes e de calibração dos extensômetros são totalmente realizados por *software*.

Por meio do ADS 2000 são adquiridos sinais de: *i*) temperatura; *ii*) extensômetros; *iii*) células de carga; *iv*) sensores de deslocamento; *v*) acelerômetros.

4.1.9. Sistema de Controle das Bancadas

O *software* de controle do excitador 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.

4.2. MATERIAIS

As principais características dos materiais empregados na pesquisa são apresentadas a seguir.

4.2.1. Cabo Condutor

Nos ensaios foi utilizado o cabo IBIS - 397,5 MCM, usualmente empregado pela CELG Distribuidora em suas linhas de transmissão com classe de tensão igual a 138 kV. As amostras ensaiadas, cujo fabricante é a Prysmian Cabos e Sistemas (antiga Pirelli Cabos), foram fornecidas pela CELG.

A Figura 4.17 mostra três camadas concêntricas do cabo. A mais interna é formada por 7 fios de aço (“alma” de aço). As outras duas, mais externas, são formadas por 26 fios de alumínio.

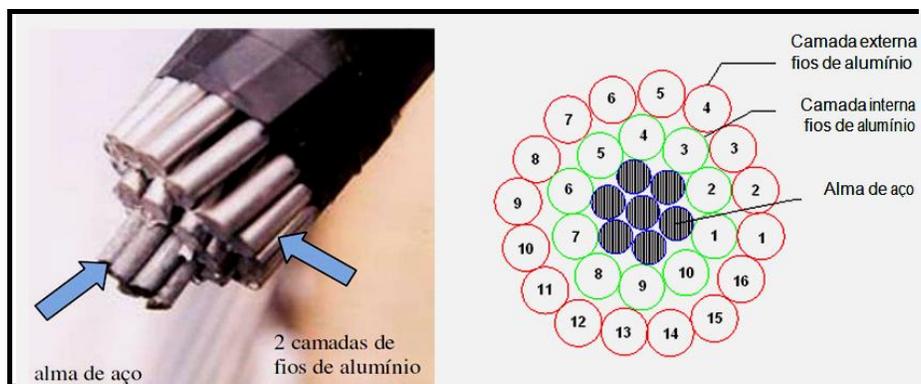


Figura 4.17 – Vista em corte e esquemático da seção do cabo IBIS 397,5 MCM .

Cada camada, encordoada helicoidalmente é disposta sempre em sentido oposto ao da camada vizinha, gerando a formação 26/7 que caracteriza o cabo IBIS (Figura 4.18).

A Figura 4.18 apresenta a vista em corte da¹⁵ montagem cabo/grampo incluindo o parafuso de fixação, revelando o interior do grampo de suspensão, local de ocorrência da falha.



Figura 4.18 – Vista em corte da montagem de um cabo condutor/grampo de suspensão (PLP, 2008)

Nas Tabelas 4.1 e 4.2 são apresentadas, respectivamente, as características estruturais e dimensionais do condutor e as propriedades mecânicas da liga de alumínio 1350-H19.

Tabela 4.1 – Características dimensionais e estruturais do cabo condutor (NEXANS).

Condutor	Bitola MCM	Área Nominal [mm ²]			Encordoamento (nº fios x diâmetro)		Diâmetro nominal cabo [mm]	Peso linear [kg/km]	Carga Ruptura [kgf]
		Alumínio	Aço	Total	Alumínio	Aço			
IBIS	397,5	201,21	234	435,21	26x3,139	7x2,441	19,88	557,5	7394

¹⁵ É possível verificar que não se trata do cabo IBIS, graças à formação dos fios. Entretanto a figura permite visualizar o problema de contato entre as diversas partes

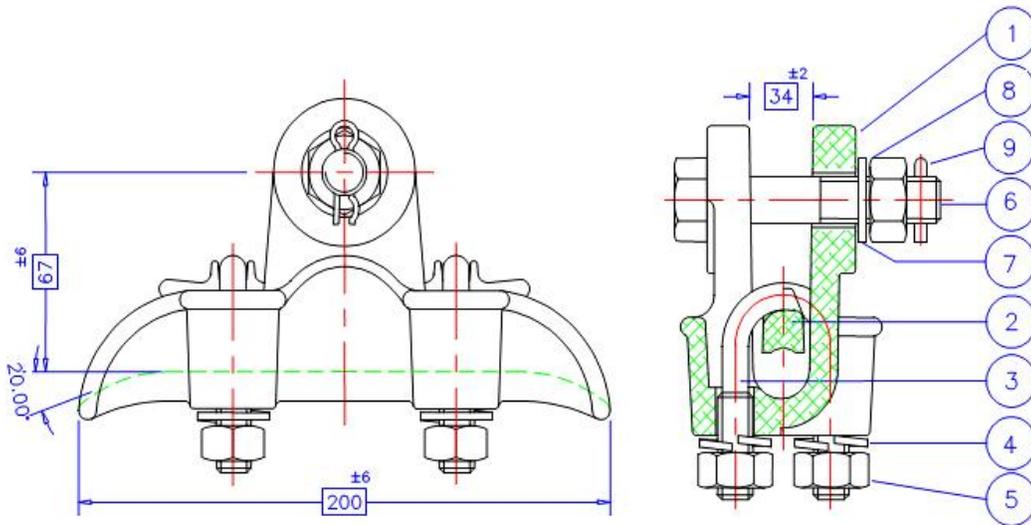
Tabela 4.2 – Definição das condições de ensaio.

<i>Propriedades Físicas e Mecânicas</i>	<i>Unidade</i>	<i>Valor</i>
Coeficiente de Poisson	-	0,33
Densidade	Kg/m ³	2705
Dureza Brinell	-	50
Elongação na Quebra (Min)	%	1,5
Limite de escoamento	MPa	165
Limite de Resistência à Tração	MPa	186
Módulo de Elasticidade	GPa	68,9
Resistência a Fadiga para 5x10 ⁸ Ciclos	MPa	48,3
Resistência ao Cisalhamento	MPa	103

4.2.2. Grampo de Suspensão

É importante para a padronização dos ensaios que o grampo de suspensão utilizado mantenha as mesmas condições em todos os testes, de modo a evitar a inserção de novas variáveis que poderão influenciar a determinação da vida dos cabos, o que poderia gerar uma dispersão capaz de comprometer os resultados. Assim, o grampo de suspensão utilizado na realização dos ensaios foi o monoarticulado, fornecido pela Forjasul.

O grampo de suspensão consiste em uma peça composta de duas partes principais, o corpo e a tampa (ou telha), que são 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. O grampo ensaiado suporta 60% da carga de ruptura do cabo de maior bitola por ele utilizado e apresenta uma resistência mínima de escorregamento de 25% da carga de ruptura do maior condutor. O grampo padrão possui superfície lisa e uniforme, não deve apresentar arestas cortantes e a “boca” de saída tem ângulo máximo de 20°, de modo a evitar danos aos cabos. O grampo utilizado, 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 kg e peso total de 1,28 kg. A Figura 4.19 apresenta a geometria e materiais do grampo monoarticulado. A Figura 4.19a e a Figura 4.19b ilustram o conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado e o parafuso tipo U do grampo, respectivamente.



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

Figura 4.19 – Geometria do grampo de suspensão monoarticulado Forjasul 55101.

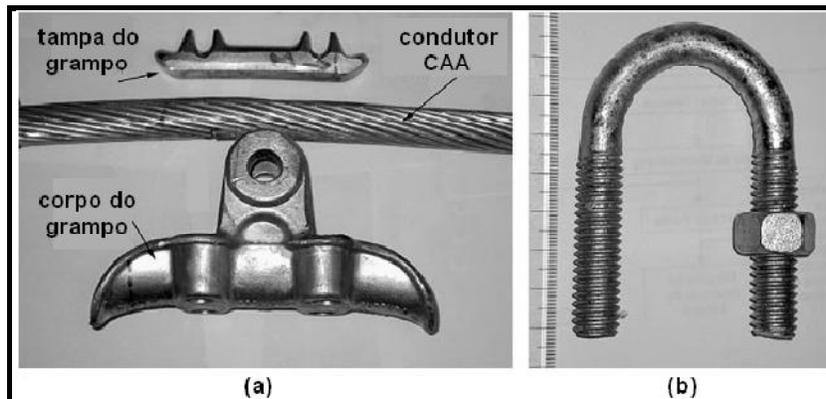


Figura 4.19 – (a) Conjunto: cabo condutor/grampo de suspensão monoarticulado e (b) Parafuso tipo U do grampo de suspensão, (Hortêncio, 2009, modificado).

4.2.3. Extensômetria

Foram empregados nos ensaios seis extensômetros de resistência elétrica (ERE) próprios para alumínio, modelo unidirecional simples e forma tradicional da marca *Excel*. Os

extensômetros (*strain gauges*) utilizados apresentam fator de sensibilidade (*gauge factor*) 2,08, e são do tipo PA-06-120BA-350L, seguindo a classificação do fornecedor ilustrada na Figura 4.20.

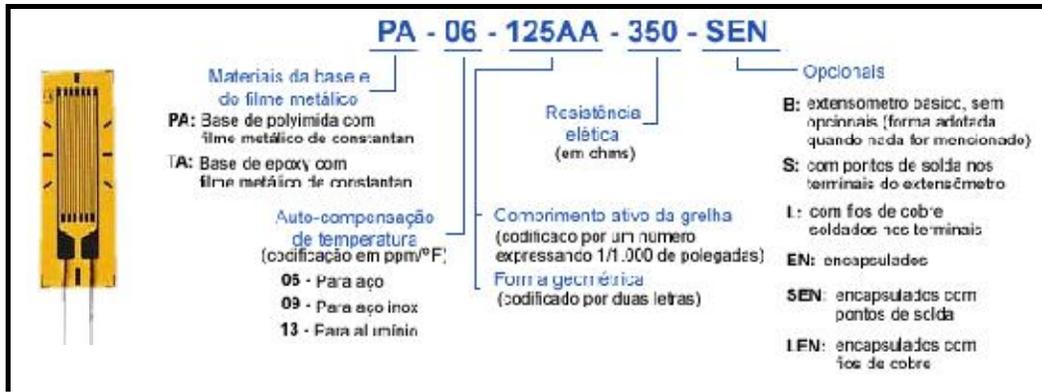


Figura 4.20 – Codificação utilizada para os extensômetros (Excel Sensores).

A ponte extensométrica utilizada foi configurada como $\frac{1}{4}$ de ponte no ADS2000, num arranjo a três fios e compensação interna em 350 Ω e alimentação estabilizada de 7,5 VCC.

A seguir serão apresentadas as duas etapas do trabalho de pesquisa experimental.

4.3. PROGRAMA EXPERIMENTAL PARA LEVANTAMENTO DA CURVA S-N

O objetivo do levantamento da Curva S-N é o estabelecimento de parâmetros métricos para a determinação da durabilidade da montagem condutor aéreo/grampo de suspensão ao processo de fadiga por *fretting* induzido por vibrações eólicas. Ao realizar o experimento para diferentes níveis de tensão esticamento (EDS) é possível avaliar o impacto do uso de cargas de tracionamento mais elevadas na vida do condutor.

4.3.1. Metodologia

Em geral, a resistência em fadiga da montagem cabo/grampo de suspensão é obtida por meio de métodos experimentais, de maneira análoga àquela usada para corpos-de-prova sólidos. Para o levantamento dos pontos da curva, testes de flexão cíclica, que mantém a mesma amplitude de tensão são conduzidos, monitorando a ruptura do primeiro, segundo e terceiro fio de alumínio e registrando-se o número de ciclos experimentado pela montagem até o instante de cada quebra.

Os testes em laboratório para levantamento da curva $S-N$ concentram-se na área de ocorrência de falha, que é o grampo de suspensão e devem reproduzir o mais fielmente possível as condições de operação em campo. Nestes testes a vida em fadiga dos condutores é determinada como uma função de alguma medida de intensidade de vibração, uma vez que as tensões responsáveis pela falha em fadiga não são parâmetros diretamente mensuráveis.

Para desenvolvimento da pesquisa, a padronização dos testes é fundamental, pois além de fornecer resultados confiáveis, que servirão como parâmetros para aperfeiçoar projetos, operação e manutenção de linhas de transmissão, permitem que estes resultados sejam comparados e ou aplicados no desenvolvimento de pesquisas científicas. Os ensaios foram executados, de acordo com as recomendações da CIGRE (1985), EPRI (1979) e IEEE (1978). Para obtenção da estimativa de vida da montagem condutor/grampo à fadiga, Observando-se a terceira quebra de fio, a amostra é aberta e seu registro fotográfico é realizado para determinar forma e posição das quebras em relação ao grampo, na tentativa de estabelecer um padrão de posicionamento da falha.

Cabe ressaltar que a escolha do número de fios rompidos, como padrão para determinação da falha, pode ser diferente. Nesse caso, o número de fios adotado para estabelecer a ocorrência de falha na condução dos experimentos, permitirá uma comparação entre os resultados obtidos àqueles estabelecidos por uma ferramenta bastante utilizada no projeto de linhas de transmissão, a Curva Limite de Segurança da CIGRE, a qual adota a ruptura de três tentos como parâmetro de falha. Este número de falhas é considerado como dentro do limite de segurança para a operação do cabo condutor, pois a capacidade de transmissão de energia ainda está dentro da tolerância estabelecida, e não há risco estrutural mecânico de ocorrência de falha catastrófica do cabo.

Repetindo-se o teste proposto para diferentes amplitudes de deslocamento (que equivalem a diferentes níveis de amplitude de tensão), e registrando o número de ciclos decorridos até a falha, obtém-se a curva que estabelece a correlação entre os diversos níveis de tensão e a vida em número de ciclos do cabo, conhecida como Curva $S-N$ ou de *Wöhler*.

4.3.1.1. Planejamento dos Testes

Definição de Parâmetros a Serem Controlados no Ensaio

A definição dos parâmetros cuja variação durante a execução dos ensaios aumenta a dispersão dos resultados é obtida a partir da expressão que fornece a correlação entre a tensão e número de ciclos até a ocorrência da falha, que equivale à vida.

$$\sigma = AN^b \quad (4.2),$$

Substituindo a Equação de Poffenberger-Swart (P-S), apresentada pelo conjunto de Equações 3.3 a 3.6, na Eq. 4.2, obtêm-se a seguinte expressão:

$$N = \left(\frac{E_a d_a T}{4 \left(e^{-\sqrt{\frac{T}{EI_{min}}} x} - 1 + \sqrt{\frac{T}{EI_{min}}} x \right) A(EI_{min})} Y_B \right)^{\frac{-1}{b}} \quad (4.3).$$

Sendo o cálculo da vida em ciclos realizado usando a rigidez mínima do condutor, como se todos os fios estivessem se movendo independentemente, e é dada pela aplicação do princípio da superposição, como expressa a Equação 4.4, a seguir.

$$EI_{min} = n_s E_s \frac{\pi d_s^4}{64} + n_a E_a \frac{\pi d_a^4}{64} \quad (4.4),$$

Analisando a expressão acima apresentada (Eq. 4.3), verifica-se que a vida estimada segundo a equação de P-S dependerá dos seguintes parâmetros: *i*) dos módulos de elasticidade nominais dos fios da camada externa e do núcleo do cabo (E_a e E_s), *ii*) dos diâmetros dos fios de alumínio das camadas externa e do núcleo do cabo (d_a e d_s), *iii*) da Pré-tensão aplicada no cabo (T), *iv*) da posição do sensor de medição do deslocamento transversal do cabo (x), *v*) do deslocamento transversal do cabo (Y_B). Dos parâmetros apresentados nos itens acima, somente *iii*, *iv* e *v* podem ser controlados durante o ensaio.

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

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. Neste trabalho adotou-se um ângulo de mergulho de 10°.

Especial atenção deve ser dada à montagem grampo/cabo para a realização destes ensaios, assim como à escolha do tipo do grampo utilizado, tendo em vista que, o conjunto de solicitações que atuam sobre os cabos, sejam elas longitudinais ou transversais (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, pode ocorrer esmagamento de fios, pois a superfície de apoio fica localizada em uma região bastante reduzida (Fuchs, 1992).

Torque de aperto dos parafusos de fixação do cabo no grampo de suspensão

O torque de aperto que é aplicado nas porcas que fixam os parafusos ao grampo de suspensão, insere uma carga compressiva à montagem cabo/grampo, cuja função é evitar o escorregamento do cabo sobre o grampo de suspensão. O valor desta carga de aperto é indicado pelo fabricante do grampo, para cada tipo de grampo. O grampo de suspensão monoarticulado utilizado nos testes possibilita a montagem de cabos de diâmetros entre 17 a 29 mm. Para estes ensaios foi utilizado inicialmente um torque de 60 Nm, porém, observou-se que após a retirada do grampo, o cabo apresentava amassamento excessivo e, em algumas montagens, o grampo foi levado à ruptura (Figura 4.21). Por isso, a despeito dos limites indicados pelo fabricante, a carga de aperto pré-definida foi ajustada em 50 N.m.



Figura 4.21 – Grampo de suspensão monoarticulado rompido após a aplicação do torque igual 60 Nm (Hortêncio, 2008).

Carga de pré-tensionamento, EDS

A carga de pré-esticamento está associada à tensão média mecânica (EDS - Every Day Stress) na qual o cabo é solicitado ao longo de sua vida. Nos ensaios realizados foram adotadas cargas de pré-esticamento iguais a 20% e 30% da carga de ruptura do cabo IBIS, o que correspondem respectivamente a 14,79 kN e 22,19 kN, de modo a permitir a análise da influência da EDS sobre a durabilidade do cabo.

Amplitude de deslocamento, Y_B

A amplitude de deslocamento aplicada ao cabo durante a realização dos testes corresponde ao nível de tensão nominal que gera a falha e é também uma das variáveis de controle. Conforme ilustra a Figura 4.22, Y_B é medido no ponto de controle do ensaio, localizado a 89 mm do último ponto de contato entre o cabo e o grampo de suspensão, como prescreve a teoria na qual está embasada a Fórmula de Poffenberger-Swart.

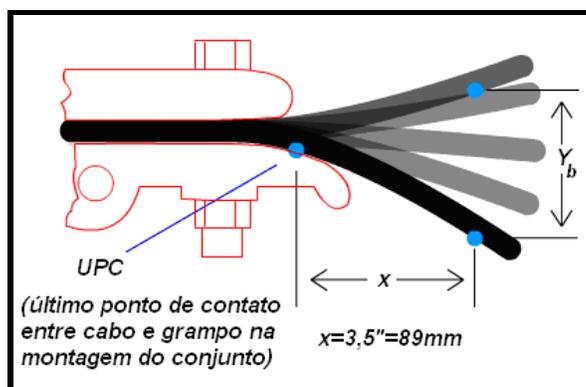


Figura 4.22 – Amplitude de deslocamento, Y_B . (Araújo, 2008 – modificado).

Como o objetivo principal deste trabalho é estabelecer comparação entre as tensões geradas pelas cargas de esticamento distintas, e a simples aplicação destas cargas coloca os dois experimentos em base de comparação diferente, uma vez que a tensão experimentada na região de falha aumenta com o aumento da EDS, foi realizada uma análise do deslocamento equivalente para cada nível de carga de esticamento, capaz de gerar o mesmo nível de tensão, para a prescrição das amplitudes de deslocamentos utilizadas nos ensaios.

Para os ensaios foram adotados quatro diferentes níveis de deslocamento pico-a-pico, Y_B . Os critérios adotados para a escolha desses níveis foram:

i- Estabelecimento amplitudes equivalentes diferentes níveis de EDS, que resultassem nos mesmos níveis de tensão, possibilitando a comparação das vidas por meio da curva σ -N resultante;

ii- Limitação dos valores de Y_B , àqueles que resultassem em ensaios economicamente viáveis, isto é, com período de execução não superior a 7 dias.

Os valores escolhidos para a realização dos ensaios são apresentados na Tabela 4., apresentada a seguir.

Tabela 4.3 – Amplitudes de deslocamento prescritas nos ensaios.

σ [MPa]	Amplitude de deslocamento pico-a-pico, Y_B [mm]	
	EDS 20%	EDS 30%
44,65	1,39	1,20
40,93	1,27	1,10
37,21	1,16	1,00
35,42	1,10	0,95
32,20	1,00	0,87
29,98	0,90	0,78
25,76	0,80	0,70

4.3.2. Procedimento Experimental

Para esta pesquisa foram utilizadas amostras do cabo condutor IBIS – 397,5 MCM em ensaios executados, de acordo com as recomendações da CIGRE (1985), EPRI (1979) e IEEE (1978).

4.3.2.1. Preparação do corpo de prova

Os corpos de prova foram retirados das bobinas do cabo condutor desprezando-se sempre o comprimento relativo à primeira espira e evitando torções e desdobramentos com raios de curvaturas menores aos mínimos admissíveis, tendo como referência o raio da bobina. Todos os cuidados foram tomados para que as superfícies com as quais o cabo em lançamento tivesse contato não fossem de material metálico e não contivessem objetos cortantes, tais como pregos, parafusos, ou que pudessem danificar ou contaminar o mesmo.

A Figura 4.24 mostra a retirada do cabo condutor da bobina, utilizando uma polia auxiliar como apoio da extremidade do cabo



Figura 4.23 – Retirada do cabo condutor da bobina.

Para o posicionamento do corpo de prova na bancada, utilizou-se como apoio, polias auxiliares que estavam posicionadas ao longo do vão do teste, conforme mostra a Figura 4.25.

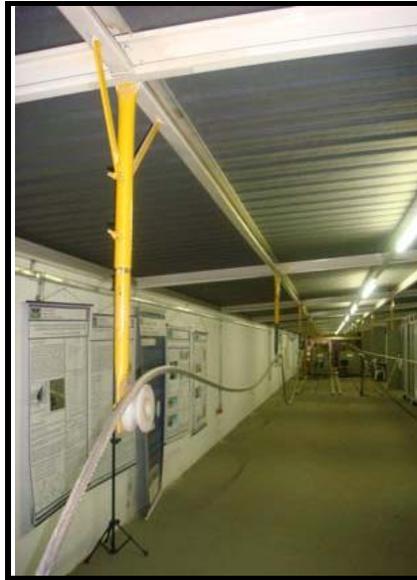


Figura 4.24 – Polias auxiliares posicionadas ao longo do vão do teste.

Após a amostra ter sido esticada com um comprimento de aproximadamente 49 m é feita a fixação do cabo no ponto de corte através de braçadeiras e logo em seguida a operação de corte é realizada utilizando-se disco de corte (Figura 4.25).



Figura 4.25 – Corte do corpo de prova utilizando uma máquina policorte.

4.3.2.2. Montagem do corpo de prova na bancada

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

i) Prender a gaiola do contrapeso a uma talha manual e colocar a pré-carga. Ver Figura 4.6;

- ii) Fixar as duas extremidades do cabo nos grampos de ancoragem, posicionando o grampo de suspensão no bloco móvel;
- iii) Tracionar o corpo de prova utilizando a talha de alavanca;
- viii) Aliviar a talha na outra extremidade (item ii), de modo que a carga do contrapeso seja aplicada à amostra;
- ix) Retirar as polias auxiliares posicionadas ao longo do vão do teste (Figura 4.24);
- xi) Após acomodação por fluência (*creep*) do cabo fixar o grampo de suspensão e ajustar o torque aplicado às porcas de fixação no grampo de suspensão;
- xiii) Fixar o dispositivo de conexão entre excitador eletromecânico (*shaker*) e corpo de prova (haste ou dispositivo de alinhamento). Ver Figura 4.8 e Figura 4.11;
- xiv) Fixar um acelerômetro, no ponto 89 mm a partir do último ponto de contato entre cabo e grampo de suspensão, por meio de uma braçadeira, para obter o deslocamento Y_B e realizar o controle durante o ensaio;
- xvi) Posicionar o sistema de detecção da quebra dos fios sobre o nó. Ver Figura 4.15.

4.3.2.3. Operação da Bancada

Durante a realização dos ensaios são mantidas constantes a carga de tração no corpo de prova e a amplitude de deslocamento Y_B , prescrita a 89 mm do UPC.

A operação da bancada é realizada por meio de um controlador que recebe os sinais coletados pelos sensores e os compara aos valores prescritos para o teste alterando deslocamento, velocidade e força no *shaker* de modo a aproximar a saída dos valores desejado.

No detalhe da Figura 4.26 é possível ver como o monitoramento e o controle da bancada envolve a aquisição e transmissão de diversos sinais capturados pelos sensores.

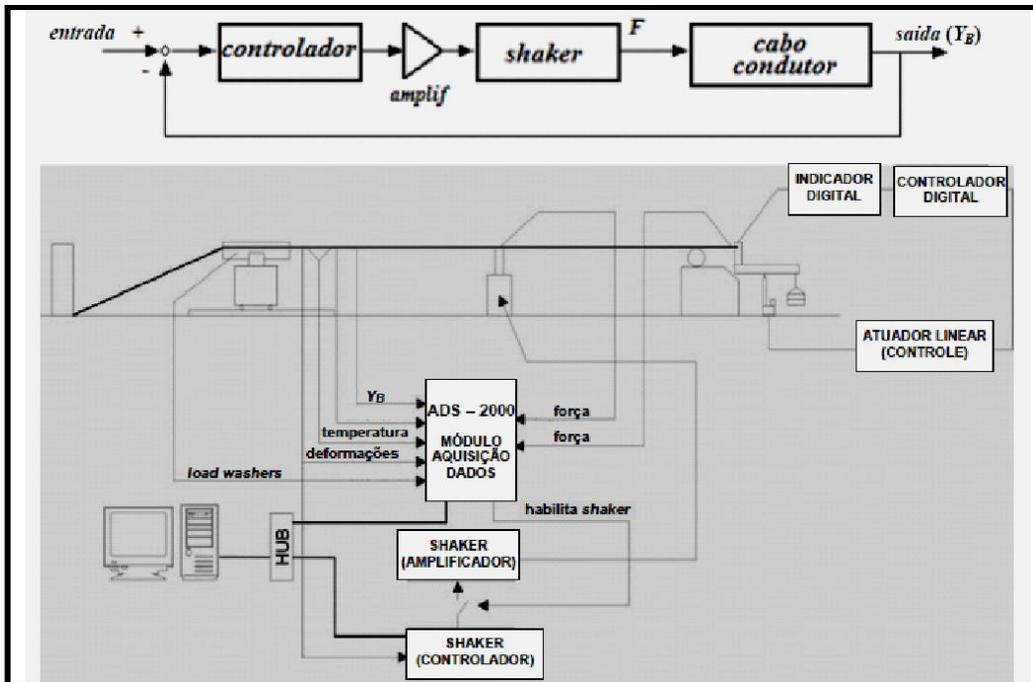


Figura 4.26 – Esquemático do sistema de controle da bancada de ensaios com detalhe dos sensores.

A estabilidade do sistema depende do perfeito balanço entre tempo de aquisição e processamento destes sinais e velocidade de atuação no sistema por meio do *shaker*.

Uma vez instalada a amostra na bancada e todos os sensores e ligações físicas é necessário permitir aos programas de computador das duas bancadas compartilhar os sinais enviados pelo aquisitor. Para que a aquisição seja simultânea sem que haja problemas na controlabilidade dos sistemas uma rede de comunicação foi modo a permitir que os sinais possam ser distribuídos aos computadores que controlam os dois ensaios.

A realização dos ensaios consiste de dois procedimentos principais: (i) *Sweep* ou varredura para determinação das frequências de ressonância do condutor, e, (ii) Aplicação do *dwell* ou parada em determinada frequência com amplitude de deslocamento no ponto 89 mm controlada.

4.4. PROGRAMA EXPERIMENTAL PARA AVALIAÇÃO DA FÓRMULA P-S

O objetivo da aplicação do procedimento de extensometria neste trabalho foi a validação e determinação da abrangência e limitações da equação de Poffenberger-Swart (apresentada no capítulo 3, item 3.3.1), usada para a obtenção da tensão nominal na zona de falha.

4.4.1. Planejamento do Experimento

Para avaliar a tensão nominal a amostra foi instrumentada com extensômetros colados nos fios da camada mais externa do condutor para estabelecer uma correlação entre a deflexão pico a pico do cabo em um ponto padrão (89 mm) e a amplitude de tensão nominal no último ponto de contato cabo/grampo.

Esses extensômetros têm seu princípio de funcionamento baseado na variação de resistência que ocorre em um fio quando sua seção transversal é alterada e fornecem a leitura direta da deformação (ε) sofrida no ponto do fio instrumentado no condutor, a qual se correlaciona com a amplitude de tensão (σ), por meio da lei de Hooke:

$$\sigma = E\varepsilon \quad (4.5),$$

onde E é o módulo de elasticidade (Módulo de Young) do fio de alumínio no qual o extensômetro é colado. O princípio de funcionamento e as relações matemáticas da extensometria, bem como o foco da aplicação em condutores são apresentados no Anexo B.

Foram conduzidas medidas de deformação nos fios da amostra submetida à EDS de 20% e de 30%, considerando as tensões geradas pela imposição de carregamentos dinâmicos e estáticos. Avaliou-se a resposta da amostra quando submetida a diferentes amplitudes de deslocamento Y_B , no ponto 89mm.

Para avaliação dinâmica foram adotadas frequências de excitação próximas àquelas de ressonância da amostra.

Para a avaliação estática, restringiu-se o deslocamento vertical do cabo por meio da colocação de um apoio, de modo a verificar a influência do comprimento nodal na resposta em tensão na zona de interesse.

Essa verificação é baseada na compreensão de que a energia empregada para obter a flecha que gera a amplitude desejada a 89mm, pode apresentar valores distintos dependendo da curvatura imposta, a qual depende da configuração utilizada para aplicar o carregamento. Foram testadas três configurações, conforme ilustrado na Figura 4.: (a) viga bi-apoiada com carregamento central, chamado aqui de ensaio estático com restrição, (b) viga simplesmente engastada com carregamento estático num dos extremos, chamado aqui de ensaio estático sem restrição, e, (c) carregamento senoidal, chamada de ensaio dinâmico.

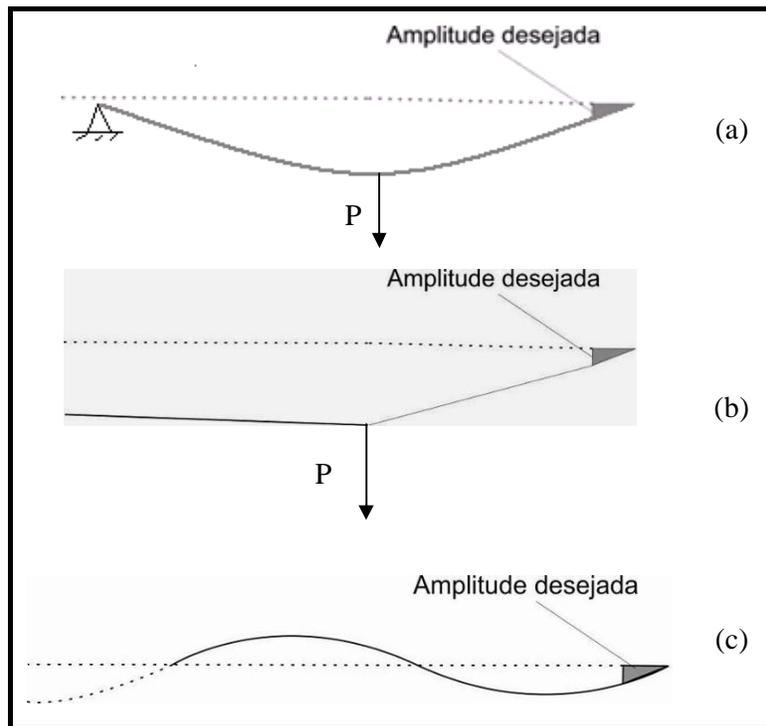


Figura 4.28– Curva gerada no ensaio estático (a) com apoio, (b) sem apoio, (c) no ensaio dinâmico(senoidal)

A escolha do ponto de imposição da restrição foi realizada com base nos comprimentos nodais mínimos e máximos, obtidos da varredura entre 10 e 40 Hz, faixa em que foram realizados os ensaio dinâmicos. Assim, o apoio foi fixado a 3 e 6m do grampo de

suspensão e a carga aplicada no ponto central do vão (Figura 4.), simulando a formação da onda, para a realização do ensaio tipo (a), descrito acima.



Figura 4.29 – Colocação de um apoio no nó para realização de ensaio estático tipo (a).

Os experimentos foram realizados de acordo com a Tabela 4. e a Tabela 4.5, as quais resumam as condições de realização dos ensaios estáticos e dinâmicos respectivamente.

Tabela 4.4– Planejamento dos ensaios estáticos para avaliação da Fórmula P-S.

ENSAIOS ESTÁTICOS			
Y_B	20% EDS	Y_B	30% EDS
0,2		0,2	
0,4		0,4	
0,6	SEM RESTRIÇÃO	0,6	SEM RESTRIÇÃO
0,8		0,8	
1,0		1,0	
1,1		1,1	
<hr/>			
0,2		0,2	
0,4		0,4	
0,6	COM RESTRIÇÃO 3 m	0,6	COM RESTRIÇÃO 3 m
0,8		0,8	
1,0		1,0	
1,1		1,1	
<hr/>			
0,2		0,2	
0,4		0,4	
0,6	COM RESTRIÇÃO 6 m	0,6	COM RESTRIÇÃO 6 m
0,8		0,8	
1,0		1,0	
1,1		1,1	

Tabela 4.5– Planejamento dos ensaios dinâmicos para avaliação da Fórmula P-S.

ENSAIOS DINÂMICOS			
20% EDS		30% EDS	
Y_B	<i>frequência na faixa</i>	Y_B	<i>frequência na faixa</i>
0,2	10-20Hz	0,2	10-20Hz
0,4		0,4	
0,6		0,6	
0,8		0,8	
1,0		1,0	
1,1		1,1	
0,2	20-30Hz	0,2	20-30Hz
0,4		0,4	
0,6		0,6	
0,8		0,8	
1,0		1,0	
1,1		1,1	
0,2	30-40Hz	0,2	30-40Hz
0,4		0,4	
0,6		0,6	
0,8		0,8	
1,0		1,0	
1,1		1,1	

Foi realizado um conjunto de 108 medições a uma taxa de 500 Hz, representando uma massa de dados de mais de 6.500.000 pontos, utilizados para a construção das curvas, que serão apresentadas no capítulo de resultados.

4.4.2. Preparo da Amostra

A amostra de cabo posicionada na bancada com vão ativo de 41,5m conforme descrito no item 4.3.4.1, em seguida a amostra é submetida a uma carga de tracionamento equivalente à EDS de 20% (tensão de base) e então instrumentada com extensômetros posicionados conforme mostra a Figura 4.30.

Três extensômetros foram colados na linha do UPC: um no fio de topo do cabo e outros dois em cada fio adjacente, à esquerda e à direita do ERE de topo, sendo chamados respectivamente ERE topo esquerdo e ERE direito. Dada à impossibilidade de instrumentar o fio no ponto 89 devido à localização do acelerômetro de controle, o ERE do ponto 89 mm foi posicionado a cerca de 46 mm de distância do último ponto de contato e o ERE do centro a cerca de 23 mm do UPC, isto é a aproximadamente 2/3 e 1/3 da distância UPC/ ponto 89 mm, respectivamente.

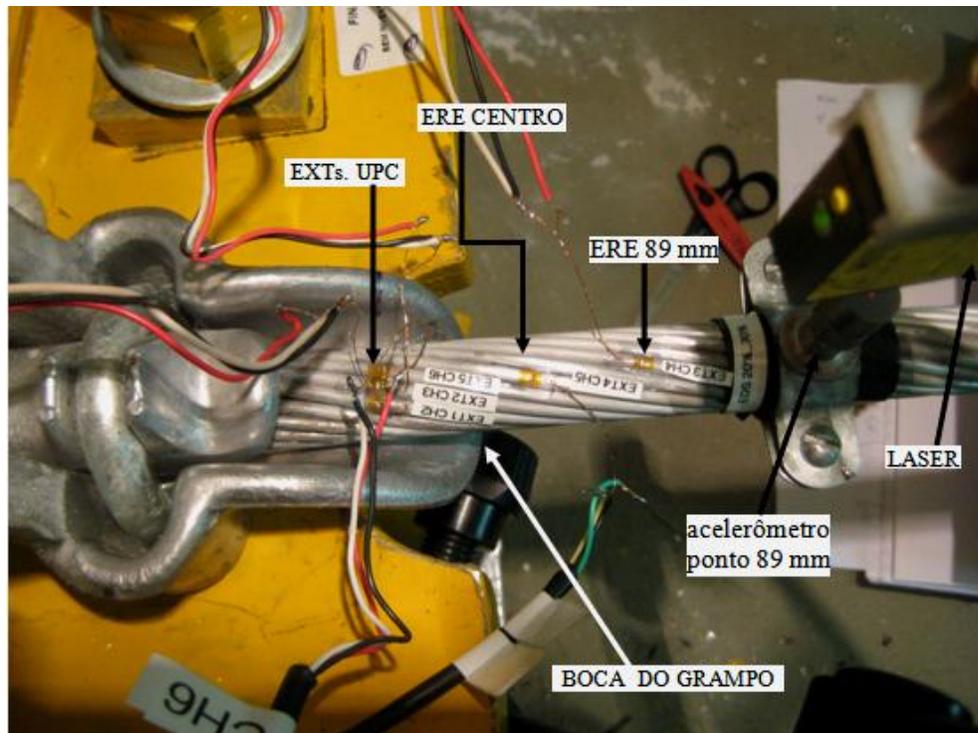


Figura 4.270 – Posicionamento dos extensômetros (ERE) em relação à boca do grampo.

A realização do procedimento de extensometria consiste em fixar o ERE à peça e ligá-lo a uma ponte de Wheatstone para então calibrá-lo e realizar as medições, conforme segue. Os procedimentos de preparo da amostra para a realização da extensometria e dos testes estáticos e dinâmicos são apresentados a seguir.

4.4.2.1. Colagem dos Extensômetros

O procedimento de colagem do ERE é dividido em 5 etapas: *i*) preparo da superfície; *ii*) limpeza da superfície; *iii*) posicionamento do ERE; *iv*) colagem do ERE; *v*) soldagem dos fios do ERE. As etapas da colagem serão mostradas a seguir:

i) Preparo da superfície: A superfície deve ser lixada¹⁶ ou jateada de modo a tornar-se livre de sujeiras (Figura 4.28) e para aumentar a rugosidade superficial de modo a permitir que a colagem seja a melhor possível (deseja-se que a peça e o extensômetro tornem-se uma estrutura única e para tal a adesão deve ser completa).

¹⁶ No caso de uso de lixa recomenda-se o uso de granulação entre 80 a 120, iniciando da menor para a maior e lixando em direções perpendiculares. Não deve ser aplicada força no procedimento de lixar, pois o objetivo não é reduzir a superfície do fio

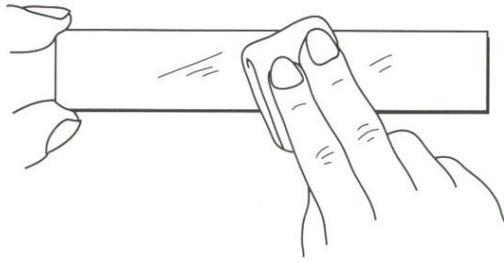


Figura 4.28– Limpeza da superfície para colagem do extensômetro.

No caso de jateamento (Figura 4.) convém isolar a região em torno da área a ser atacada, de modo a evitar eventuais contaminações do grampo pela areia, o que acentuaria o desgaste por *fretting*.

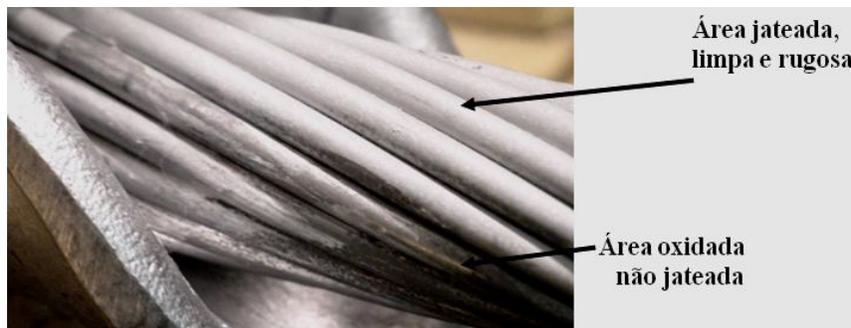


Figura 4.32– Cabo após jateamento de óxido de alumínio

ii) *Limpeza da superfície*: Consiste em limpar a superfície onde o extensômetro será colado. A limpeza é feita com álcool isopropílico e papel toalha (para evitar desprendimento de fibras).

iii) *Posicionamento do ERE*: O local de colagem do extensômetro é marcado na amostra. Antes da colagem, deve-se checar com um multímetro se o extensômetro apresenta a resistência descrita em sua embalagem $\pm 5\%$, o extensômetro é colado inicialmente a uma fita adesiva (*durex* especial para extensometria) a qual é usada para posicioná-lo na amostra no ponto indicado (Figura 4.33 e Figura 4.).

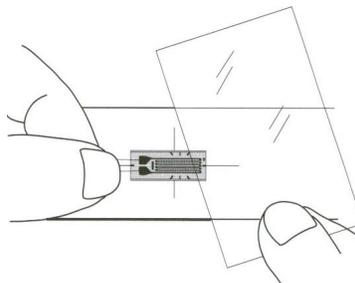


Figura 4.33 – Posicionamento do extensômetro na amostra (Kyowa)

iv) *Colagem do ERE*: Após a colagem com a fita adesiva, o extensômetro é descolado (porém as bordas da fita adesiva continuam em contato com o cabo, conservando assim a posição do extensômetro) e então se aplica um pequeno ponto de uma cola especial sob a base do ERE, antes de reposicionar o extensômetro com a ajuda da fita adesiva (Figura 4.29)

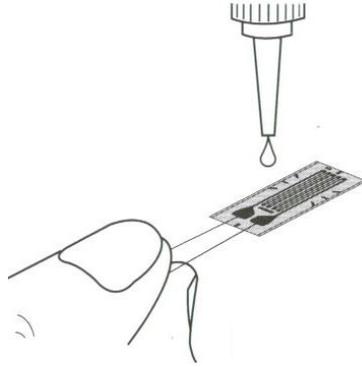


Figura 4.29 – Colocação de cola (*super bonder®*) no extensômetro. (Kyowa)

Com a ajuda de uma almofada de silicone, o ERE é mantido pressionado contra o fio de alumínio por cerca de 1 minuto (Figura 4.30).

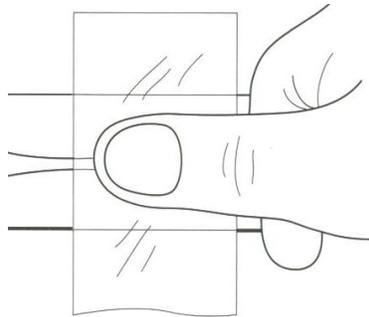


Figura 4.30 – Colagem do extensômetro na amostra. (Kyowa)

Em seguida retira-se a fita adesiva, verifica-se se o extensômetro está bem colado ao fio de alumínio e, se necessário, adiciona-se uma camada de silicone sobre o extensômetro para protegê-lo de impactos mecânicos e de corrosão ou umidade. Conforme é possível ver na Figura 4., onde, uma vez colado o extensômetro, a fita durex que aparece na Figura 4. é retirada e o verniz aplicado.

v) *Soldagem dos fios do ERE*: Por fim os fios do ERE são soldados a um cabo¹⁷ que por sua vez é conectado ao aquisitor de dados. Antes de conectar o cabo no aquisitor, deve-se verificar se o valor da resistência elétrica do circuito é compatível com o valor esperado.



Figura 4.36 – Extensômetro colado no cabo ainda sob a fita adesiva.

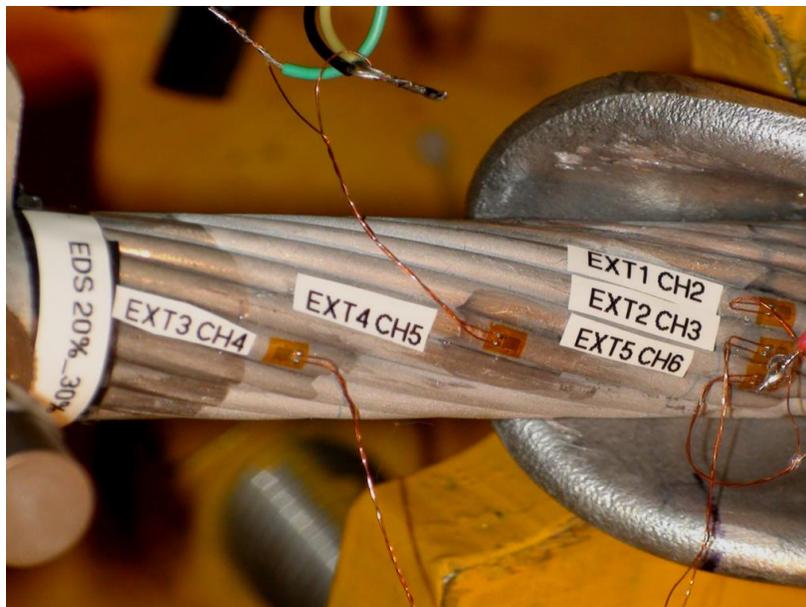


Figura 4.37 – Extensômetros com camada de resina protetora e soldados.

¹⁷ Recomenda-se entrelaçar os fios dos extensômetros (Figura 4.) para evitar que estejam frágeis quando submetidos aos esforços dinâmicos, ou sujeitos à quebra accidental. Os fios são isolados com um verniz.

4.4.2.2. Teste dos Extensômetros

Após a colagem dos extensômetros antes de conectá-los ao ADS, é necessário verificar, medindo novamente com o multímetro, se o extensômetro foi danificado no procedimento de colagem ou se a solda não foi corretamente executada.

4.4.2.3. Calibração dos Extensômetros

Para garantir a confiabilidade da medida fornecida pelo extensômetro este deve ser calibrado e a ponte de Wheatstone deve ser balanceada. O zero da leitura equivale ao valor da tensão referente à carga de esticamento EDS de 20%, sendo esta então a tensão de base para a análise. O procedimento para realizar o balanceamento antes de iniciar as leituras é descrito a no ítem B3 do Anexo B.

4.4.3. Procedimento Experimental

Os testes foram realizados com a amostra montada num vão de 41,5 m, sujeita a carregamentos com EDS 20 e 30%, conforme as condições já descritas nas Tabela 4. Tabela 4.5.

4.4.3.1. Testes Estáticos

O ensaio de carregamento estático é usualmente utilizado para permitir a comparação com valores obtidos no ensaio de carregamento dinâmico, inferindo sobre a influência do efeito de cargas de interação como o *fretting* e das frequências de vibração.

Para realizar tal comparação, é necessário que ambos os ensaios trabalhem com os mesmos valores de EDS e comprimentos nodais obtidos por meio da aplicação do procedimento de varredura em seno.

Para a realização dos ensaios a seguinte sequência preliminar de eventos deve ser seguida:

1. Aplicar na amostra um nível de carregamento equivalente à EDS desejada;
2. Realizar a varredura em seno;
3. Escolher uma frequência natural em cada intervalo (10-20Hz, 20-30Hz, 30-40Hz);
4. Medir os comprimentos nodais para cada frequência e marcar na amostra os nós referentes às frequências escolhidas.

A – Testes Estáticos sem Restrição

- i)* Posicionar a talha sobre o ponto do primeiro anti-nó a partir do grampo de suspensão $(x_{nó}/2)$ ¹⁸, fixar o gancho da talha em um suporte posicionado no rasgo central (Figura 4.);
- ii)* Puxar a corrente, forçando o cabo para baixo, até que o laser posicionado a 89 mm registre a amplitude de deslocamento, Y_B , pré-definida (0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0 e 1,1mm);
- iii)* Registrar as medidas nos extensômetros para cada amplitude de deslocamentos;
- iv)* Repetir o procedimento de *Ai* a *Aiii* para os diferentes comprimentos nodais relativos a cada frequência escolhida (ítem *Aiii*).

B – Testes Estáticos com Restrição (Figura 4.)

- i)* Colocar sob a posição do nó uma barra como suporte, visando manter o nó alinhado com a posição original do cabo $\Delta y=0$;
- ii)* Posicionar a talha no primeiro anti-nó a partir do grampo de suspensão $(x_{nó}/2)$;
- iii)* Puxar a corrente, forçando o cabo para baixo, até que o laser posicionado a 89 mm registre a amplitude de deslocamento, Y_B , pré-definida (0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0 e 1,1 mm);
- iv)* Registrar as medidas nos extensômetros para cada amplitude de deslocamentos;
- v)* Repetir o procedimento de *Bi* a *Biii* para os diferentes comprimentos nodais relativos a cada frequência escolhida (ítem *Biii*).

O procedimento descrito acima para os testes estáticos foi integralmente repetido para a EDS de 30%.

4.4.3.2. Testes Dinâmicos

Os testes dinâmicos foram realizados para as mesmas frequências escolhidas para os testes estáticos, após a varredura. Para sua condução o procedimento executado foi o *Dwell* ou *Parada em Frequência com Amplitude Y_B Constante*.

¹⁸ Foram utilizados apenas dois comprimentos nodais extremos de 3 e 6m.

Na condução do teste, uma vez estabilizada a parada em cada frequência e amplitude selecionada conforme apresentado na Tabela 4., foram feitas coletas de 4 minutos para cada ensaio a uma frequência de aquisição de 500 Hz.

O ensaio dinâmico foi executado nas seguintes frequências e respectivos comprimentos nodais:

Tabela 4.6 – Frequências e respectivos comprimentos nodais dos ensaios dinâmicos.

<i>20% EDS</i>		<i>30% EDS</i>	
Freq. [Hz]	Comprimento Nodal [mm]	Freq. [Hz]	Comprimento Nodal [mm]
<i>13,70</i>	<i>4710</i>	<i>14,23</i>	<i>5680</i>
<i>23,97</i>	<i>3290</i>	<i>16,76</i>	<i>4830</i>
<i>32,49</i>	<i>2390</i>	<i>24,07</i>	<i>3450</i>

CAPÍTULO 5

5. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos no programa experimental que consistiu do ensaio de resistência em fadiga de 41 amostras. A seqüência da análise inicia-se com a discussão dos dados obtidos nos ensaios de extensometria com o objetivo de avaliar a Fórmula de Poffenberger-Swart que correlaciona a amplitude de vibração à tensão nominal na zona de falha, e é usada na construção das curvas S-N. A segunda etapa trata da apresentação da curva S-N e sua comparação com a curva padrão da CIGRE, *Safe Border Line* (CSBL), na mensuração da vida útil do cabo. A seguir é conduzida a discussão da influência do aumento da EDS sobre a durabilidade do condutor. Encerra-se este capítulo com uma análise acerca do posicionamento e tipologia das falhas de acordo com o aumento da carga de pré-esticamento.

As análises e discussão dos resultados obtidos no programa experimental são elaboradas a partir dos estudos contidos na literatura, já apresentados nos capítulos iniciais, considerando-se as condições particulares adotadas na condução dos ensaios no que diz respeito aos materiais e métodos descritos no capítulo anterior.

5.1. RESULTADOS DA EXTENSOMETRIA

A Figura 5.1 apresentada a seguir descreve a disposição dos extensômetros, cujos registros, transformados em tensão nominal, por meio da Lei de Hooke, serão comparados aos calculados pela Fórmula de P-S, a qual, como já descrito na seção 3.3.1 desta tese, calcula uma tensão nominal no fio de alumínio da camada mais externa do cabo no UPC (Figura 5.1 e 3.9).

Cada ponto de tensão é obtido a partir da média de um conjunto de 30.000 medidas capturadas para ensaios estáticos (1 minuto com taxa de aquisição de 500 Hz), e 120.000 medidas para ensaios dinâmicos (4 minutos com taxa de aquisição de 500 Hz).

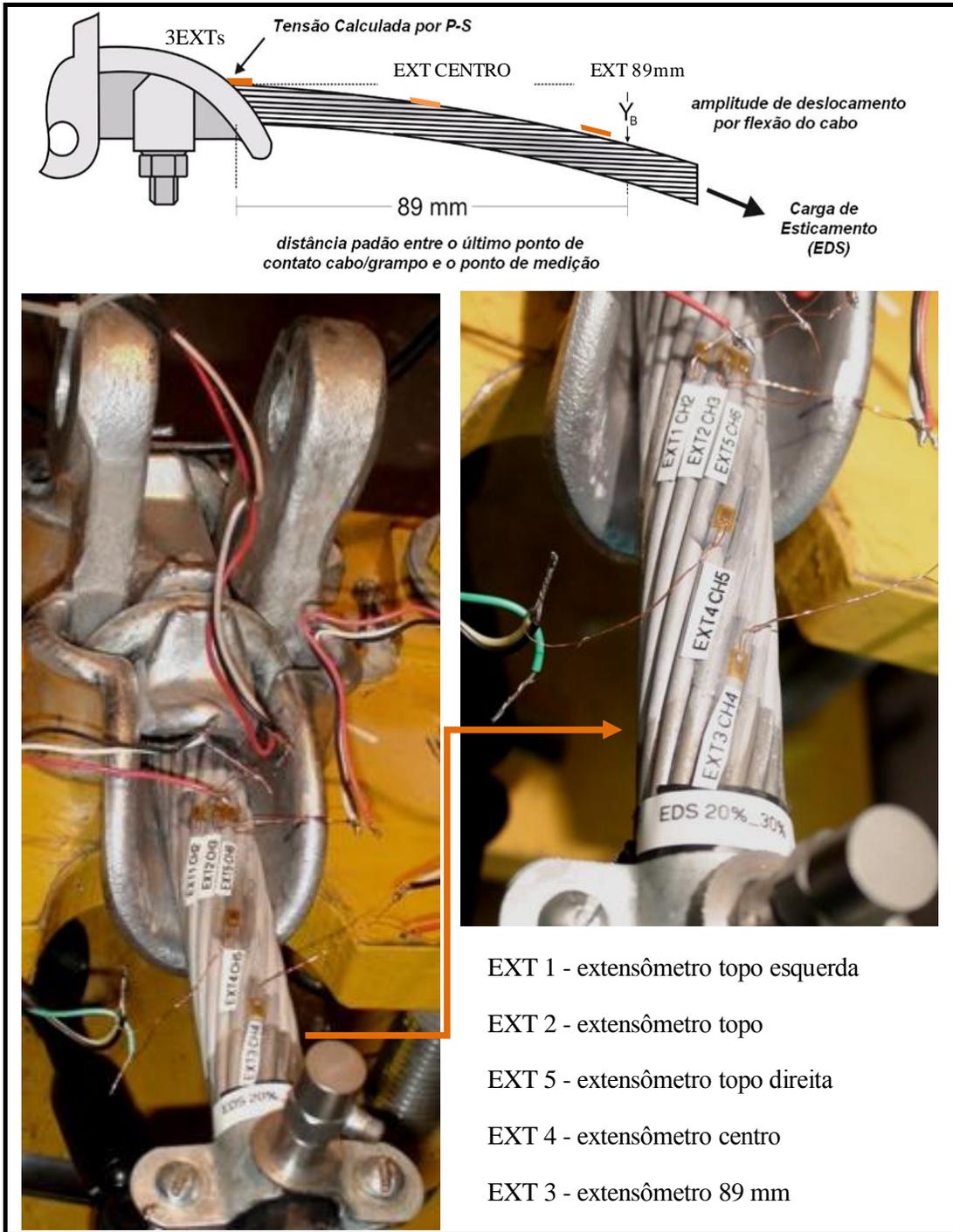


Figura 5.1– Posicionamento dos extensômetros na região do grampo de suspensão.

5.1.1. Resultados para o Carregamento Estático

As tensões²³ geradas pelo carregamento estático, aplicado sem imposição de restrição, com EDS de 20% são apresentadas na Tabela 5.1, para os diferentes níveis de amplitude. A tabela permite a comparação com os valores calculados pela expressão de P-S²⁴.

É possível verificar que a melhor representação dos valores calculados pela expressão de Poffenberg-Swart é obtida por meio da leitura extraída do extensômetro de topo, cuja variação percentual em relação ao valor calculado pode ser vista na última coluna da Tabela 5.1.

Tabela 5.1– Tensões referentes às medidas nos extensômetros nos ensaios estáticos de 20%.

Y_B [mm]	σ [MPa] (pico a pico)						σ_{P-S} (EDS20%)	$\Delta\sigma\%$
	Ext. topo esquerdo	Ext. topo	Ext. topo direito	Ext. centro	Ext. 89mm			
0,5	13,10	28,06	11,69	16,72	0,035	31,79	- 11,73	
0,8	30,59	50,82	20,89	27,12	0,055	50,86	-0,08	
0,9	35,31	57,33	23,84	30,40	0,062	57,22	0,19	
1,0	42,27	66,81	28,19	35,03	0,070	63,58	5,08	
1,1	47,10	73,47	31,18	38,42	0,076	69,94	5,05	
1,2	51,09	79,53	33,95	41,67	0,083	76,29	4,24	

Para o menor nível de amplitude de deslocamentos ($Y_B=0,5$ mm) verificou-se a maior diferença entre o valor lido e o calculado. Entretanto, de maneira geral, a fórmula de P-S parece capaz de representar apropriadamente as tensões (deformações) nos fios de alumínio da camada mais externa quando o cabo é solicitado por um carregamento estático transversal (na direção vertical). Observe que (ver Tabela 5.1) a variação média entre o valor lido e o valor calculado para todas as medidas foi de apenas de 4,4%.

A seguir foi realizada uma investigação para detectar a influência do comprimento nodal²⁵ sobre a efetiva tensão registrada no ponto de interesse (UPC), isto é, se a frequência de ensaio pode alterar os resultados obtidos, uma vez que a fórmula de P-S não contém esse fator. Esta

²³ Calculadas a partir dos valores registrados nos extensômetros.

²⁴ Os valores da tensão de P-S, apresentados na tabela são o dobro do valor calculado pela expressão 3.3, que fornece valores zero a pico

²⁵ O comprimento nodal é função da frequência aplicada na excitação do condutor (altas frequências, vãos mais curtos).

verificação baseia-se na compreensão de que mais energia deve ser empregada para obter a flecha que gera a amplitude de deslocamentos imposta no ponto 89 mm, no caso de vãos curtos²⁶. Enquanto no ensaio estático a amplitude imposta é obtida por meio de um deslocamento linear do condutor, tão mais suave quanto maior for a distância do UPC (Figura 5.2a), no ensaio dinâmico a curva descrita pelo cabo tem forma senoidal (Figura 5.2b) e é obtida da excitação do cabo na vizinhança de uma de suas frequências ressonantes, o que aparentemente, pode resultar numa razão entre o esforço empregado e a amplitude obtida, diferente do caso estático.

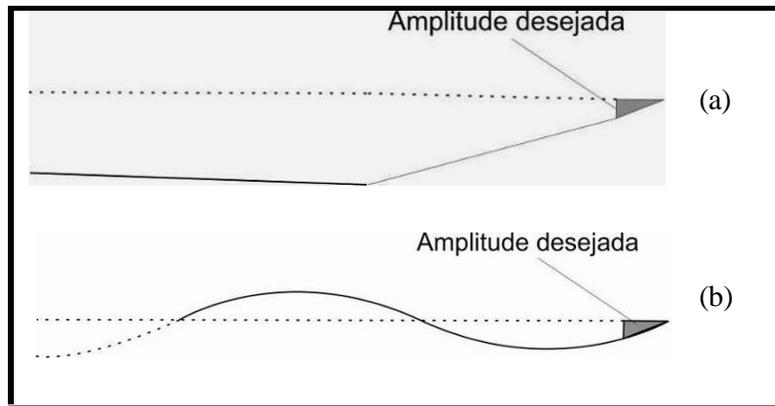


Figura 5.2– Curva gerada (a) no ensaio estático (drástica), (b) no ensaio dinâmico (senoidal)

Foram comparados os resultados das medidas do carregamento estático nas condições apresentadas pela Tabela 5.2, onde o apoio ou restrição, conforme foi descrito no capítulo anterior, pretende simular o nó oriundo da formação da onda senoidal na excitação dinâmica. As medidas nesta tabela referem-se à média dos valores lidos pelos extensômetro de topo (Fig.5.1).

Tabela 5.2 – Tensões de P-S e medidas nos ensaios estáticos para EDS de 20% e 30%.

Y_B [mm]	P-S _{20%} [MPa]	P-S _{30%} [MPa]	SEM RESTRIÇÃO				RESTRIÇÃO 3 m		RESTRIÇÃO 6 m	
			20% EDS	$\Delta\sigma\%$	30% EDS	$\Delta\sigma\%$	30% EDS	$\Delta\sigma\%$	30% EDS	$\Delta\sigma\%$
0,5	31,9	36,37	28,06	11,73	40,38	-11,04	39,03	-7,33	38,50	-5,86
0,8	50,86	58,19	50,81	0,08	60,19	-3,45	59,19	-1,73	58,06	0,22
0,9	57,22	65,46	57,33	-0,19	65,69	-0,35	63,79	2,55	63,71	2,67
1,0	63,58	72,73	66,81	-5,08	70,87	2,56	69,93	3,85	68,89	5,28
1,1	69,94	80,00	73,53	-5,05	77,69	2,89	77,79	2,77	75,54	5,58
1,2	76,29	87,28	79,53	-4,24	-	-	-	-	-	-

²⁶ A potência é obtida pelo produto da frequência, ω pela amplitude imposta, Y_B . Assim para grandes amplitudes de deslocamento a 89 mm o sistema deve operar em frequências menores, respeitando o limite do *shaker*.

Como pode ser verificado para o caso estático, a partir da análise da Tabela 5.3, a variação média da tensão medida em relação àquela calculada por Poffenberger-Swart, mostra uma tendência de redução do erro ao utilizar a restrição a 3m (menor comprimento de onda). Entretanto, de maneira geral, as medidas se aproximam bastante²⁷ do valor calculado por P-S, sendo esta uma boa representação para as tensões estáticas.

Tabela 5.3– Variação percentual e erro entre as tensões de P-S e as medidas nos ensaios estáticos.

<i>SEM RESTRIÇÃO</i>		<i>RESTRIÇÃO 3 m</i>	<i>RESTRIÇÃO 6 m</i>
$\Delta\sigma$ % EDS 20%	$\Delta\sigma$ % EDS 30%	$\Delta\sigma$ % EDS 30%	$\Delta\sigma$ % EDS 30%
4,40	4,06	3,64	3,92

Considerando o erro de medição do processo, que envolve além do erro não mesurado do laser usado na obtenção da medida, o ruído de medição de cerca de 15 micro strains, o qual equivale a 4% da medida em média, é possível avaliar que, para as condições aplicadas no ensaio, a influência do comprimento nodal na aplicação da carga, que impõe Y_B , é bastante discreta podendo ser desprezada. Como será visto adiante este comportamento foi corroborado pelos resultados da análise dinâmica.

5.1.2. Resultados para o Carregamento Dinâmico

Serão apresentados a seguir os resultados da extensometria sob condição de carregamentos dinâmicos, para os quais foram avaliados os efeitos dos seguintes parâmetros: *i*) nível de EDS (20% e 30%); *ii*) amplitude de excitação; e, *iii*) frequência de excitação.

5.1.2.1 Ensaios Dinâmicos com EDS de 20%

Os gráficos a seguir (Figura 5.3, Figura 5.4 e Figura 5.5) mostram as respostas dinâmicas em tensão obtidas da amostra submetida à carga de esticamento de 1480 Kgf e excitada com as frequências de 13,70 Hz; 23,97 Hz e 32,26 Hz, respectivamente. A partir destes gráficos, pode-se constatar que as curvas de tensão nominal 0-pico, em função da amplitude de deslocamento pico a pico, Y_B , imposta no

²⁷ Os piores resultados foram registrados para $Y_B=0,5\text{mm}$.

ponto 89 mm, apresentam melhor concordância com os valores medidos do extensômetro posicionado no topo no UPC. O valor fornecido por P-S aproxima satisfatoriamente tanto a tensão no topo do cabo no UPC, quanto a média do valor calculado pelos registros dos três extensômetros de topo (ver: Figura 5.6, Figura 5.7 e Figura 5.8), para amplitudes de deslocamento entre 0,2 e 1,1 mm (pico a pico) e para os níveis de frequência avaliados. Nesse sentido, o uso da média dos três extensômetros é uma opção razoável, entretanto parece mais sensato utilizar apenas o registro do extensômetro, chamado de topo, localizado no centro/topo da amostra no UPC o qual representa bem a tensão nominal.

Ademais, pode-se observar (ver: Figura 5.3, Figura 5.4 e Figura 5.5), que os valores medidos por meio dos extensômetros posicionados: *i*) próximo ao acelerômetro de controle (ponto 89 mm), denominado EXT 89mm, e, *ii*) no ponto médio entre este último e o UPC, chamado EXTcentro (ver Figura 5.1), são muito menores que as deformações lidas na zona de falha (UPC). Na região de ocorrência da falha, o grampo mantém o contato entre os fios, conferindo ao cabo maior rigidez e aproximando seu comportamento ao de uma viga, à medida que o afastamento desta região é observado, os fios passam a comportar-se de forma mais independente no arranjo. De fato, a redução da rigidez geométrica do cabo à medida que a observação se afasta da zona de engaste, fará com que os fios de alumínio sofram menores níveis de tensão/deformação.

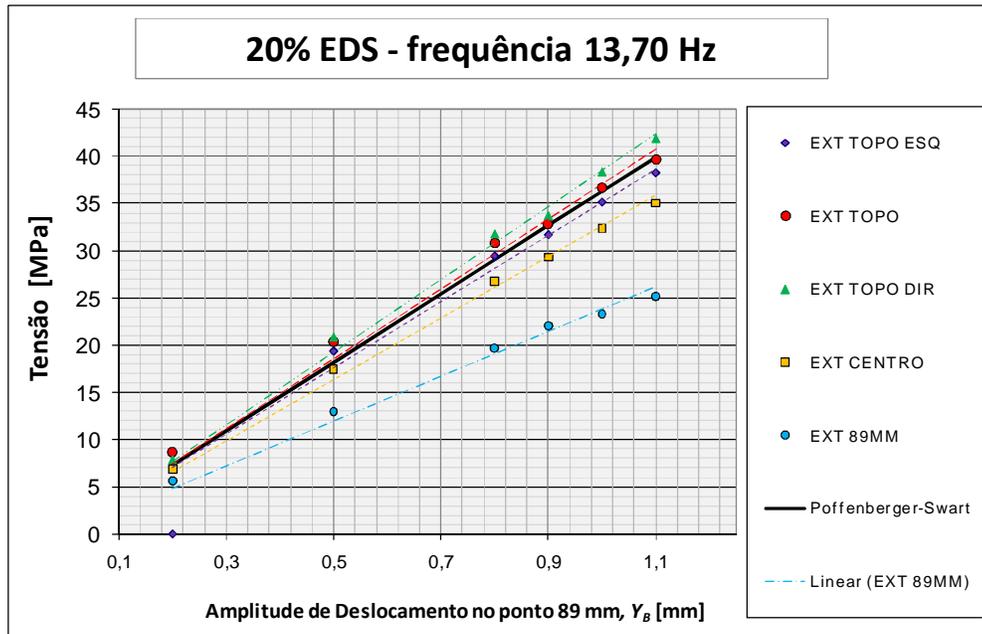


Figura 5.3 – Tensão x Amplitude de Deslocamento. Comparação entre a fórmula de P-S e valores experimentais com EDS de 20% e frequência de 13,70 Hz.

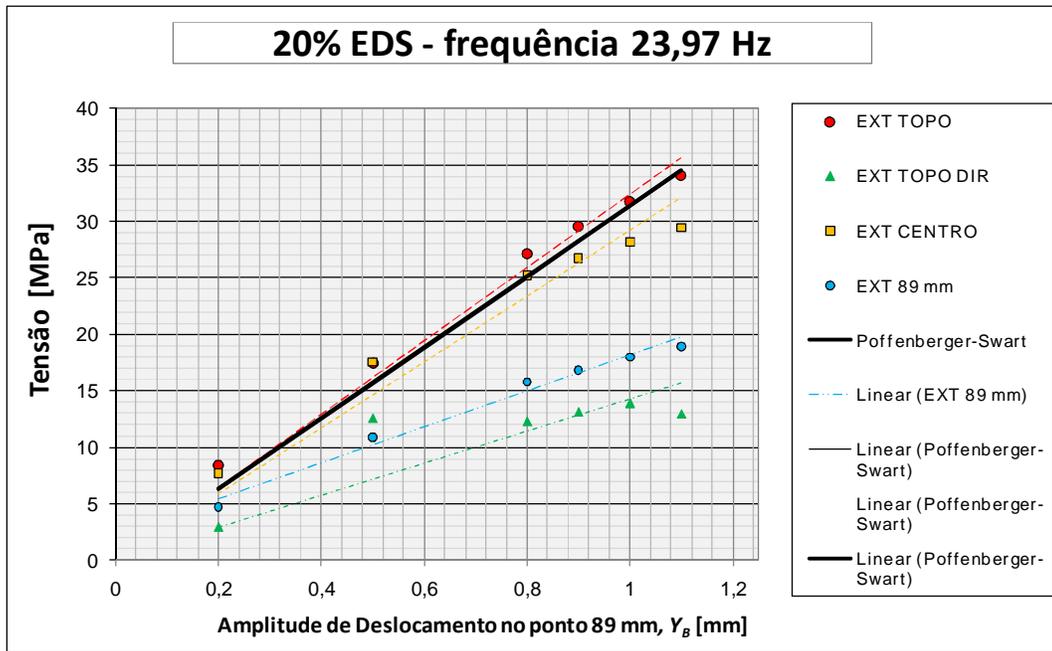


Figura 5.4 – Tensão x Amplitude de Deslocamento. Comparação entre a fórmula de P-S e valores experimentais com EDS de 20% e frequência de 23,97 Hz²⁸.

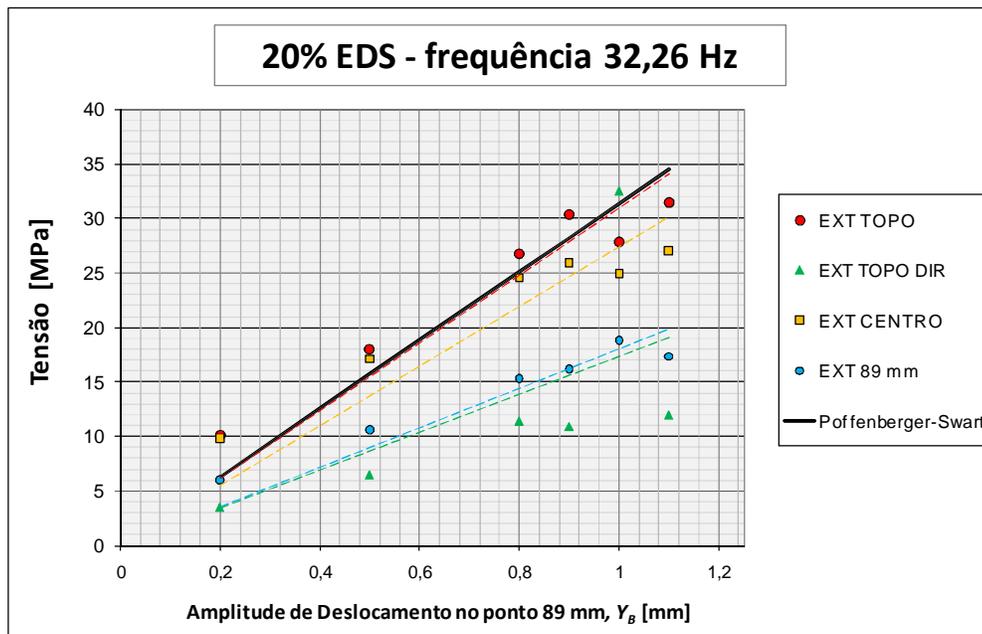


Figura 5.5 – Tensão x Amplitude de Deslocamento. Comparação entre a fórmula de P-S e valores experimentais com EDS de 20% e frequência de 32,26 Hz.

²⁸ Neste gráfico não há registros do extensômetro esquerdo, que apresentou mal funcionamento e cujo registro passa a não mais figurar nos ensaios seguintes.

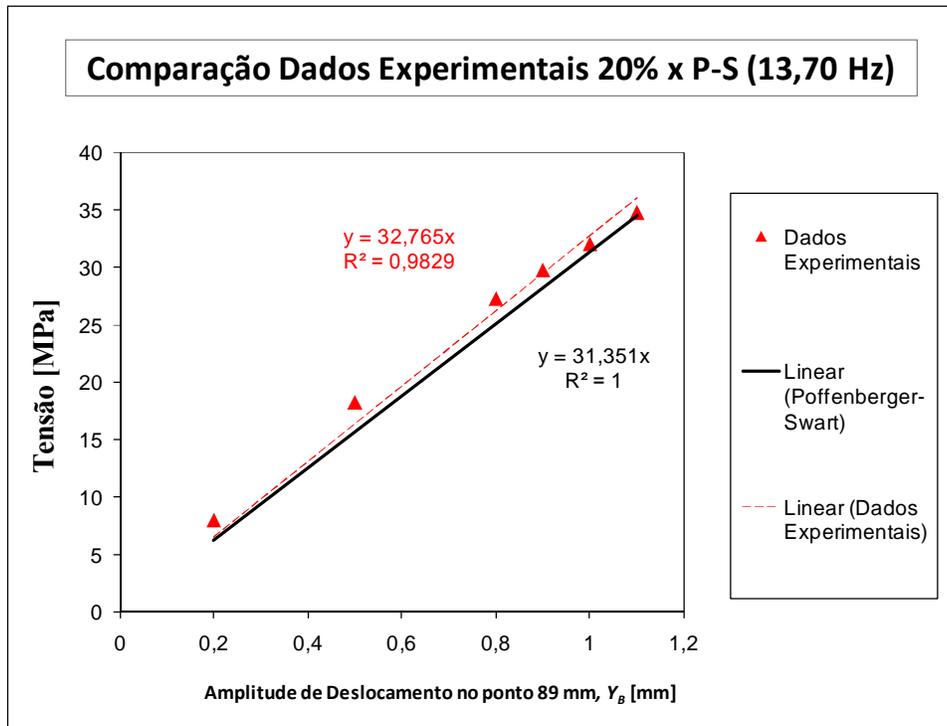


Figura 5.6 – Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 20% em 13,70 Hz).

Comportamento similar é verificado nos gráficos que apresentam o resultado para a frequência de 32,26 Hz, como mostrado nos gráficos apresentadas a seguir (Figura 5.5 e Figura 5.8.)

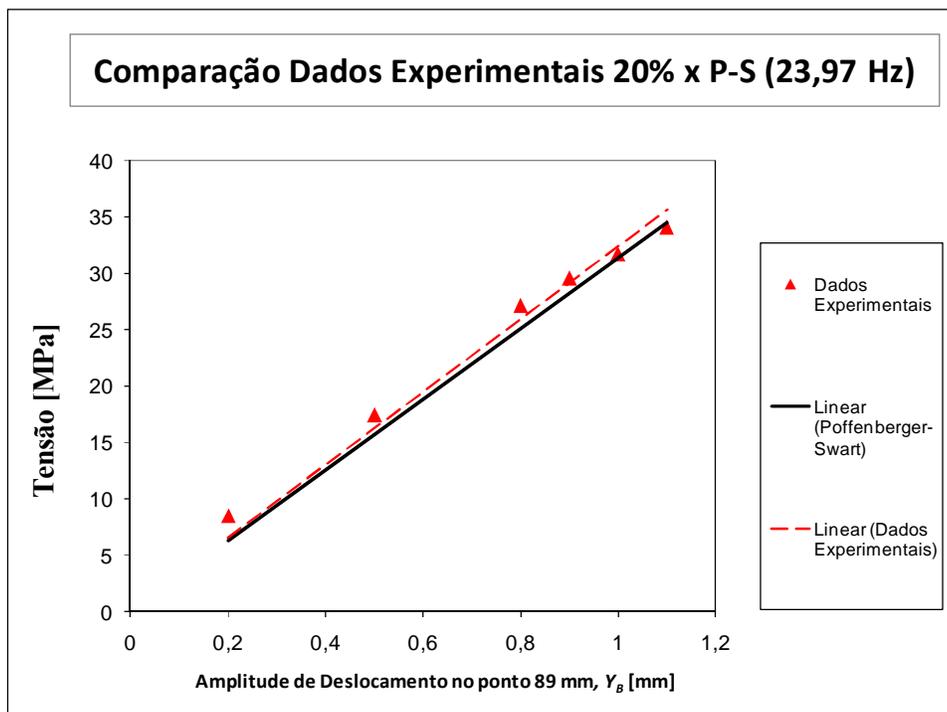


Figura 5.7 – Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 20% em 23,97 Hz).

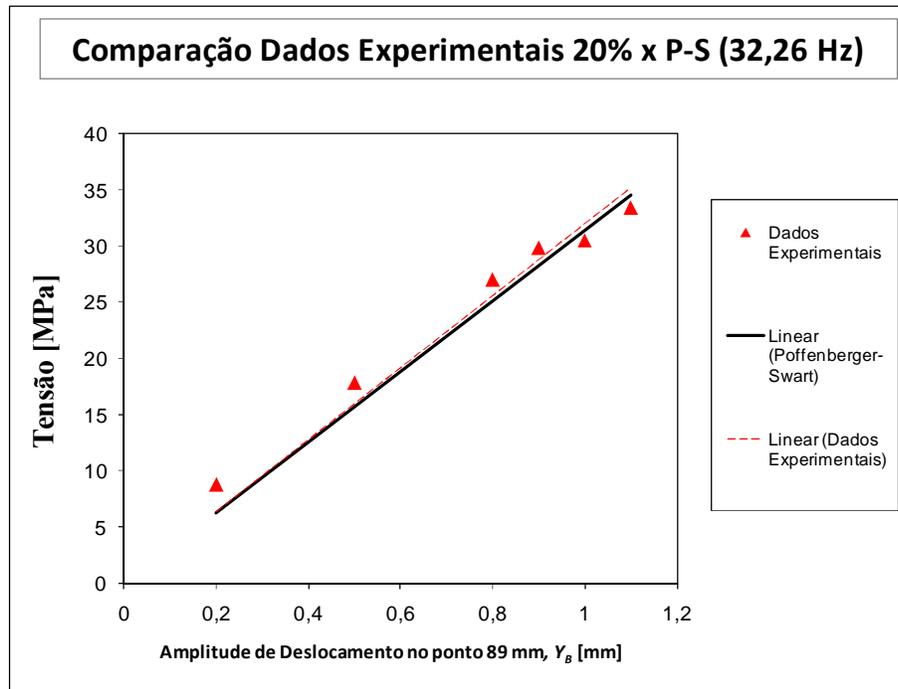


Figura 5.8– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 20% em 32,26 Hz).

O gráfico da Figura 5.9 estabelece comparação entre o comportamento da média experimental para carregamentos estáticos e dinâmicos (em cada frequência), e o valor calculado. Nota-se uma concordância significativa entre os valores, para cada amplitude de deslocamento.

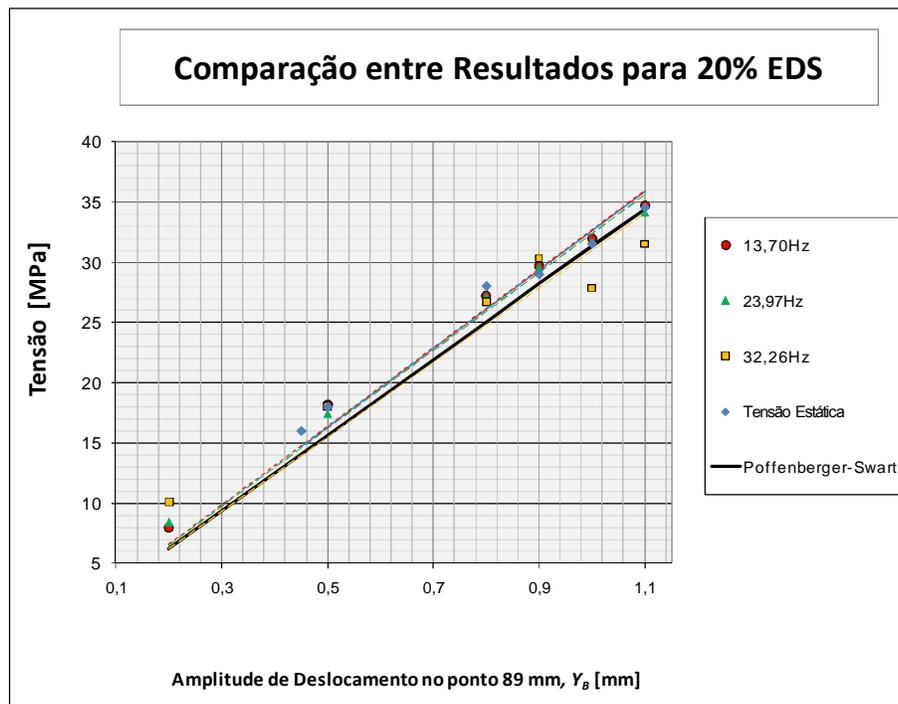


Figura 5.9 – Tensões experimentais (carregamentos estáticos e dinâmicos) com EDS 20% x P-S.

No gráfico da Figura 5.10, em que são apresentados os resultados médios dos valores experimentais, em comparação com os valores calculados, para cada amplitude de vibração, verifica-se um afastamento maior dos pontos estáticos no terço médio do intervalo. Para distribuição dos pontos do ensaio dinâmico, por outro lado, a curva de ajuste dos pontos dinâmicos apresenta-se na média em torno do valor calculado, de sorte que esta curva não pode ser vista no gráfico por estar sobreposta à curva de ajuste de P-S.

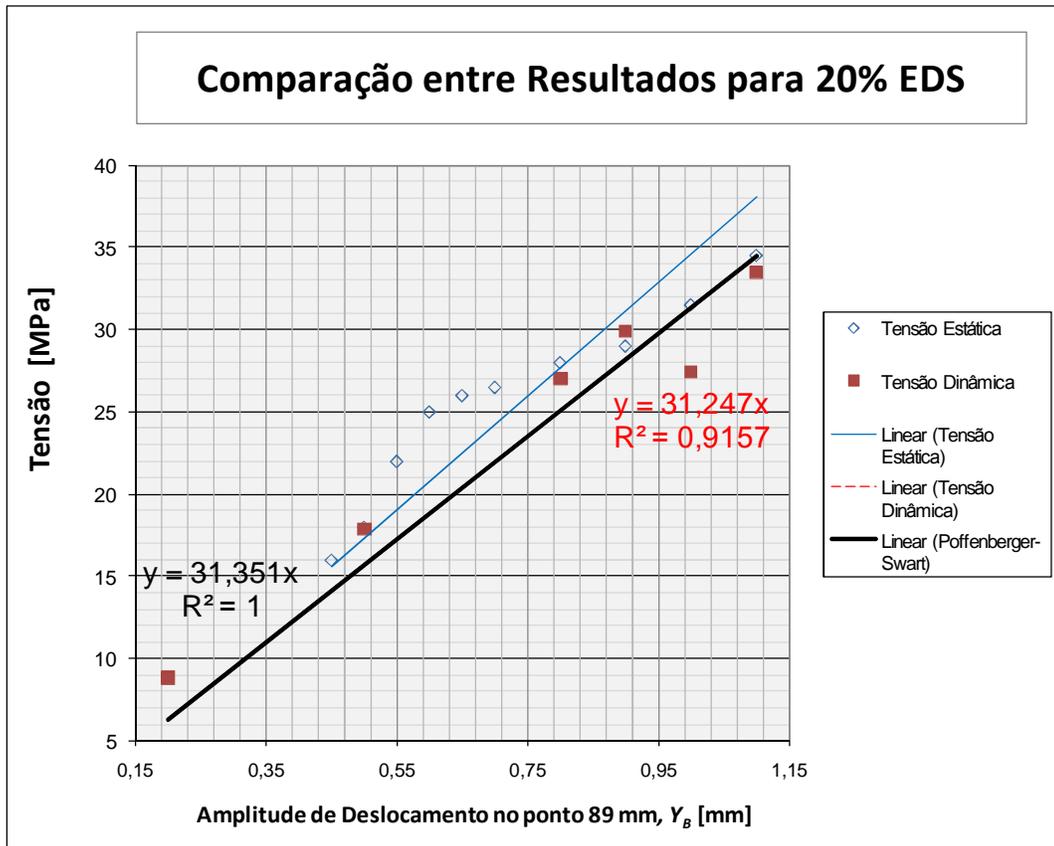


Figura 5.10– Tensões experimentais com EDS 20% x P-S.

5.1.2.2 Ensaios Dinâmicos com EDS de 30%

Analogamente à avaliação realizada anteriormente para a EDS de 20%, far-se-á a seguir a apresentação dos resultados para a resposta na amostra submetida a uma carga de esticamento de 2.220 Kgf (EDS 30%).

A amostra foi excitada nos modos de vibrar equivalentes às frequências de 14,23 Hz, 16,76 Hz e 24,07 Hz, nas mesmas amplitudes utilizadas para os ensaios da amostra que usou EDS 20%.

Como é possível observar nos gráficos abaixo (Figura 5.11, Figura 5.12, Figura 5.13) o comportamento do sistema é similar àquele registrado quando a amostra foi submetida à EDS de 20%, sendo validas aqui as mesmas premissas adotadas anteriormente.

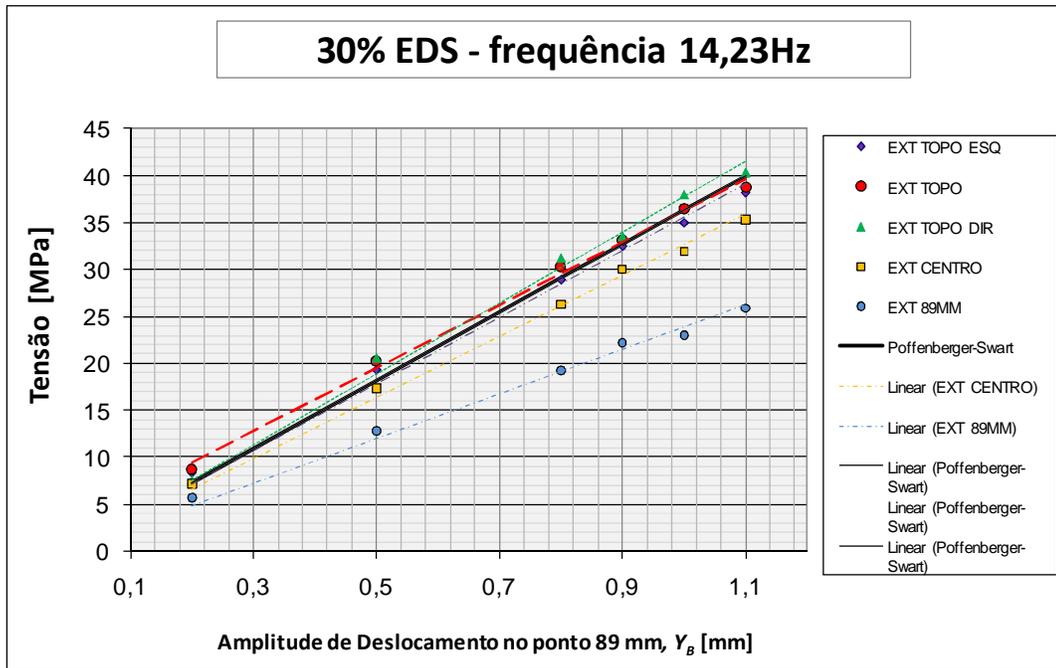


Figura 5.11– Tensão P-S x experimental em todos os extensômetros para EDS 30% e 14,23 Hz.

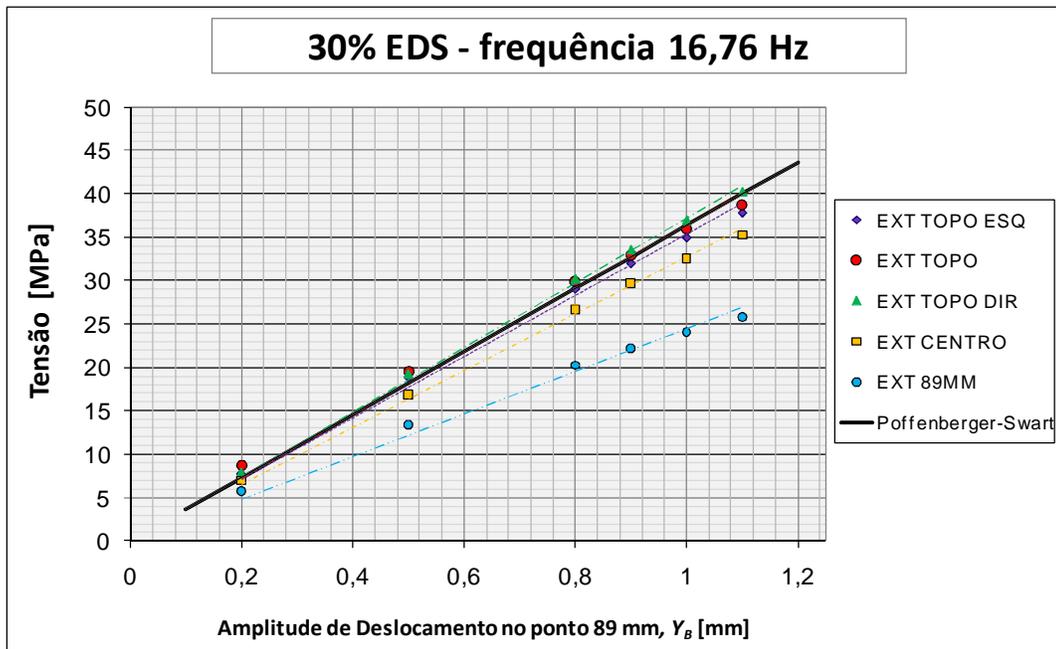


Figura 5.12 – Tensão P-S x experimental em todos os extensômetros para EDS 30% e 16,76 Hz.

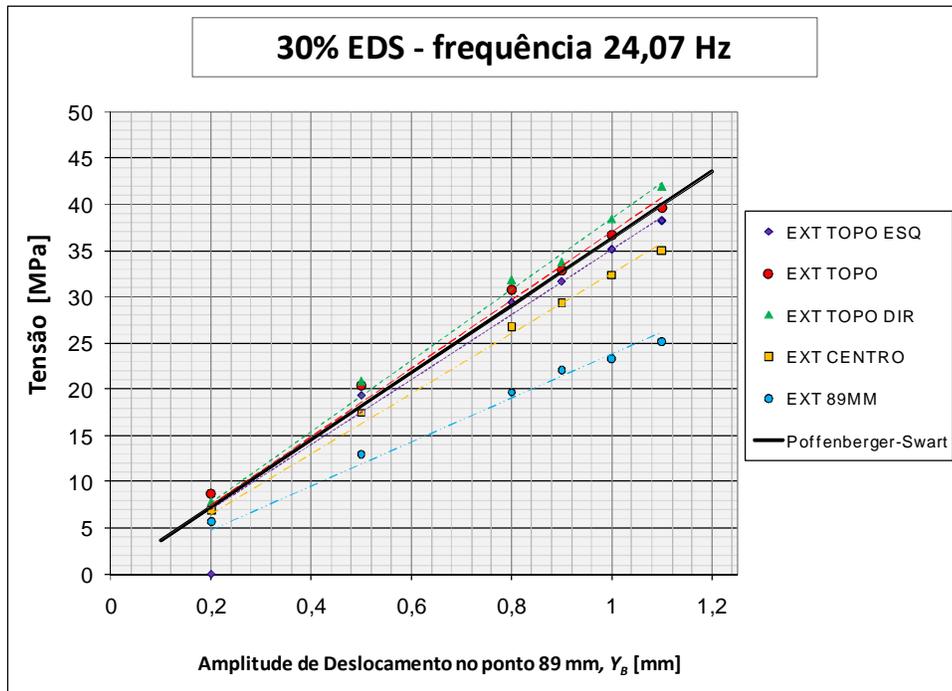


Figura 5.13– Tensão P-S x experimental em todos os extensômetros para EDS 30% e 24,07 Hz.

Quando avaliados, para cada frequência e amplitude de vibração, os valores médios dos ensaios dinâmicos contra os valores obtidos do cálculo (Figura 5.14, Figura 5.15 e Figura 5.18), novamente a concordância é evidente.

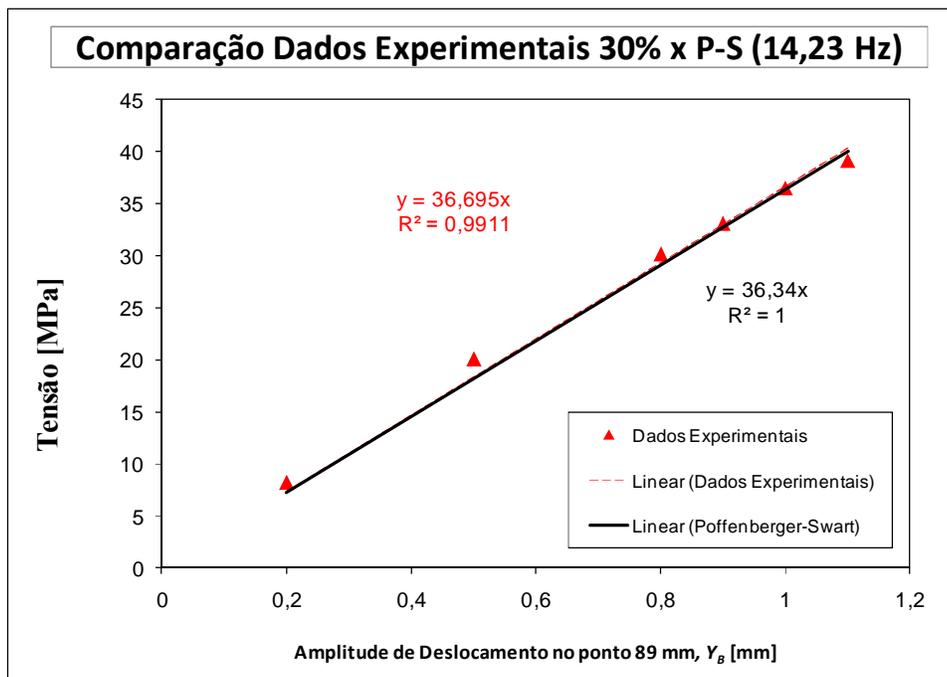


Figura 5.14– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 30% em 14,23 Hz).

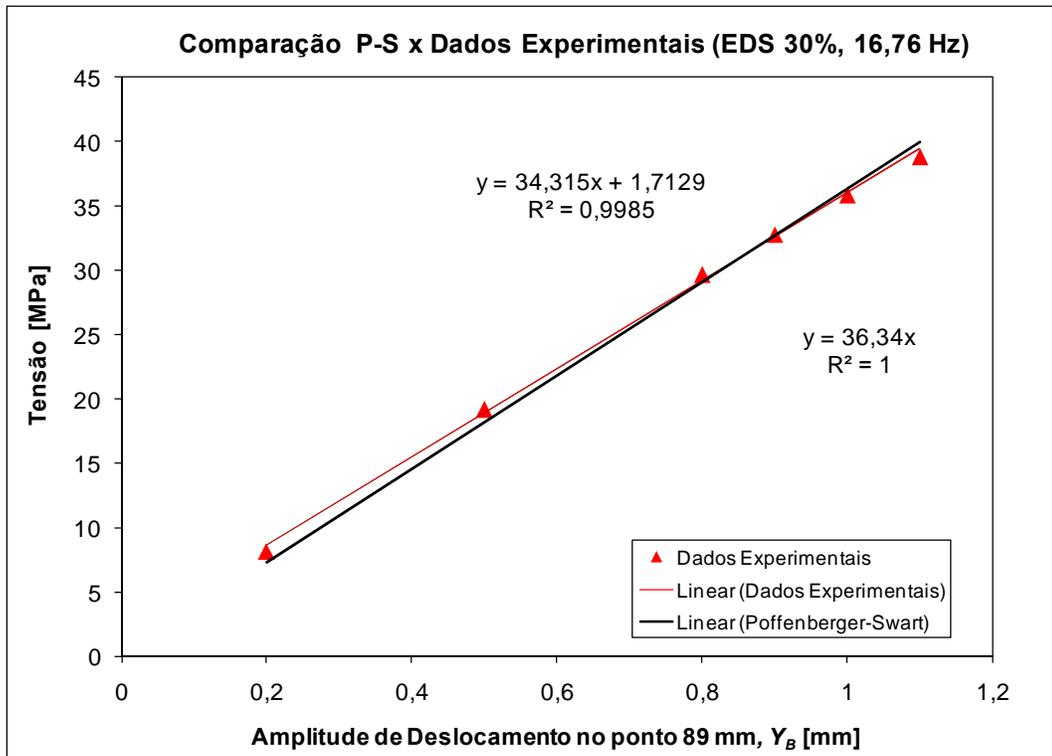


Figura 5.15– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 30% em 16,76 Hz).

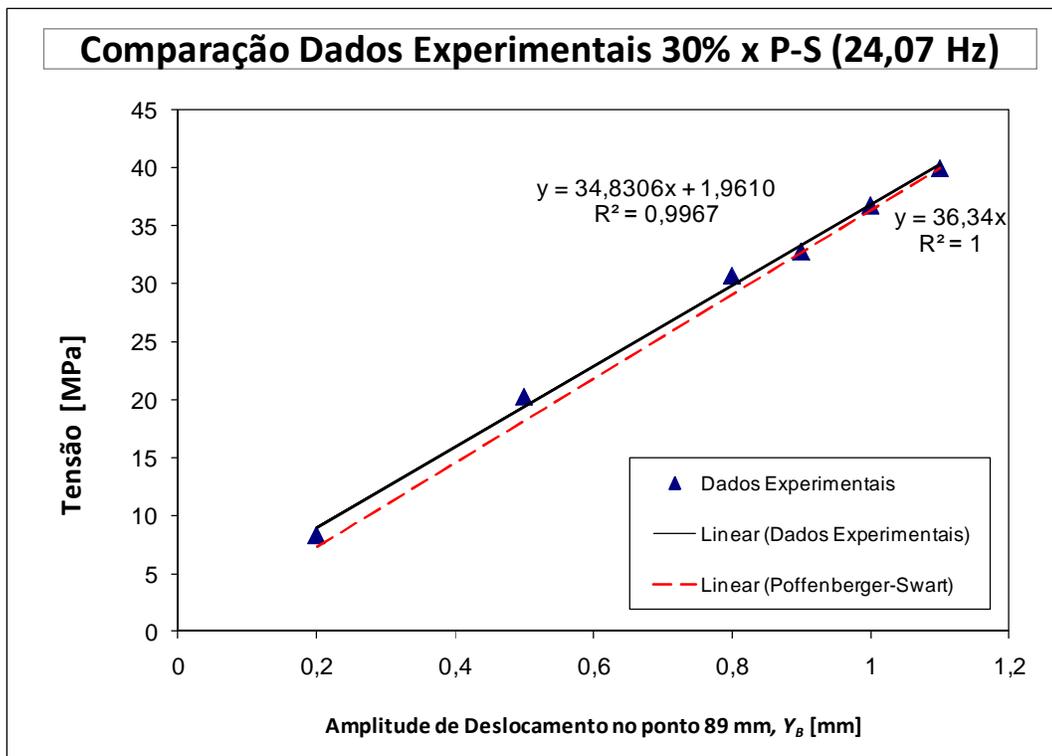


Figura 5.16– Média de tensões nos extensômetros de topo x P-S (EDS 30% em 24,07 Hz).

A resposta dinâmica varia muito pouco, em média, do valor calculado como é possível observar do gráfico a seguir (Figura 5.17), onde se percebe que à medida que o comprimento nodal se reduz (maiores frequências), a resposta melhora. Este comportamento concorda com o observado na avaliação estática.

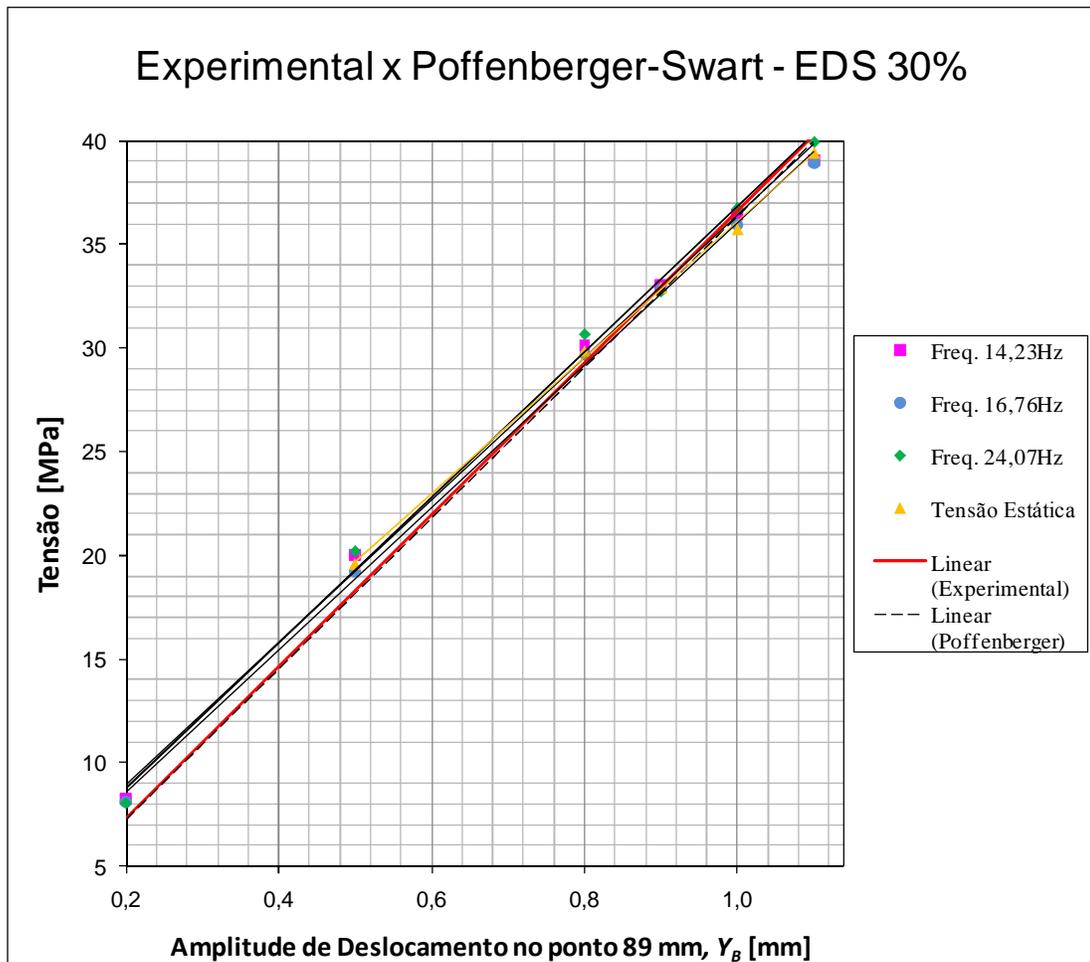


Figura 5.17– Comparação entre valores experimentais e P-S para EDS 30%.

Os gráficos abaixo (Figura 5.18e Figura 5.19) permitem uma análise da dispersão encontrada entre valores obtidos por meio do uso de P-S e experimentais, para cada nível de tensão.

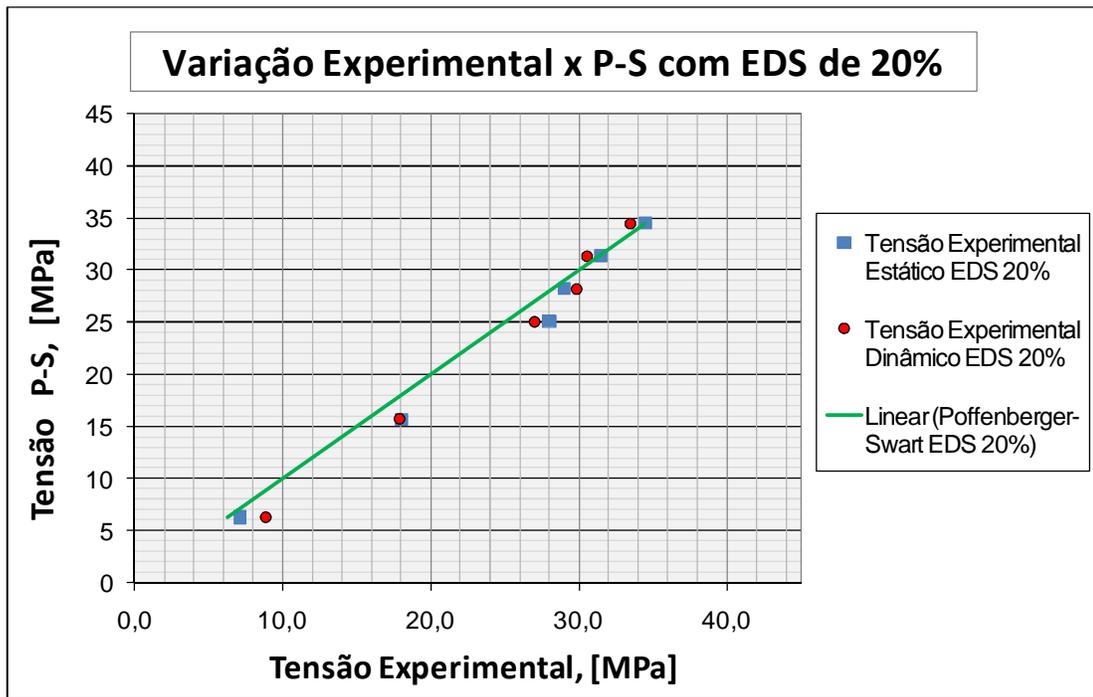


Figura 5.18– Variação das Tensões Experimentais (dinâmico e estático) em relação à P-S em EDS 20%.

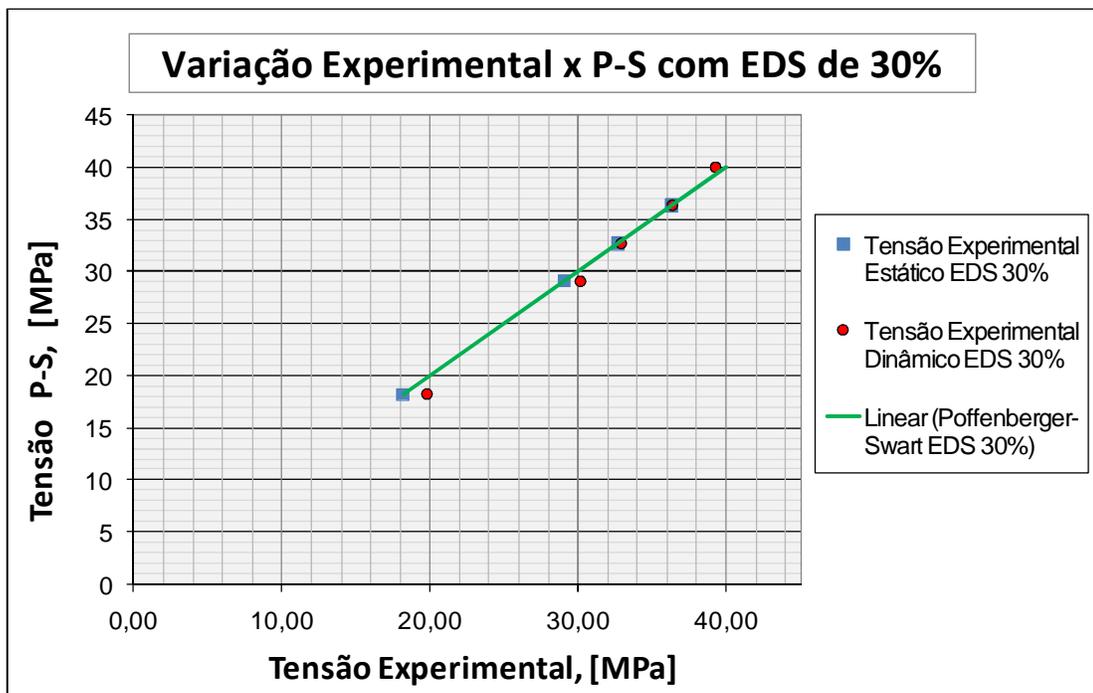


Figura 5.19– Variação das Tensões Experimentais (dinâmico e estático) em relação à P-S em EDS 30%.

Quando avaliados os resultados tendo apenas como base a ampliação do nível de tensão média é possível ver uma variação mais significativa da tensão medida contra a calculada, no terço médio da faixa de deslocamentos, Y_B , imposta à amostra. Entretanto, em síntese a comparação revelou uma excelente concordância do comportamento experimental com a previsão analítico experimental, fornecida pela fórmula de P-S, como pode ser visto no gráfico da Figura 5.20. Especial nota deve ser dada ao fato de a frequência aplicada à amostra não impactar a dispersão dos pontos. Assim, considera-se que para os níveis de amplitudes de vibração avaliados (Y_B entre 0,2 e 1,3 mm) a fórmula de Poffenberger-Swart representa bem a tensão nominal na região de falha.

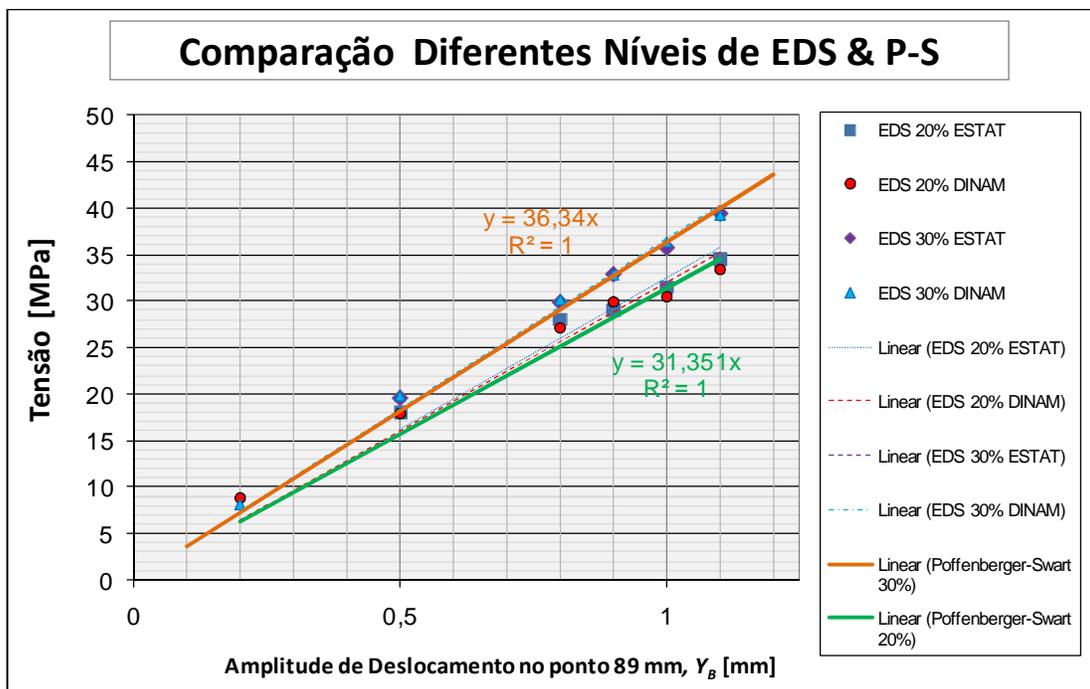


Figura 5.20– Comparação entre valores experimentais e P-S para EDS de 20 e 30%.

5.2. RESULTADOS DA CURVA S-N

Os 41 ensaios de fadiga foram realizados na faixa de frequências entre 13 a 35 Hz, operando na região ótima de trabalho do shaker, de modo a preservar o equipamento. A escolha da frequência mais adequada para condução do ensaio baseia-se em um ensaio prévio de varredura das frequências de ressonância do sistema, descrito no item 4.3.4.3 desta tese.

O critério utilizado para parada do ensaio de fadiga foi o mesmo estabelecido pela CIGRE (1979) que considera a falha como sendo o maior valor dentre duas opções: *i*) a ruptura de 10% do número de fios de alumínio do cabo, ou, *ii*) a ruptura de 3 fios²⁹. Embora em 2008, a CIGRE tenha apresentado uma nova proposta que define a ruptura de apenas 1 fio de alumínio como falha, neste trabalho, considerou-se como critério de 3 quebras, de modo a permitir a comparação com a curva *CSBL*. Em alguns ensaios optou-se por deixar o ensaio continuar por período mais longo e registrar o instante e o local de todas as quebras existentes. O ensaio também era interrompido quando atingia a duração limite de 25 milhões de ciclos, mesmo não havendo o registro de rupturas.

As amplitudes de deslocamento pico a pico Y_B , utilizadas para a realização dos ensaios, bem como os respectivos níveis de tensão, para cada nível de EDS são apresentados na Tabela 5.4, a seguir, onde as amplitudes aplicadas nos testes aparecem em destaque, os quais representam uma boa distribuição para a obtenção dos dados, pois contemplam mesmos níveis de tensão, mesmos níveis de amplitude de deslocamentos ou, em dois casos ambos os parâmetros.

Tabela 5.4– Amplitudes de tensão pesquisadas e respectivos Y_B .

Tensão de Poffenberger - Swart σ_{P-S} [MPa]	Ampl. Desloc. 89mm, Y_B [mm]	
	20% EDS	30% EDS
25,08	0,80	0,70
28,22	0,90	0,79
31,35	1,00	0,87
34,08	1,09	0,95
34,49	1,10	0,96
35,87	1,14	1,00
39,46	1,26	1,10
39,82	1,27	1,11
43,05	1,37	1,20
43,58	1,39	1,21

O sumário dos 41 ensaios realizados é apresentado na Tabela 5.5 apresentada a seguir.

²⁹ A opção de falha com ruptura de 3 fios de alumínio está associada ao fato de que, neste estágio, a redução da seção do cabo provoca o aquecimento do trecho comprometido, aumentando as perdas elétricas, devido ao aumento da resistência à passagem de corrente elétrica gerada pela redução de área da seção transversal do cabo.

Tabela 5.5– Relação dos Ensaio Realizados na Pesquisa

Amostra	EDS	Y _B [mm]	σ _a P-S [MPa]	Total de Ciclos, <i>N</i>	Nº de quebras	3ª quebra	Média da 3ª quebra			
				[Megaciclos]		<i>N</i> [Megaciclos]	<i>N</i> [Megaciclos]			
1	20%	0,8	25,08	25,00	0	>25,00	>25,00			
2				9,03	2	>9,03				
3		0,9	28,22	5,73	4	4,50	>7,57 ³⁰			
4				5,50	1	>5,50				
5				7,44	2	>7,44				
6				9,32	4	9,10				
7		1	31,35	10,58	5	7,10	5,96			
8				9,00	4	5,74				
9				4,66	3	3,71				
10				7,30	3	7,30				
11				3,90	1	>3,90				
12				1,1	34,49	6,13		5½	1,84	3,61
13						4,31		2¾	>4,31	
14						6,27		3	6,27	
15						5,28		6½	3,15	
16				1,27	39,82	3,20		4½½	2,49	1,98
17		2,00	4			1,64				
18		2,45	3			2,31				
19		0,98	5			1,19				
20		1,39	43,56	1,23	4¾	1,05	1,12			
21	30%	0,70	25,08	15,00	3	15,00	15,00			
22				6,57	9	1,65	2,46			
23				2,75	2¾	>2,75				
24				2,97	3	2,97				
25				1,78	2	>1,78				
26				3,50	4	1,82				
27				3,52	6	1,30				
28				2,54	4	2,50				
29				3,18	7	2,31				
30				1,78	2¾	>1,78				
31				1,1	39,46	1,63		2¾	>1,63	1,45
32	2,10	5	1,29							
33	1,2	43,05	1,46	4¾	1,02	1,17				
34			E	0,50	0		-			
35			X	0,78	¾,½		-			
36			P	0,70	½		-			
37			L	0,90	1		-			
38			O	1,1	3		0,98			
39			R	1,28	2		-			
40			A	1,55	3		1,36			
41			T	1,80	4		1,30			
			Ó							
	R									

³⁰ Como as amostras com três quebras (#3 e #5) apresentaram uma dispersão muito, foram utilizados os registros das demais amostras com pelo menos 2 quebras para compor a média. Neste caso deve-se observar que o valor médio é considerado conservativo, visto que foram utilizados limites inferiores para três quebras em sua obtenção.

5.2.1. Ensaio com EDS de 20%

Na Tabela 5.6 estão sumarizados os registros de primeira, segunda e terceira quebras dos ensaios realizados com carga de esticamento de 1.448 kgf ou 20% de EDS.

Tabela 5.6– Resultados médios para os ensaios com EDS de 20%.

Y_B [mm]	σ_a P-S [MPa]	Média da 1ª quebra N [ciclos]	Média da 2ª quebra N [ciclos]	Média da 3ª quebra N [ciclos]
0,8	25,08	>25,00	>25,00	>25,00
0,9	28,22	3,35	5,73	>7,57
1	31,35	2,47	4,09	5,96
1,1	34,49	1,38	2,46	3,97
1,27	39,82	1,00	1,45	1,98
1,39	43,56	0,53	0,89	1,12

Estes valores médios são apresentados no gráfico da

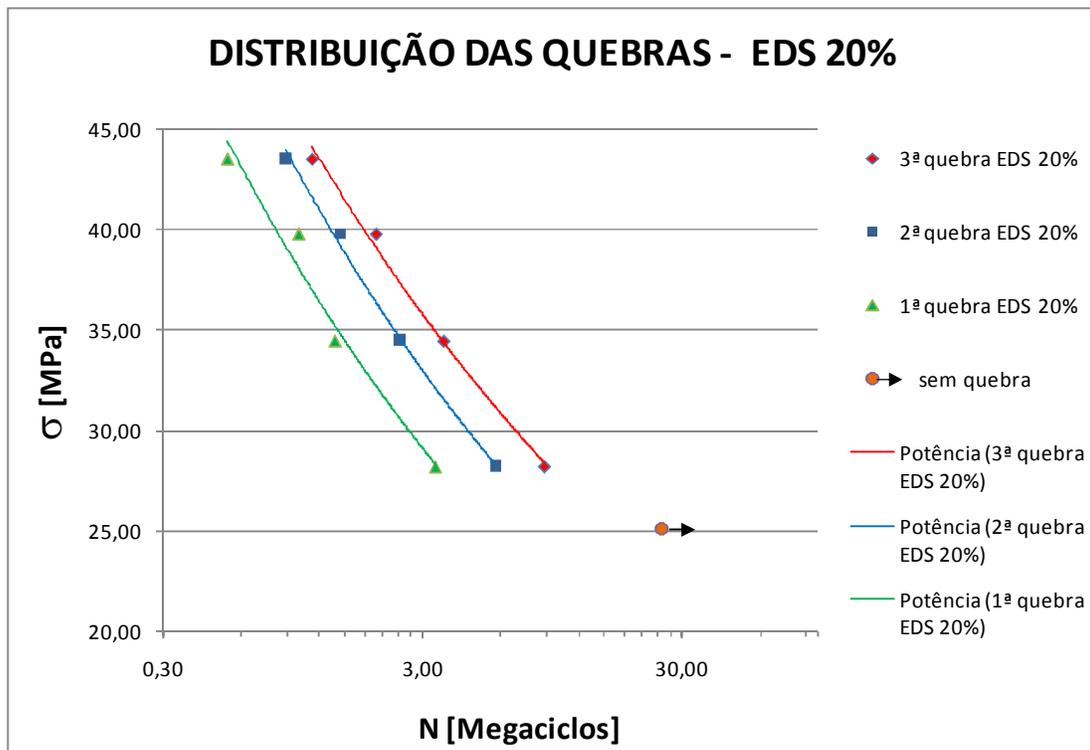


Figura 5.21, em número de ciclos, para cada nível de tensão.

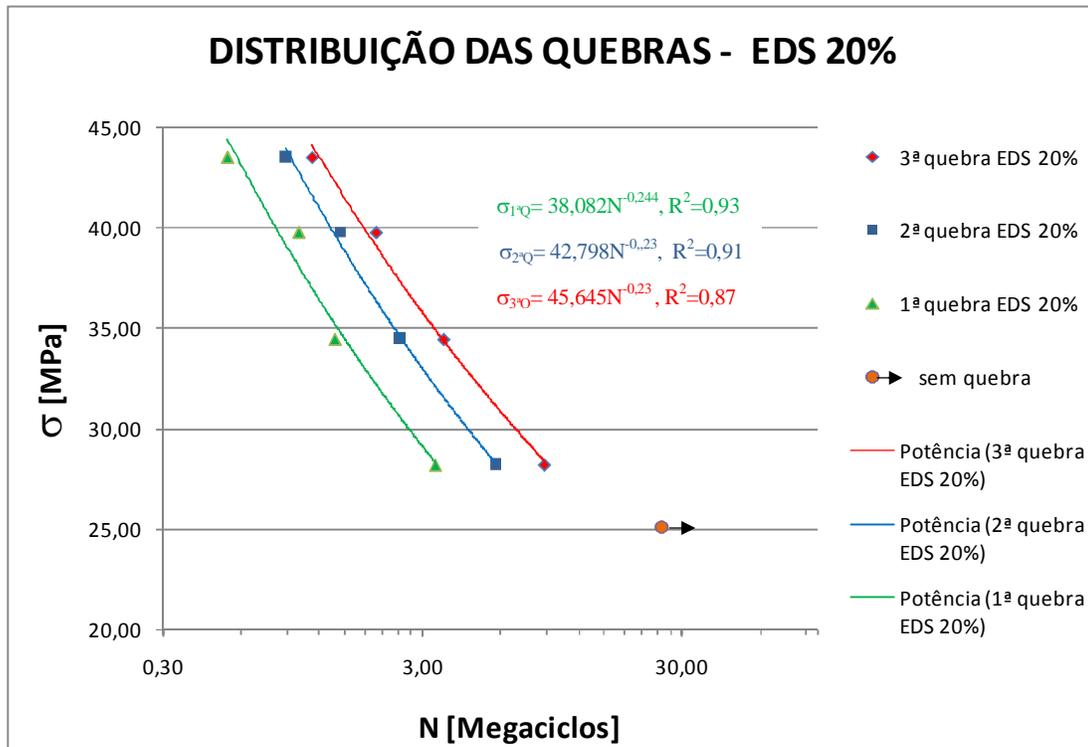


Figura 5.21– 1ª, 2ª e 3ª quebras obtidas nas amostras ensaiadas com EDS de 20%.

A avaliação do comportamento médio da progressão da falha fornecida pelas curvas mostra que a terceira falha ocorre mais rapidamente em relação à segunda falha do que esta em relação à primeira, e que as curvas de potência representam razoavelmente bem a distribuição dos pontos. Entretanto, é da análise dos pontos individualmente, considerando o comportamento a cada em nível de tensão que se observa que esta tendência é mais acentuada para os níveis de tensão elevados, ou antes, quanto maior amplitude de deslocamento imposta no ponto 89 mm, mais rápida a progressão da falha.

É possível associar esse comportamento à redução da seção transversal pela quebra de fios resultando numa diminuição da rigidez, e ao aumento das forças de contato entre os fios que aumenta o desgaste promovido pelo *fretting*.

5.2.2. Ensaios com EDS de 30%

A

Tabela 5.7 a seguir apresenta os dados médios obtidos dos ensaios para a ocorrência da primeira, segunda e terceira falhas, em número de ciclos, a cada nível de tensão, com carga de esticamento de 2.220 kgf ou 30% de EDS.

Tabela 5.7– Resultados médios para os ensaios com EDS de 30%

Y_B [mm]	σ_{p-s} [MPa]	Média da 1ª quebra N [ciclos]	Média da 2ª quebra N [ciclos]	Média da 3ª quebra N [ciclos]
0,70	25,08	3,29	4,20	15
0,87	31,35	1,23	1,69	2,77
0,95	34,08	1,27	1,39	1,78
1	35,87	0,91	1,21	1,70
1,1	39,49	0,65	1,14	1,45
1,20	43,05	0,69	1,01	1,17

Estes dados aparecem no gráfico apresentado na

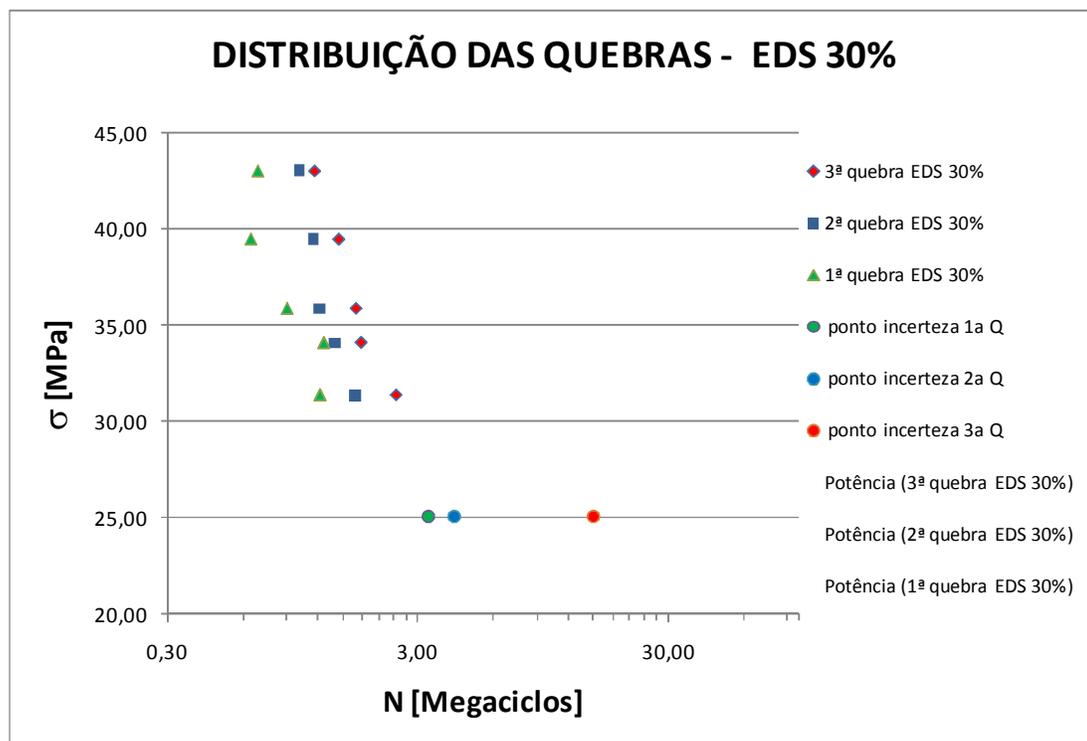


Figura 5.22 onde é possível verificar um efeito mais acentuado na evolução da falha a partir da primeira quebra à medida que o nível de tensão dinâmica aumenta do que aquele verificado com EDS de 20%. Esse comportamento parece indicar que os dois mecanismos relativos ao aumento das forças de contato passam a ter mais importância na resistência à fadiga, na medida em que ocorre um aumento da tensão média. Cabe ressaltar que o dado para vidas mais longas, isto é, para níveis mais baixos de tensão dinâmica há apenas um ponto, referente a um único ensaio, visto que este é um ensaio que demanda muito mais

tempo que os demais. Os resultados nesta faixa não são, pois conclusivos, em especial considerando que tipicamente dados experimentais nesta faixa apresentam grande dispersão. Para permitir afirmações conclusivas sobre o comportamento da montagem nesta região é necessário que outros ensaios sejam conduzidos em tensão igual ou inferior a 25 MPa, de modo a confirmar a tendência apontada pelo ensaio da amostra 21, representada pelo ultimo conjunto de pontos no nível de 25 MPa.

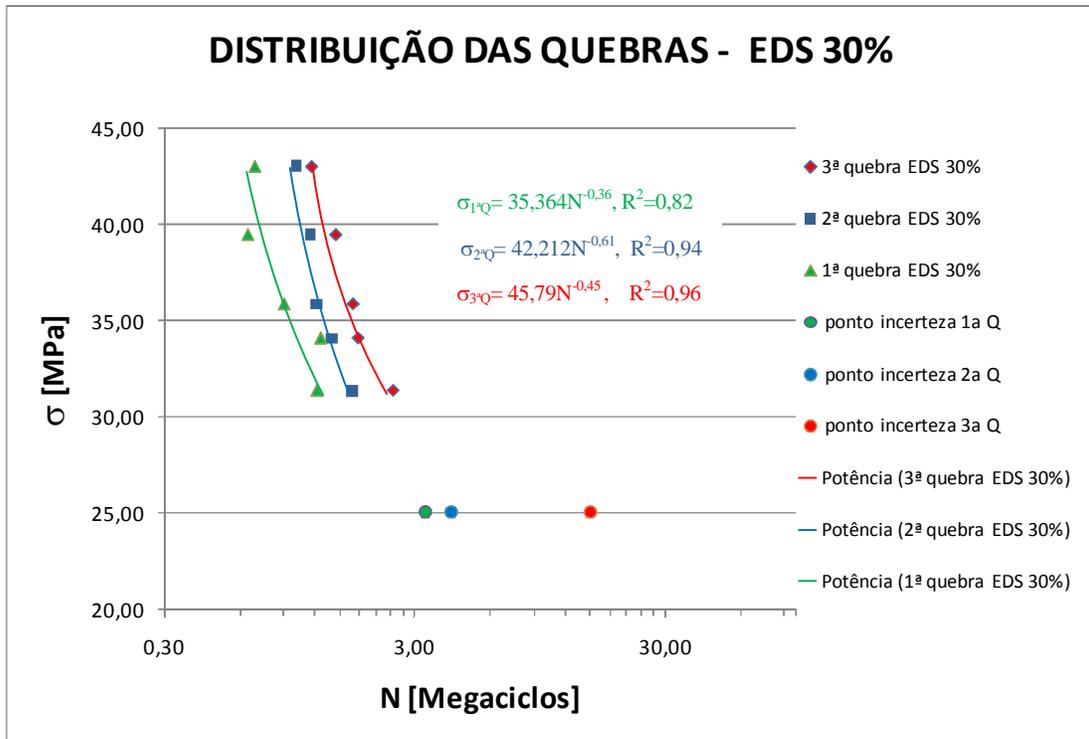


Figura 5.22– 1ª, 2ª e 3ª quebras obtidas nas amostras ensaiadas com EDS de 30%.

No gráfico acima se verifica que as curvas de potência não fornecem o melhor ajuste aos pontos da curva. A representação por níveis de tensão torna possível verificar duas tendências distintas de comportamento em fadiga, a exemplo do que ocorre com as curvas típicas do alumínio, como mostrado no gráfico da Figura 5.23 a seguir. Deve-se lembrar da necessidade de confirmar o comportamento da segunda metade da curva que representa a zona de fadiga de alto ciclo. O único ponto levantado em tensão de 25 MPa não permite afirmar a posição do cotovelo que aparece na Figura 2.23.

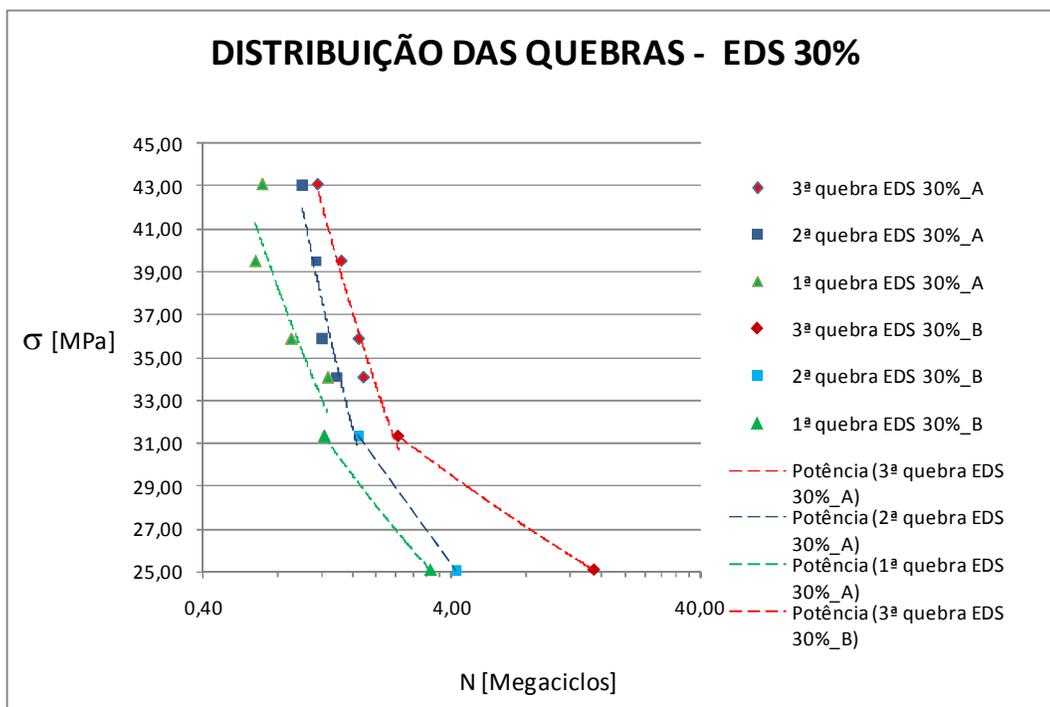


Figura 5.23 – Ajuste em duas curvas para a 1ª, 2ª e 3ª quebras obtidas nas amostras com EDS de 30%.

A distribuição dos pontos para altos níveis de tensão mostra uma variação na progressão das quebras da primeira para a terceira. Em baixos níveis de tensão a evolução para a falha é rápida. Há uma redução na velocidade de progressão da 1ª para a 2ª quebra e então novamente a velocidade aumenta para níveis mais altos de tensão alternada. Esse fenômeno será discutido na sequência deste texto, com base na Figura 5.26. A velocidade de progressão da 2ª para a 3ª quebra parece ser dominada pelo efeito de redistribuição de carregamento axial devido à tensão média.

O gráfico da Figura 5.24 apresenta uma comparação entre a resistência à fadiga da montagem cabo/grampo para os dois níveis de EDS pesquisados.

Para estabelecer esta comparação os pontos $Y_B = 0,8$ mm e $Y_B = 0,9$ mm são eliminados da curva de 20% (linha cheia), uma vez que correspondem a um valor de incerteza para a curva, e sua possível influência é mantida na construção da curva de tendência de ocorrência de falha representada pela linha pontilhada no gráfico.

Há uma clara relação entre o aumento da tensão média e a drástica redução de resistência em fadiga, verificada pelo afastamento médio das curvas. A montagem submetida à EDS

de 30% fornece vidas cerca de 50% menores que aquelas encontradas em EDS de 20%, o que pode ser confirmado pela aplicação das expressões 5.3 a 5.8.

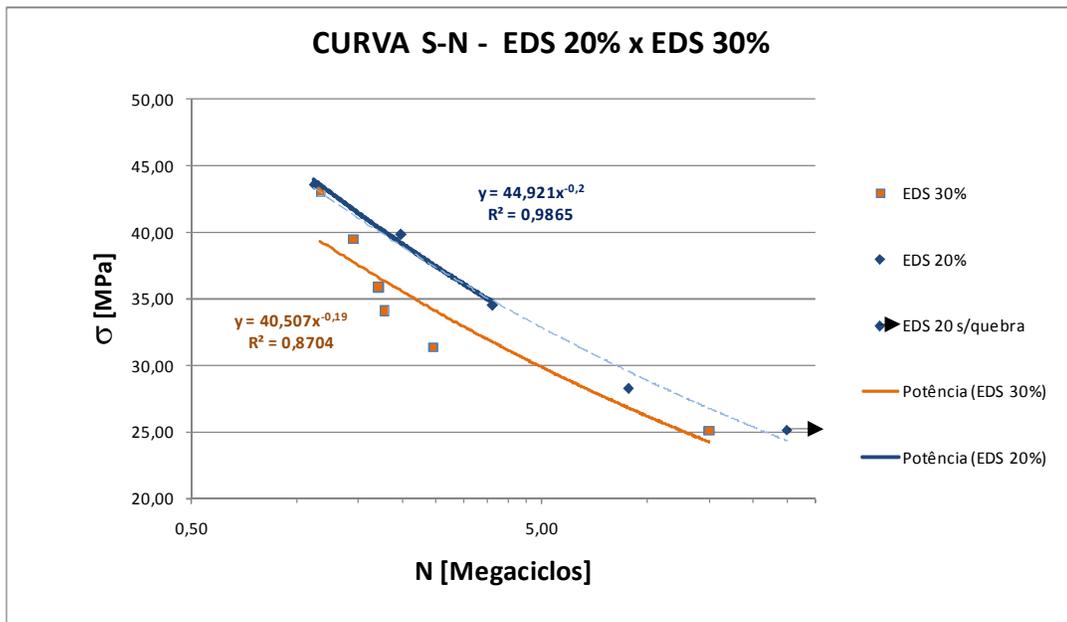


Figura 5.24– Comparação entre as curvas S-N obtidas com EDS de 20% e 30%.

Entretanto é possível observar que enquanto o ajuste dos pontos experimentais para a EDS de 20% por meio de uma curva de potência é bastante satisfatório, para os ensaios em EDS de 30% o ajuste com uma única curva de potência não representa bem os pontos experimentais.

Uma melhor abordagem parece ser considerar que a exemplo do que ocorre com o alumínio, principal material do condutor, a resistência em fadiga do condutor tracionado com EDS de 30% é melhor representada por duas curvas de potência, as quais descrevem regiões com comportamentos distintos de resistência em fadiga de médio e alto ciclo.

Referências da literatura como o Orange Book (EPRI, 1979), posicionam o limite de fadiga dos condutores em 50 Megaciclos, o que parece ocorrer para 20%. Entretanto a curva com 30% mostra um comportamento perigosamente distinto, como aponta o posicionamento do cotovelo da curva no gráfico apresentado pela Figura 5.25, que exemplifica como o ajuste dos pontos se apresenta mais adequado quando realizado pelas duas retas, embora esteja claro que há necessidade de realizar experimentos adicionais na zona de tensão entre 25 e 30 MPa, para encontrar o ponto de interseção das curvas.

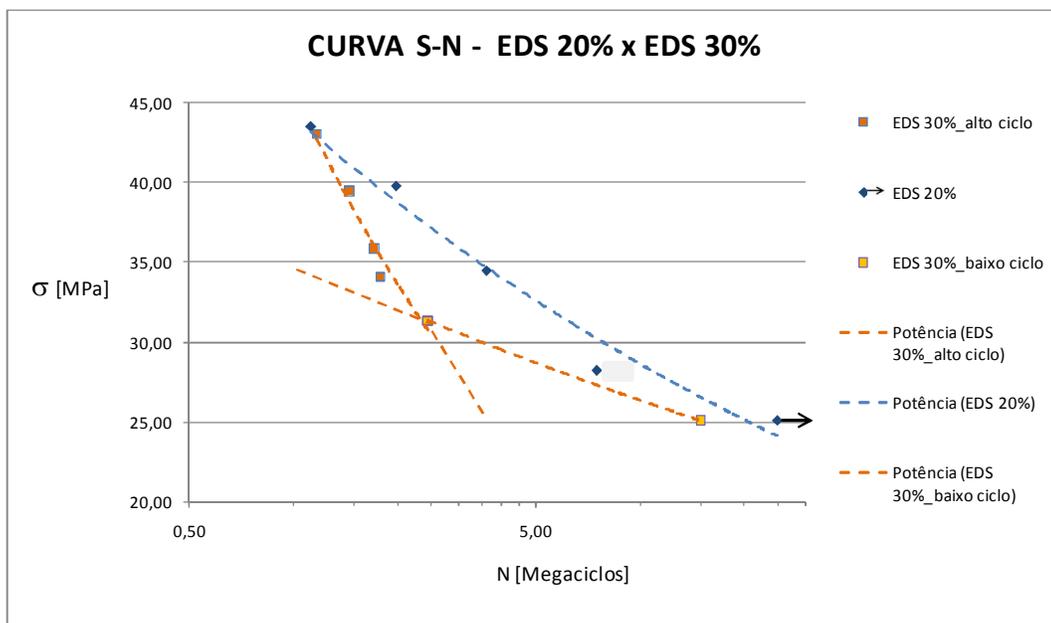


Figura 5.25 – Comparação por faixas entre as curvas S-N obtidas com EDS de 20% e 30%.

Da análise dos pontos experimentais obtidos para EDS de 30% em comparação àqueles obtidos para EDS 20% verifica-se uma tendência de interseção das curvas para vidas muito curtas (relativas a maiores níveis de tensão dinâmica), o que equivale a dizer que para amplitudes que correspondem a níveis de vibração eólica severa a redução da vida no cabo não sofre o drástico aumento que foi determinado na média.

Ao se tomar em conta apenas as curvas de tendência para os dois níveis de tensão, apresentadas na Figura 5.24, é possível quantificar a redução da vida de forma quase linear em 50%. Entretanto da análise dos pontos, outro fenômeno parece se sobrepôr a este, à medida que o aumento da tensão dinâmica, associado ao aumento da tensão média se combinam.

Aqui se levantam hipóteses para explicar o fenômeno do condutor operando na zona de sollicitação mecânica com altos níveis de tensão combinada³¹ não apresentar uma redução de vida tão significativa quanto aquelas observadas nos níveis mais baixos de tensão dinâmica. Há duas hipóteses que parecem explicar o fenômeno: a primeira baseia-se na dinâmica do processo de formação da falha e trata de explicar o retardo no avanço da falha a um processo de arrancamento do material da superfície que ocorre quando grandes

³¹ alternada dinâmica e resultante da aplicação de maior carga de esticamento.

deslocamentos são aplicados em problemas de contato. A segunda baseia-se na correlação entre tensão média e tensão alternada, resultando na tensão máxima imposta ao corpo de prova. Tais hipóteses serão detalhadas a seguir.

Segundo Lindley (1997), em seu estudo sobre o efeito da fadiga por *fretting* em ligas para a engenharia, “a iniciação de trincas em condição de *fretting* é fortemente influenciada pelas tensões cisalhantes alternadas impostas na superfície do espécime em decorrência da fricção promovida pelo movimento oscilatório”. Nesta publicação o autor apresenta o mapa de *fretting* desenvolvido por Vingsbo e Söderberg (1988), apresentado na Figura 5.26, que define quatro regiões de contato e sua relação com o favorecimento do crescimento da trinca: *i*) A zona de adesão, onde a amplitude de escorregamento é baixa, *ii*) o regime misto, onde ocorre adesão e escorregamento, *iii*) o regime de escorregamento (micro região de desgaste), e, *iv*) o regime de escorregamento mútuo, onde ambas as superfícies deslizam. A reta com diferentes inclinações indica o grau de desgaste em cada fase, enfatizando que o maior desgaste se dá na zona de escorregamento com desgaste, até o limite em que ambas as superfícies deslizam mutuamente, e o desgaste atinge o seu patamar mínimo de evolução. Quanto ao favorecimento do crescimento da trinca a curva na forma de parábola, mostra que até certo valor de amplitude há uma redução da vida e a partir deste valor o arrancamento completo da trinca ou de parte dela retarda a falha aumentando a vida em fadiga.

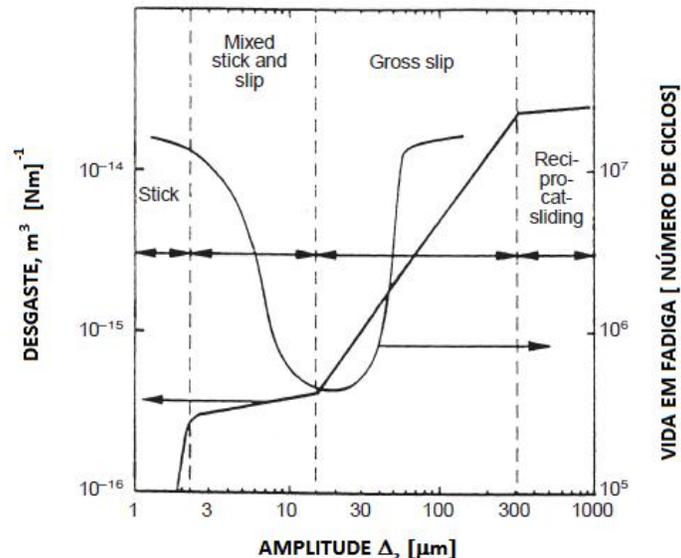


Figura 5.26 – Relação entre vida em fadiga com *fretting* e desgaste em função da amplitude de escorregamento (adaptado de Vingsbo e Söderberg, 1988).

A expressão 5.1, fornecida por Lindley (1997) tenta representar a redução do limite de fadiga em função do *fretting*.

$$\sigma_{fw1} = \sigma_{w1} - 2\mu p_0 [1 - e^{S/k}] \quad (5.1),$$

Se considerarmos o esquema apresentado na Figura 5.27, a seguir é possível entender o fenômeno. A trinca inicia seu processo de crescimento e abertura (Figura 5.27a). Em função do maior deslocamento da superfície (associado à maior carga de compressão graças ao aumento da EDS) ocorre um arrancamento da superfície do metal (Figura 5.27b), que reduz o tamanho da trinca de *a para a'* (Figura 5.27c), reduzindo a velocidade de propagação e deste modo aumentando a vida da amostra.

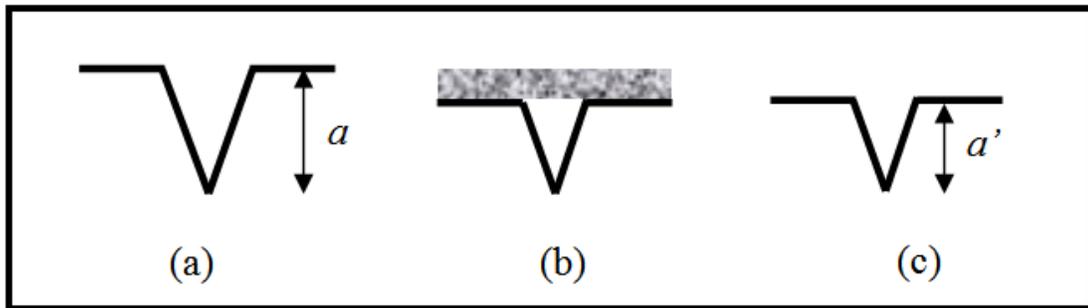


Figura 5.27– Mecanismo de retardo no crescimento da trinca por arrancamento de material.

A análise de falha realizada no final deste capítulo mostra como esse arrancamento se dá na região da falha (Figura 5.49, Figura 5.51, Figura 5.52)

Em termos de aplicabilidade no projeto de linhas de transmissão, esta informação mostra-se pouco relevante na medida em que o projeto deve contemplar vidas longas e o fenômeno refere-se a vidas curtas. Contudo a compreensão do mecanismo que provoca a desaceleração do processo de falha pode mostrar-se valiosa para o desenvolvimento de metodologias de montagem e novos dispositivos que possam reproduzir este efeito desejável.

5.2.3. Comparação entre a CSBL e as curvas S-N com EDS de 20 E 30%

Como já foi abordado no capítulo 3, a curva CBLs foi concebida pela CIGRE para constituir-se num padrão de referência para o projeto seguro de linhas de transmissão e equivale ao patamar inferior da compilação de uma série de diversos resultados de ensaios realizados no mundo todo, em cabos, fios e ligas, cuja equação é dada pela Equação 5.3, que será apresentada a seguir.

Neste ponto cabe ressaltar que com o intuito facilitar a visualização dos dados, os gráficos S-N adotaram a escala mono-log, estando a vida, em ciclos representada em Megaciclos e desta forma a curva apresentada pela Equação. 3.8 no capítulo 3, referente à CSBL deve ser ajustada para esta escala. Assim a constante da equação passa a ser corrigida por um fator constante igual $(10^6)^{-0,2}$ ou 15,849, resultando nas equações representativas da curva S-N, descritas a seguir, onde S_a corresponde à escala em ciclos e σ_a em Megaciclos.

Curva S-N para a CSBL:

$$S_a = 450 N^{-0,2} \quad (5.3).$$

$$\sigma_a = 28,393 N^{-0,2} \quad (5.4).$$

Curva S-N para a EDS 20%:

$$S_{a\ 20\%} = 711,95 N^{-0,20} \quad (5.5),$$

$$\sigma_{a\ 20\%} = 44,921 N^{-0,20} \quad (5.6).$$

Curva S-N para a EDS 30%:

$$S_{a\ 30\%} = 641,99 N^{-0,19} \quad (5.7),$$

$$\sigma_{a\ 30\%} = 40,507 N^{-0,19} \quad (5.8).$$

Comparando as equações padrão da curva S-N, $S_a = A N^b$, verifica-se no conjunto de equações de 5.3 a 5.8, que os valores do decaimento exponencial, b , das curvas são bastante similares, e seu afastamento da linha padrão de projeto mostra-se governado por um valor constante, que aparece representado pela razão das constantes A .

A Figura 5.28 apresenta graficamente essas curvas possibilitando uma melhor comparação entre os resultados experimentais e o padrão internacional estabelecido pela CIGRE.

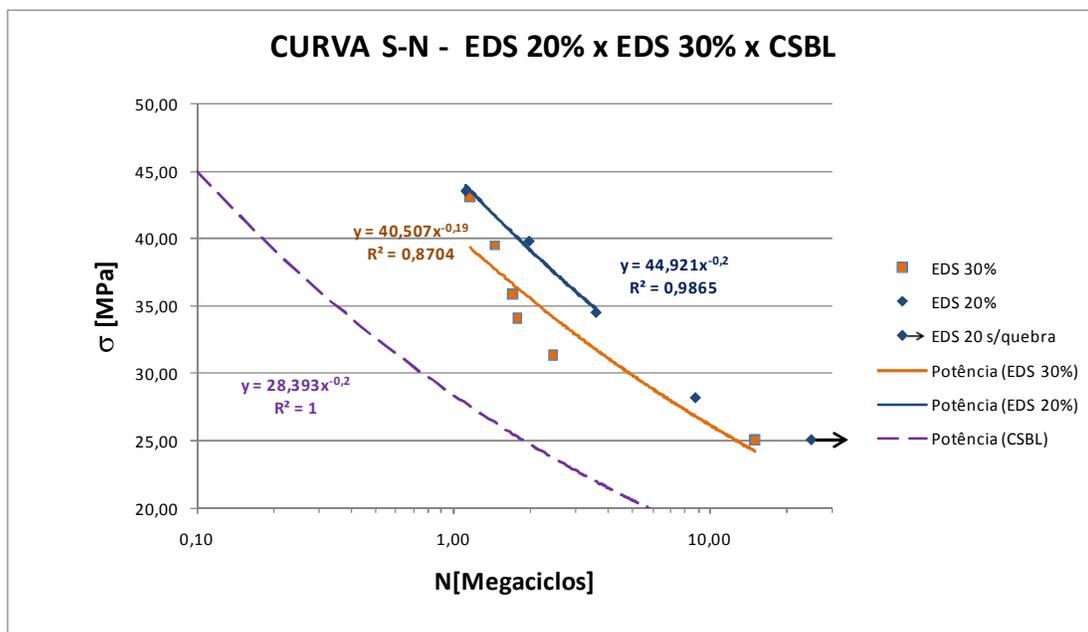


Figura 5.28– Comparação entre as curvas S-N obtidas com EDS de 20% e 30% e CSBL.

A análise da do gráfico, ressalta que a curva CSBL, baseada em uma EDS de 18% é bastante conservativa, como poderá ser avaliado a partir dos dados da Tabela 5.8, onde o número entre parênteses é da medida experimental e o número ao lado é obtido da curva de ajuste.

Tabela 5.8– Comparação da vida em 20% e 30% de EDS com a CSBL.

σ P-S [MPa]	CSBL Média da 3ª quebra N [ciclos]	EDS 20% Média da 3ª quebra N [ciclos]	Razão 3Q20%/CSBL	EDS 30% Média da 3ª quebra N [ciclos]	Razão 3Q30%/CSBL	Razão 3Q20%/3Q30%
25,08	1,86	22,83 (>25,00)	12,27 (>13,44)	17,54 (15)	9,43 (8,07)	(1,67)
28,22	1,00	12,06 (>8,82)	12,06 (8,82)	6,17	6,17	1,96
31,35	0,61	6,83 (5,96)	11,20 (9,77)	3,67 (2,77)	6,02 (4,54)	(2,15)
34,08	0,40	4,35	10,88	2,43 (1,78)	6,09 (4,45)	1,79
34,49	0,38	(3,97)	10,73 (10,45)	2,30	6,04	1,78
35,87	0,31	3,30	10,64	1,89 (1,57)	6,10 (5,06)	1,74
39,49	0,19	1,96	10,33	1,18 (1,45)	6,20 (7,63)	1,67
39,82	0,18	(1,98)	11,42 (11)	1,13	6,28	1,66
43,05	0,13	1,23	9,47	0,77 (1,17)	5,92(9,00)	1,60
43,56	0,12	1,15 (1,12)	9,62 (9,33)	0,73	6,06	1,59

Para o projeto de vidas dos condutores, a CSBL prescreve valores de 9 até 13,5 vezes superiores àqueles obtidos experimentalmente quando se considera o uso de EDS de 20%. Para casos em que a montagem é submetida a 30% de EDS essa variação é de 4,5 até 9 vezes, revelando a severidade do padrão. Ao comparar a resistência à fadiga da montagem, avaliando

apenas o aumento da EDS verifica-se uma redução da vida à metade em montagens operando no mesmo nível de tensão nominal.

5.2.4. Limites de Resistência à Fadiga x Amplitude de Vibração

As análises anteriores consideraram níveis equivalentes de tensão dinâmica nominal. Mas esta não é uma medida usual no controle da severidade das vibrações. A medida usualmente empregada é a amplitude de vibração Y_B . A análise do gráfico da Figura 5.29, que apresenta a correlação entre os níveis de amplitude Y_B e a vida da montagem cabo Ibis/grampo para os níveis de EDS de 20% e 30%, permite verificar a redução da vida da montagem em consequência do aumento da carga de esticamento aplicada.

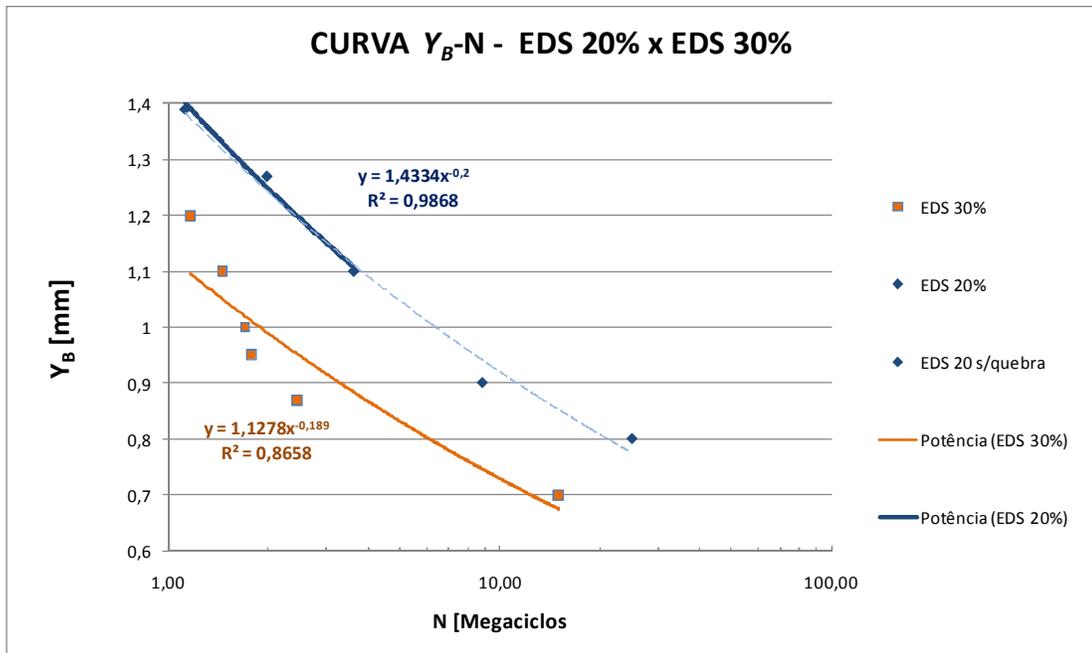


Figura 5.29– Comparação da vida em 20% e 30% em função da amplitude Y_B a 89 mm.

5.3. ANÁLISE DAS FALHAS

A seguir será feito o mapeamento das falhas ocorridas nas amostras ensaiadas para obtenção da curva S-N e a análise das características das falhas para cada nível de EDS.

5.3.1. Mapeamento da Posição e da Ordem de Ocorrência das Falhas

O mapeamento das falhas considera dois aspectos principais: *i*) a posição de ocorrência da falha com referência à boca do grampo de suspensão, e *ii*) o registro da seqüência de segundo camada (externa ou interna). A partir desse mapeamento, com um conhecimento dos pontos de maior incidência de falha é possível estabelecer metodologias de manutenção apropriadas, assim como propor modificações nas ferragens utilizadas nas linhas de transmissão, visando minimizar o efeito de fadiga por *fretting* nas LT's.

É possível identificar a ordem da quebra a partir da análise do gráfico de rotação do cabo no tempo. Por exemplo, a Figura 5.30 apresenta o gráfico com os sinais relativos à rotação do cabo ao longo do tempo, para a amostra n° 9 (realizado a uma amplitude de deslocamento constante de 1,0 mm (pico a pico) e sob EDS de 20%), o qual é de suma importância para identificação do momento em que ocorre a quebra no ensaio. Claramente pode-se notar que até 1,23 milhões de ciclos, o ângulo de rotação é negativo e permanece praticamente constante. A partir deste instante há uma mudança no ângulo de rotação medido pelos sensores laser de deslocamento, de tal forma que esse agora passa para um novo patamar com valor positivo. Esse evento discreto onde ocorre a mudança de patamar para o ângulo de rotação caracteriza o processo de ruptura do primeiro fio de alumínio. Entretanto, ainda não é possível afirmar em qual camada essa ruptura ocorreu. Uma nova mudança de patamar é verificada quando o ensaio atinge a marca de 3,51 milhões de ciclos. O ângulo de rotação novamente sofreu um incremento no sentido positivo. Isso essencialmente quer dizer que outra ruptura de fio ocorreu na mesma camada da ruptura anterior.

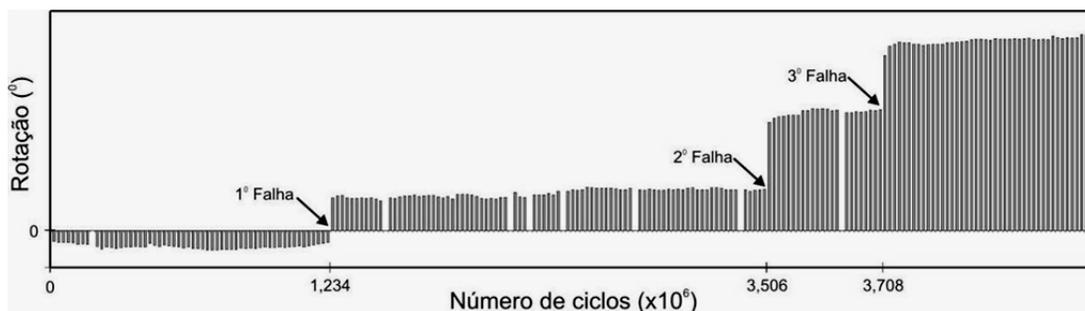


Figura 5.30– Gráfico mostrando rotação do cabo que indica momento das quebras para a amostra 9.

Cabe ressaltar que, uma falha em outra camada seria caracterizada por uma rotação em sentido contrário, levando o ângulo de rotação para um patamar inferior e não superior como indicado. A terceira quebra acontece com 3,71 milhões de ciclos e implica em um giro no mesmo sentido da segunda quebra. Ao término do ensaio com a abertura do grampo de suspensão e o corte da amostra nessa região, é possível constatar por inspeção visual, que realmente existam três fios rompidos e, todos se encontram localizados na camada externa do cabo, como mostra a Figura 5.31.

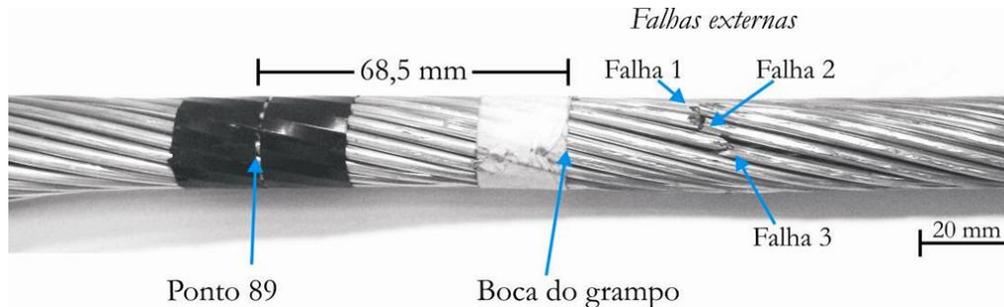


Figura 5.31– Detalhe da Amostra 8 com falhas em três fios da camada externa.

Como exemplo das falhas ocorridas nas camadas internas, invocamos a Figura 5.32, onde são apresentadas as falhas da amostra 8.

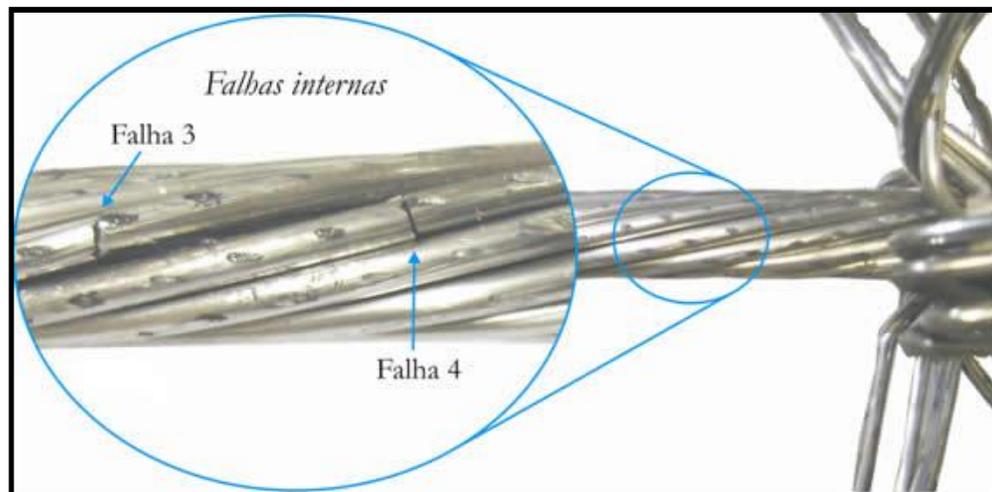


Figura 5.32– Detalhe da amostra 8 com falhas em dois fios da camada interna.

Por meio da análise da Figura 5.32, pode-se constatar que as falhas internas ocorridas na segunda camada de alumínio localizam-se sobre as marcas de desgaste por *fretting*, indicando que as trincas desenvolvem-se devido à combinação dos esforços estáticos (EDS) e dinâmicos (resultantes do dobramento alternado do condutor nos pontos de

restrição de movimento). Entretanto seu processo de nucleação e crescimento inicial parece ser significativamente agravado pelo efeito do *fretting*.

Em casos mais simples seria possível computar o impacto do desgaste por *fretting*, ensaiando a amostra sem o *fretting* e com o dispositivo para simular sua ação controlada gerando dados para realizar a comparação. Entretanto no caso dos condutores esse efeito é muito complexo, pois envolve o contato de fio/grampo e fio/fio, com alterações nos parâmetros em vista da variação da rigidez devida tanto ao problema de contato quanto à tensão média, tornando essa abordagem extremamente complexa.

A Tabela 5.1 apresenta a distribuição das falhas de acordo com a camada de ocorrência, sendo E – falha na camada externa e I- falha na camada interna.

Foram contabilizadas 145 quebras nos 41 ensaios, sendo 83 das falhas externas (62%) e 52 internas (38%). Se considerarmos até a 3ª quebra, a distribuição muda para 70% e 30% respectivamente, como pode ser visto na Figura 5.33 abaixo.

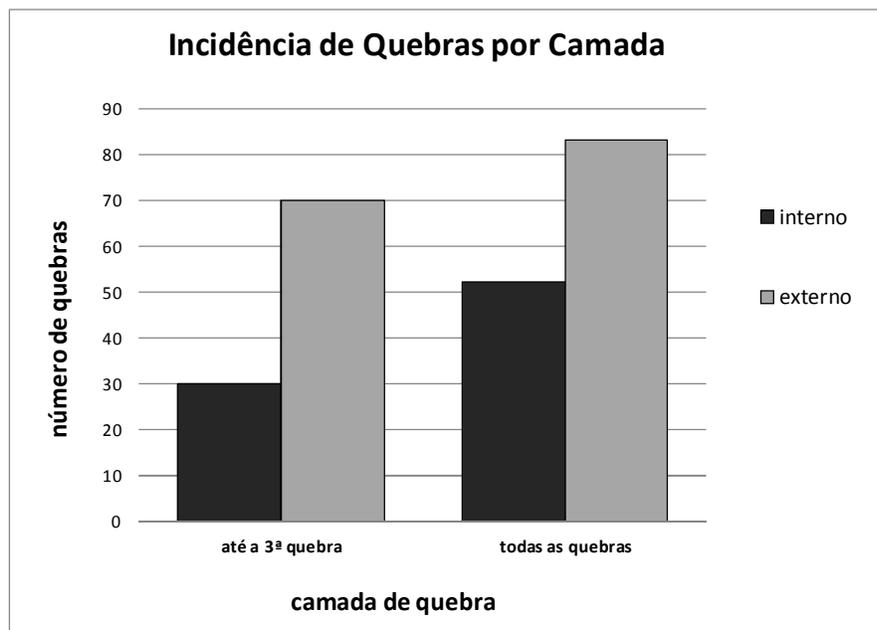


Figura 5.33– Distribuição das falhas por camada para todos os ensaios e até a 3ª quebra.

Tabela 5.9– Ordem das Falhas por Camada.

Amostra	EDS	Y _B [mm]	CAMADA DE OCORRÊNCIA DA FALHA					
			1ª quebra	2ª quebra	3ª quebra	4ª quebra	5ª quebra	6ª quebra
2	20%	0,9	E	E				
3			I	I	E	E		
4			I					
5			I	E				
6			E	E	I	I		
7		1	E	E	E	I	I	
8			E	E	I	I		
9			E	E	E			
10			E	E	I			
11			E					
12		1,1	E	E	E	E	I	I
13			I	I	E			
14			E	E	E			
15			E	E	I	E	I	I
16			I	E	E	I	I	I
17		1,27	E	E	I	I		
18			E	I	E	I		
19		1,39	I	E	E	I	I	
20			E	E	I	I	I	
21		30%	0,70	E	E	I		
22	0,87		E	E	I	I	I	E
23			E	E	I			
24			E	E	I	E		
25	0,95		E	E				
26	1,0		E	I	E	E		
27			I	E	I	E	E	I
28			E	E	I			
29			E	I	E	I	E	E
30			I	E	E			
31	1,1		E	E	I			
32		E	I	E	I	E		
33	1,2	E	I	E	E	I		
35	1,2 EXPLORATÓRIOS ³²	E	E					
36		E						
37		E						
38		E	E	E				
39		E	I					
40		E	I	I				
41		E	I	E	E			

³² Para o nível de tensão relativo a 1,2 mm em 30% de EDS foram realizados ensaios com numero de ciclos crescente de modo a entender o mecanismo de progressão da falha.

O gráfico abaixo (Figura 5.34) permite avaliar a distribuição de quebras por faixa de EDS.

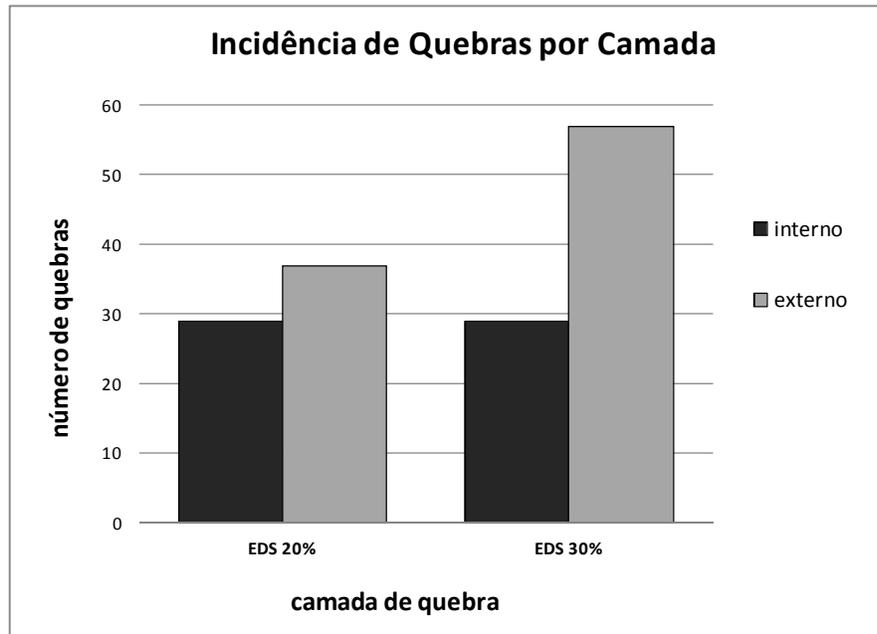


Figura 5.34– Distribuição das falhas por camada em função da EDS.

Assim, nas Figuras a seguir são apresentados os percentuais de todas as falhas ocorridas nas camadas externas e internas de cada amostra ensaiada, não sendo considerado, portanto, o limite de 3 quebras por ensaio. Para EDS 20% (Figura 5.35) e 30% (Figura 5.36).

Entretanto o que se vê é uma aumento da proporção de falhas externas com o aumento da EDS. O gráfico da Figura 5.35 indica um aumento das quebras internas no nível de EDS de 20% a partir de Y_B igual a 1,1 mm.

De acordo com o gráfico da Figura 5.36, parece haver uma tendência atenuada à redução das quebras externas em oposição ao crescimento das falhas internas à medida que a amplitude cresce, ao se desconsiderar o ponto relativo à Y_B igual a 0,95 mm, que teve apenas 1 amostra, a qual apresentou 2 quebras externas. Essa tendência parece inverter-se para níveis muito elevados de deslocamento dinâmico imposto, onde efeitos associados ao desgaste parecem dominar o fenômeno de falha.

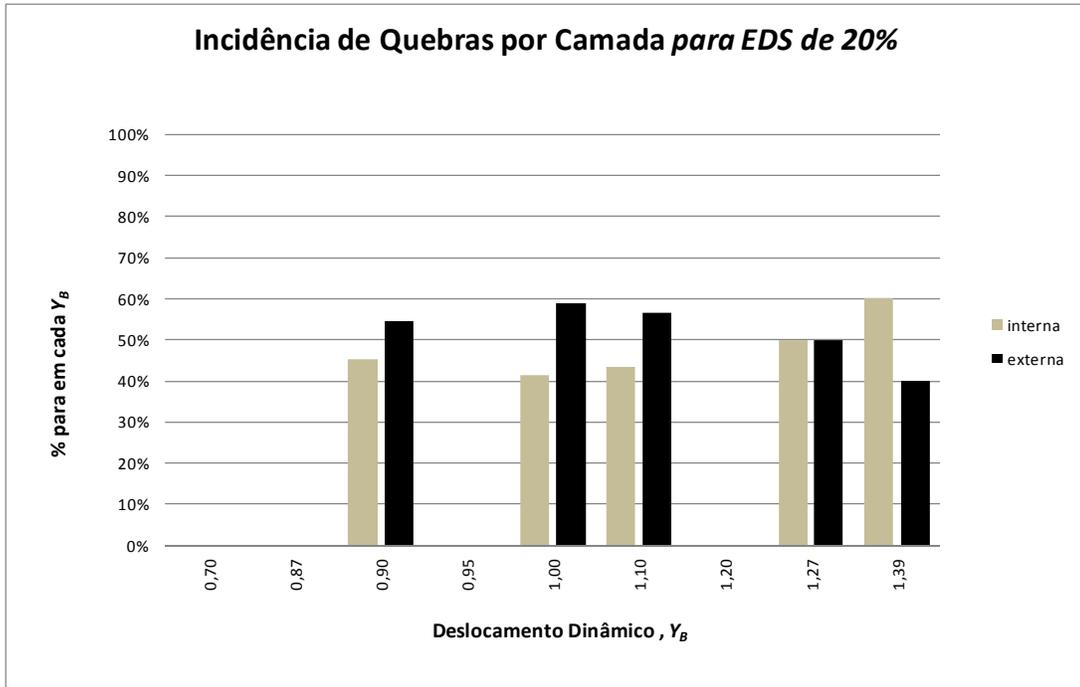


Figura 5.35– Percentuais das falhas externas e internas para amostras ensaiadas em EDS 20%.

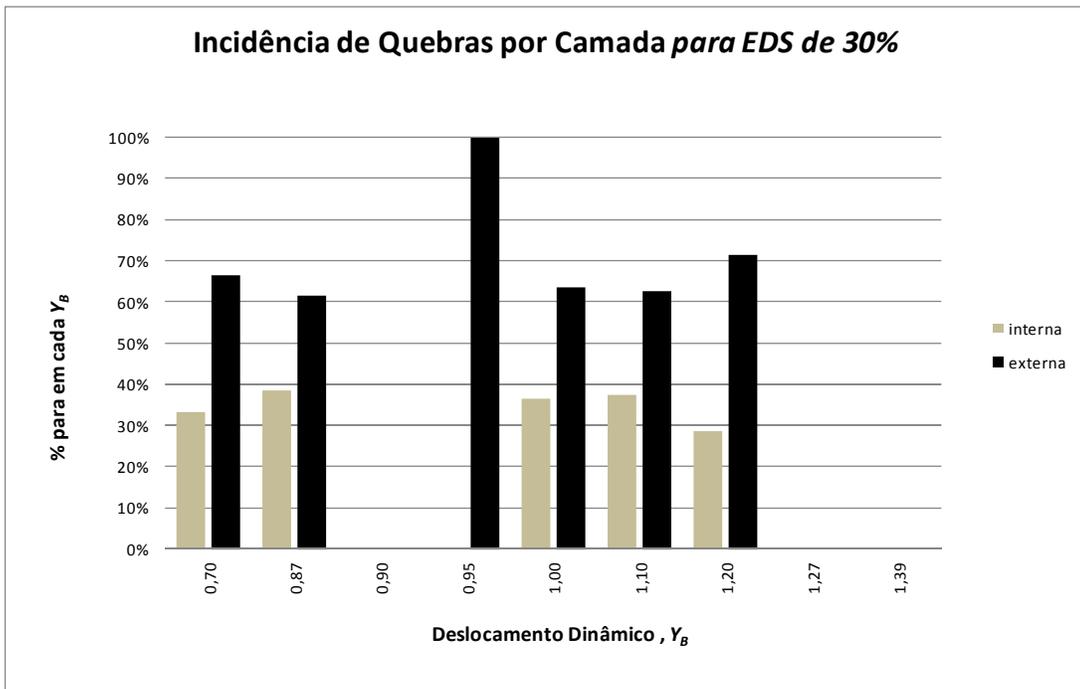


Figura 5.36– Percentuais das falhas externas e internas para amostras ensaiadas em EDS 30%.

A seguir compara-se a incidência de falhas por camada até a 3ª falha para os diferentes níveis de EDS. O gráfico da Figura 5.37 mostra os percentuais de falha externa em ensaios com EDS

20 e 30% para cada nível de amplitude Y_B . Enquanto o gráfico da Figura 5.38 mostra a incidência de quebras internas para as mesmas condições.

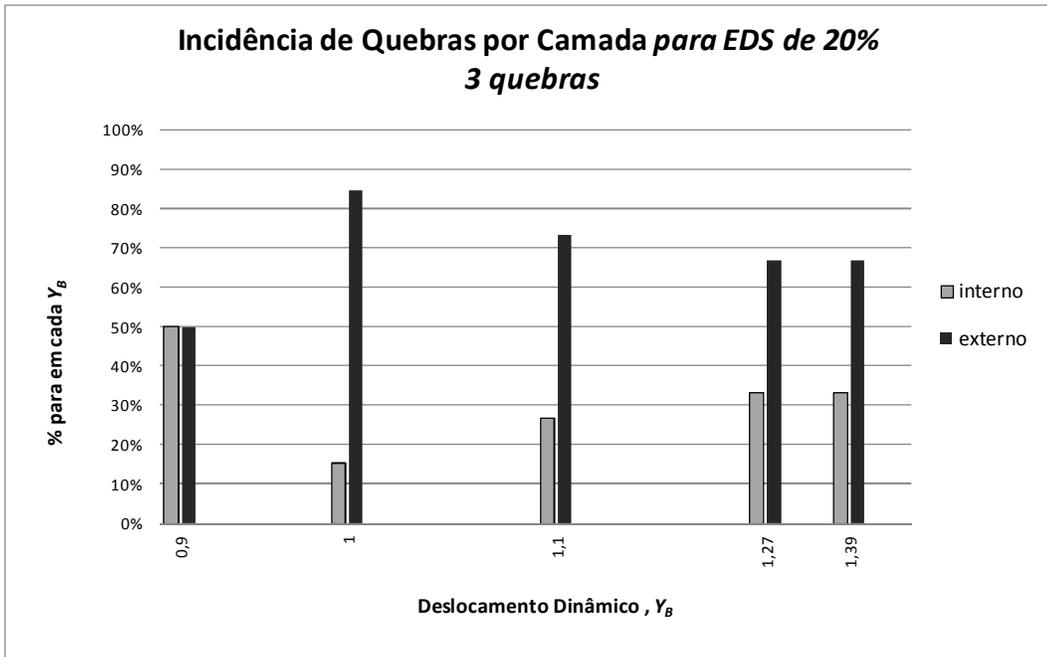


Figura 5.37– Incidência de falhas na camada externa para EDS 20% até a 3ª quebra.

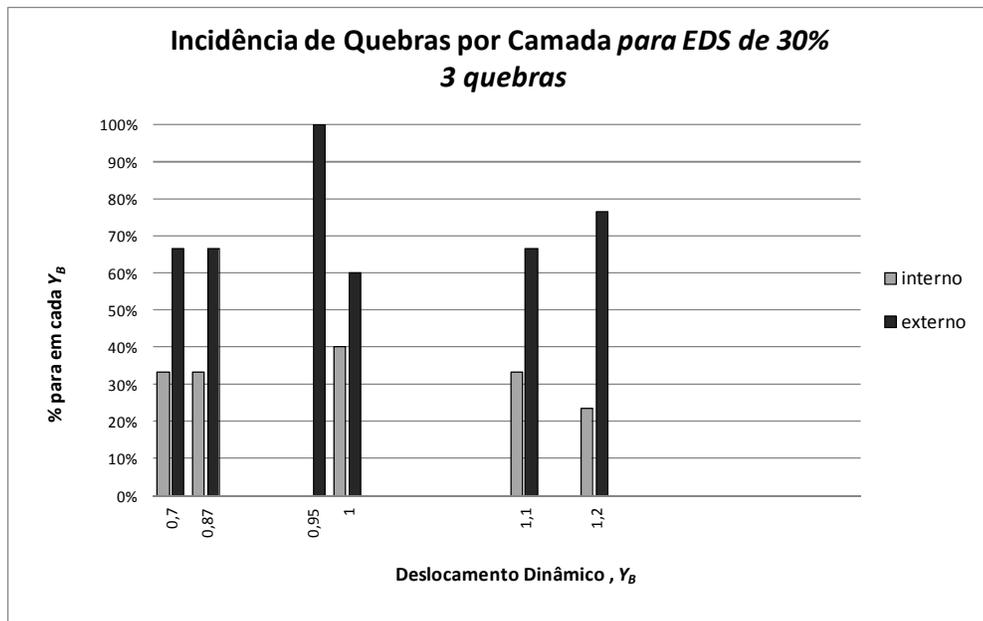


Figura 5.38– Incidência de falhas na camada interna para EDS 30% até a 3ª quebra.

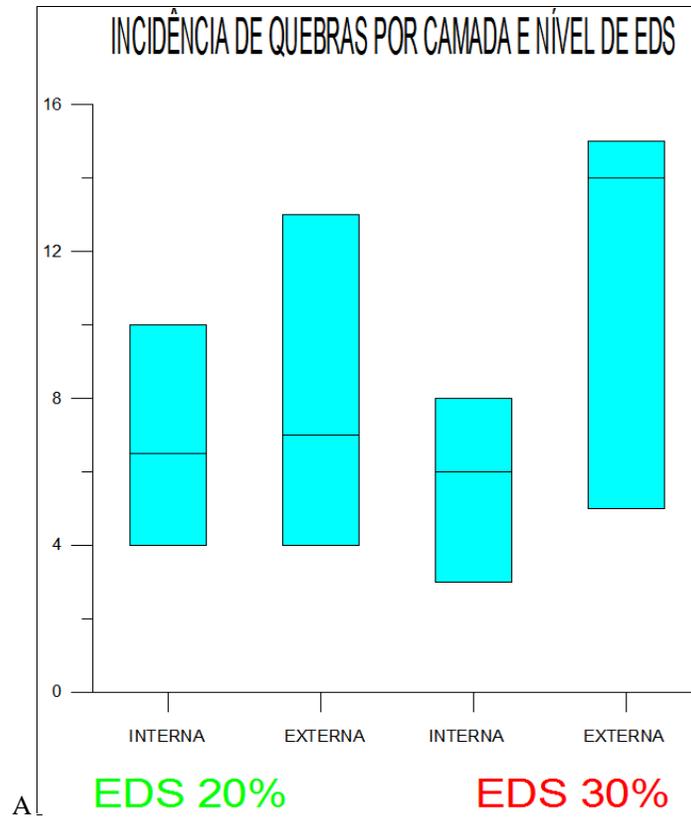


Figura 5.39 apresenta a comparação da localização da falha em função da camada e da posição relativa ao grampo, DMF para ambos os níveis de EDS. É possível constatar uma tendência um aumento da tendência de falhas internas para maiores amplitudes de vibração se compararmos a tendência da EDS de 20% que passa de um comportamento dominante de falha externa para o dominante de falhas internas à medida que Y_B aumenta.

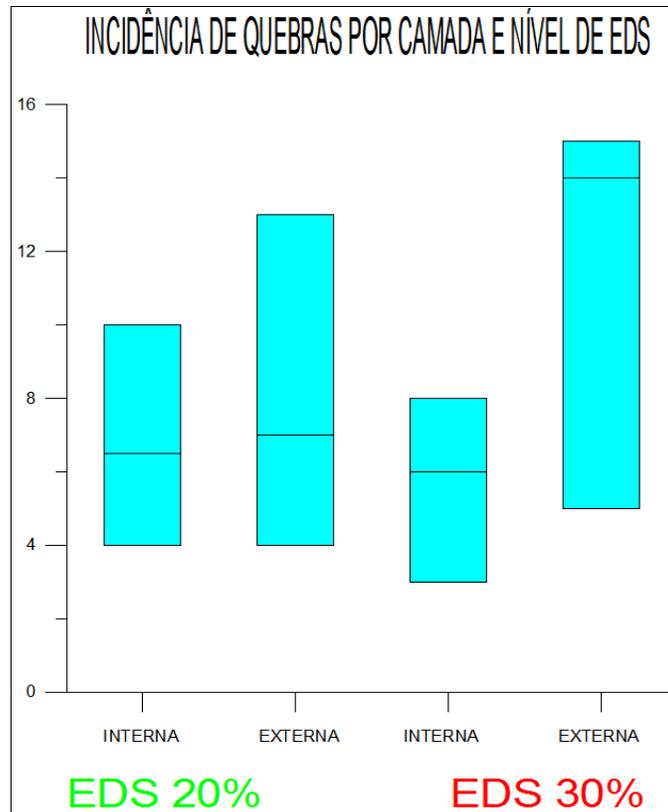


Figura 5.39 – Comparação das incidências de falhas por camada para EDS de 20 e 30%.

Na prática, esta análise sugere que para EDS de 20%, nas regiões em que os resultados de monitoramento do vento e/ou das linhas existentes indicarem baixas amplitudes de deslocamentos, o uso de grampos tipo AGS³³ poderá ser adotado como medida preventiva ou corretiva, e, por conseguinte, as falhas; já nos locais de altas amplitudes, deverá ser realizado estudo para amortecimento da vibração no cabo, tendo em vista que, a ruptura dos fios ocorre internamente e, portanto, de nada adiantaria qualquer mecanismo para evitar o atrito entre o grampo e o cabo.

5.3.2. Posicionamento das Falhas em Relação ao Grampo

A seguir será realizada a análise da posição da falha em relação à boca do grampo de suspensão. A distância entre a boca do grampo e o tampo do grampo de suspensão varia com o tipo de tampo usado, curto ou convencional. No grampo curto a distância é de 33,28 mm

³³ Grampos AGS são grampos especiais com proteção em borracha e visam evitar o atrito entre o cabo e o grampo.

enquanto que no grampo convencional é de 36,55 mm. As falhas de base não podem ser vistas a partir do UPC. De todo modo, normalmente, as falhas ocorrem no interior do grampo onde sua visualização não é possível.

Para melhor esclarecer como foi medida a posição da falha, apresentamos a Figura 5.40, que se refere às falhas da amostra 6, ocorridas na camada externa do cabo. Analisando essa figura, observa-se que a localização dos pontos de falha foi determinada através das distâncias entre os fios rompidos e a saída do grampo de suspensão pelo lado do vão ativo.

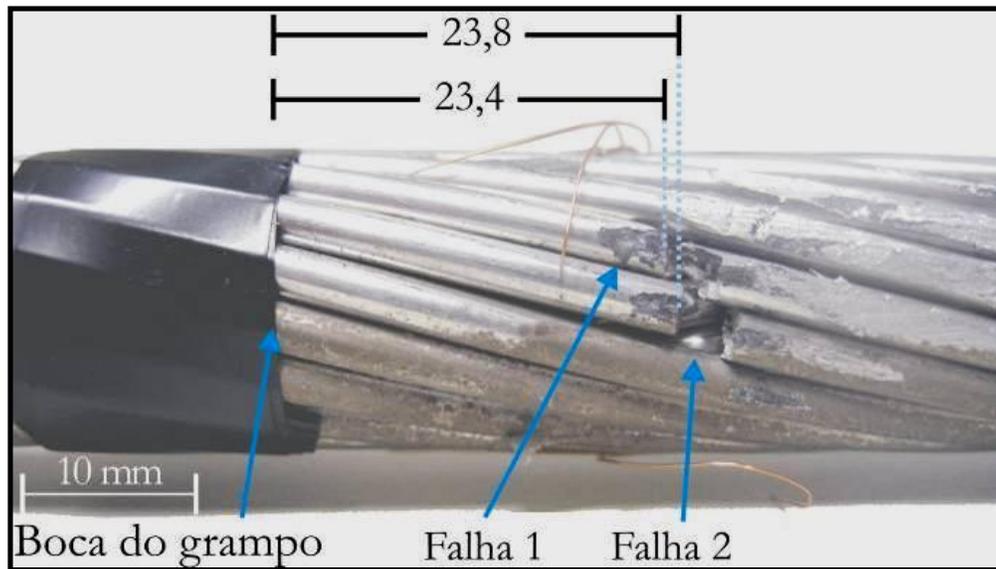


Figura 5.40– Localização da distância das falhas na camada externa da amostra 2.

A Figura 5.41 permite visualizar o procedimento de medição da falha em relação ao grampo.

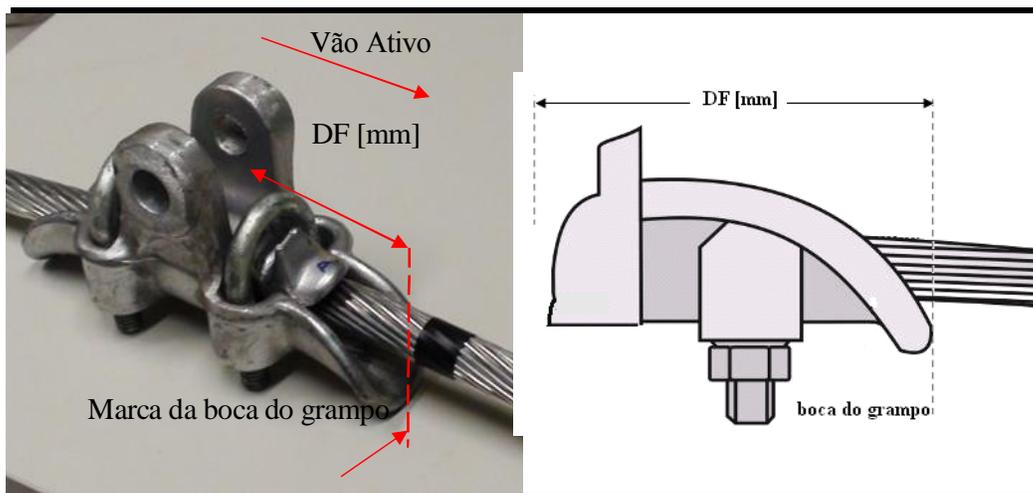


Figura 5.41– Referencial para medição da posição da falha.

As amostras apresentaram uma maior distribuição de quebras na base, onde quase sempre a falha se inicia. A distribuição de quebras nas 41 amostras ensaiadas, de acordo com a medida da distância da boca do grampo à falha e sua posição com referência o grampo de suspensão (base ou tampo) estão dispostos na Tabela 5.10. Esta tabela apresenta ainda a distribuição da distância média da falha, DMF, na camada externa e na camada interna.

Foram registradas 114 falhas na base das amostras e 31 falhas no topo. Se considerarmos a incidência de falhas até a 3ª quebra serão contabilizadas 89 falhas na base contra 18 falhas no topo, 83% e 17% respectivamente. Assim a maior parte das falhas realmente não pode ser detectada enquanto o cabo ainda está montado. Como é possível ver na foto da amostra 23 (Fig. 5.44).

Tabela 5.10– Posição das falhas nos fios das amostras do cabo IBIS ensaiadas

#	EDS	Y _B [mm]	POSIÇÃO DA FALHA					DMFext [mm]	DMFint [mm]			
			distância até a boca do grampo [mm]									
2	20%	0,9	23,80 ^B	23,40 ^B				23,60	26,18	-	30,51	
3			28,13 ^B	35,13 ^T	28,70 ^B	29,35 ^B		29,03		31,63		
4			33,17 ^B					-		33,17		
5			26,72 ^B	25,91 ^T				25,91		26,72		
6			31,04 ^B	27,94 ^B	22,50 ^B	29,07 ^B						
7			27,20 ^B	27,30 ^B	26,90 ^B	34,10 ^B	25,8 ^B	27,13		29,95		
8		28,10 ^B	26,90 ^B	13,70 ^T	37,0 ^B		27,50	25,35	29,80	9,43		
9		31,40 ^B	26,70 ^B	26,60 ^B			28,23	-				
10		25,10 ^B	24,60 ^B	-27,00 ^B			24,85	-27,00				
11		41,30 ^B					41,30	-				
12		29,86 ^B	35,56 ^B	21,07 ^B	27,43 ^T	20,07 ^B	26,25 ^B	30,95			22,46	25,74
13	17,50 ^T	39,40 ^T	27,50 ^B			27,50	27,50					
14	26,60 ^B	31,00 ^B	26,50 ^B			28,80	26,50					
15	35,56 ^B	29,86 ^B	25,12 ^T	-21,07 ^T	20,07 ^B	26,25 ^B	14,78	23,81				
16	27,73 ^T	26,74 ^B	26,56 ^B	28,56 ^T	30,85 ^B	28,56 ^B	26,65	28,93				
17	25,72 ^B	23,01 ^B	23,72 ^B	30,29 ^T		24,37	27,01	24,93	30,67			
18	26,35 ^B	29,83 ^T	24,62 ^B	38,84 ^T		25,49	34,34					
19	1,39	30,18 ^T	28,19 ^B	30,20 ^B	25,53 ^B	38,44 ^T	29,20	31,38	27,21	30,69		
20		26,86 ^B	23,58 ^B	30,50 ^T	31,34 ^T	28,15 ^B	25,22	30,00				
21	30%	0,70	26,89 ^B	26,44 ^B	25,55 ^B			26,67	26,29	25,55	25,55	
22		0,87	27,03 ^B	19,66 ^B	15,39 ^T	11,17 ^T	26,54 ^B	19,66 ^B	22,12	17,70	23,91	23,23
23			23,58 ^B	23,96 ^B	27,12 ^B			23,77	27,12			
24			23,65 ^B	26,40 ^B	24,86 ^B	27,46 ^B		25,84	24,86			
25		0,95	24,51 ^B	24,07 ^B				24,29	24,29	-	-	
26		1,0	23,75 ^B	17,07 ^T	20,47 ^B	30,16 ^B			24,79	17,07	26,33	24,02
27			30,14 ^B	26,50 ^B	25,94 ^B	28,96 ^B	41,76 ^T	22,18 ^T	32,41	26,09		
28			27,34 ^B	25,79 ^B	22,91 ^T			26,57	22,91			
29			25,72 ^B	28,15 ^T	24,11 ^B	25,69 ^B	25,59 ^B	21,02 ^B	24,11	26,92		
30			27,12 ^B	23,58 ^B	23,96 ^B			23,77	27,12			
31		1,1	24,60 ^B	24,65 ^B	24,63 ^B			24,63	24,63	26,86	25,16	
32	32,64 ^B		26,96 ^B	28,02 ^B	24,40 ^T	26,65 ^B	29,10	25,68				
33	1,2	21,43 ^B	22,70 ^T	25,53 ^B	23,05 ^B	19,20 ^T	23,34	20,95	27,35	23,73		
36	1,2	EXPLORATÓRIOS	27,02 ^B					26,86			-	
37			25,10 ^B					25,10			-	
38			26,75 ^B	26,41 ^B	30,80 ^B			27,99			-	
39			29,70 ^T	20,19 ^B				29,70			20,19	
40			28,86 ^B	29,89 ^B	14,88 ^T			28,86			22,39	
41			29,85 ^B	31,38 ^B	28,61 ^B	30,28 ^B		29,58			31,38	

A distribuição das quebras de acordo com sua posição relativa ao grampo pode ser visualizada comparativamente de acordo com a EDS aplicada na Figura 5.42.

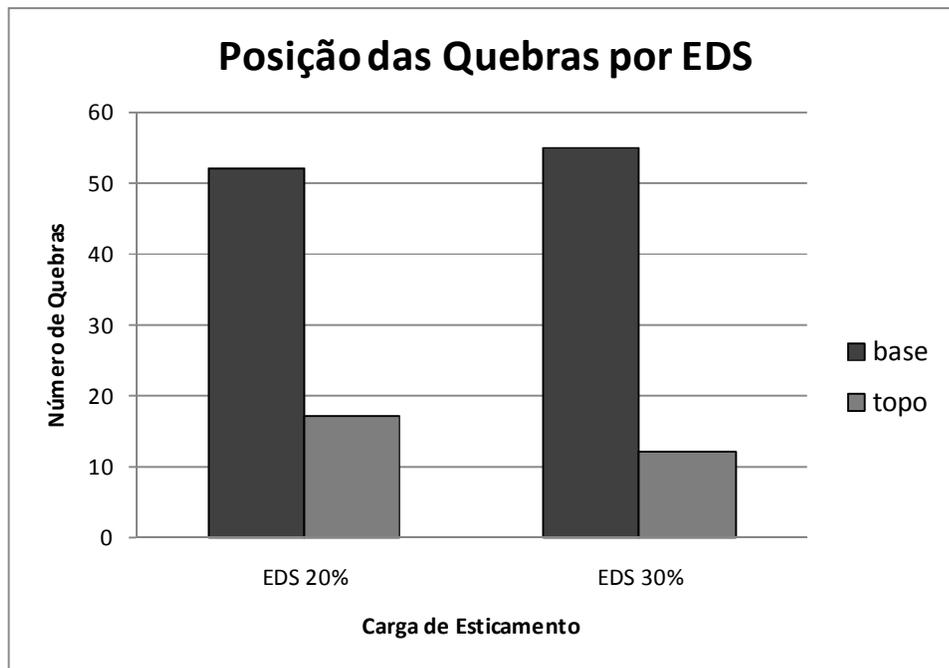


Figura 5.42– Distribuição das quebras de acordo com a posição para níveis de EDS diferentes.

A seguir será feito um mapeamento das falhas com relação ao nível de amplitude YB aplicado à amostra nos ensaios e à EDS aplicada na solicitação do cabo. Serão avaliadas quantidades e distribuição em relação às camadas.

Outra análise importante é a identificação da posição média das falhas ocorridas nos fios de alumínio, que possibilitará verificar se as rupturas ocorrem com maior frequência dentro do ou fora do grampo. As posições médias das falhas das amostras ensaiadas são apresentadas na Figura 5.43 e na Figura 5.44 para EDS de 20% e 30% respectivamente.

A análise desses gráficos indica que a falha com EDS de 20% ocorre entre 20 e 30 mm da boca do grampo, enquanto que com EDS de 30% essa distância passa a variar em ter 23 e 27 mm, revelando uma concentração maior da falha em uma área menor, mas ainda no interior do grampo.

Esse estudo ressalta a importância de métodos preditivos para avaliação da resistência à fadiga da montagem cabo grampo nas linhas de transmissão (LTs), constituindo-se em

ferramenta de fundamental importância para o projeto das LTs e sua manutenção quando aliada a métodos de monitoramento de vibrações das linhas instaladas.

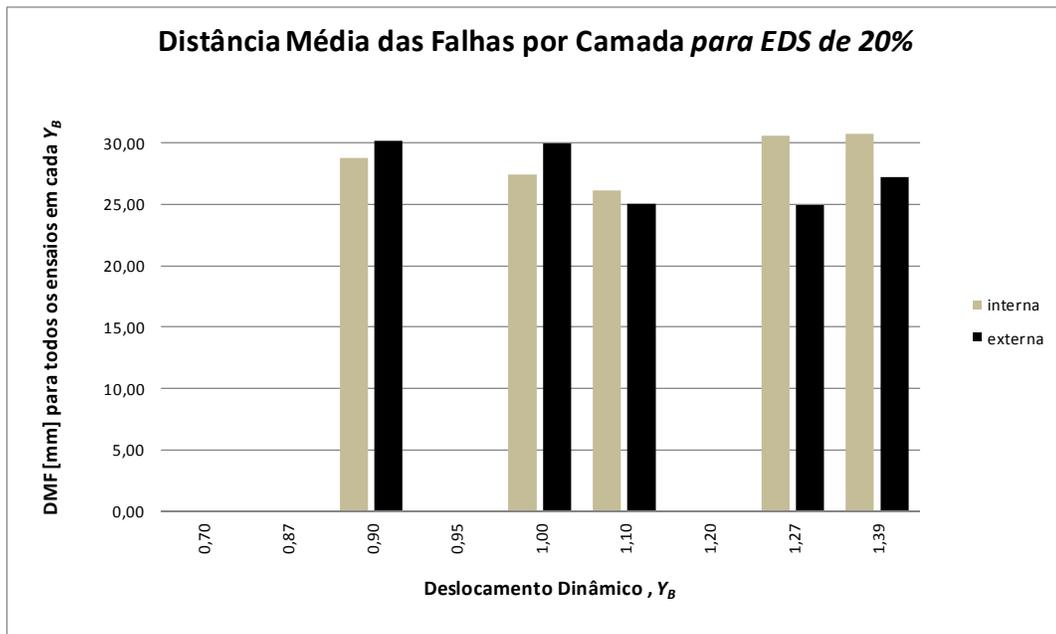


Figura 5.43– Análise da distância média (D_{FM}) das falhas nos fios de alumínio com EDS 20%.

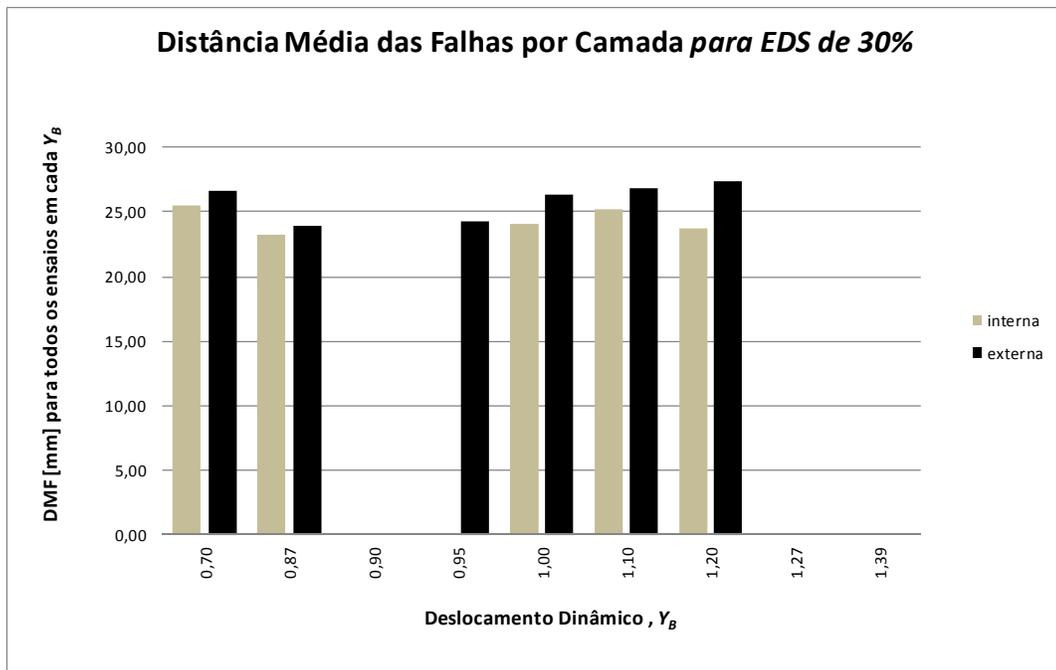


Figura 5.44 – Análise da distância média (D_{FM}) das falhas nos fios de alumínio com EDS 30%.

A Figura 5.44, apresenta a comparação da distância média de falha por camada quando há variação da carga de esticamento aplicada ao cabo. É possível observar que o aumento da EDS não promove variação significativa na posição média da falha, a qual se situa em média acerca de 27 mm da boca do grampo. Uma análise mais cuidadosa da dispersão de valores mostra que para menores cargas há uma concentração das quebras enquanto que o aumento da carga de esticamento tende a dispersar mais a posição da falha e no caso de falhas internas aproximá-las mais da boca do grampo. Este fenômeno, entretanto, não contribui para melhorar a visualização da falha no que diz respeito à inspeção em procedimentos de manutenção. Ao contrário, reforça a necessidade de parâmetros confiáveis para estabelecer rotinas de predição de falhas em manutenção.

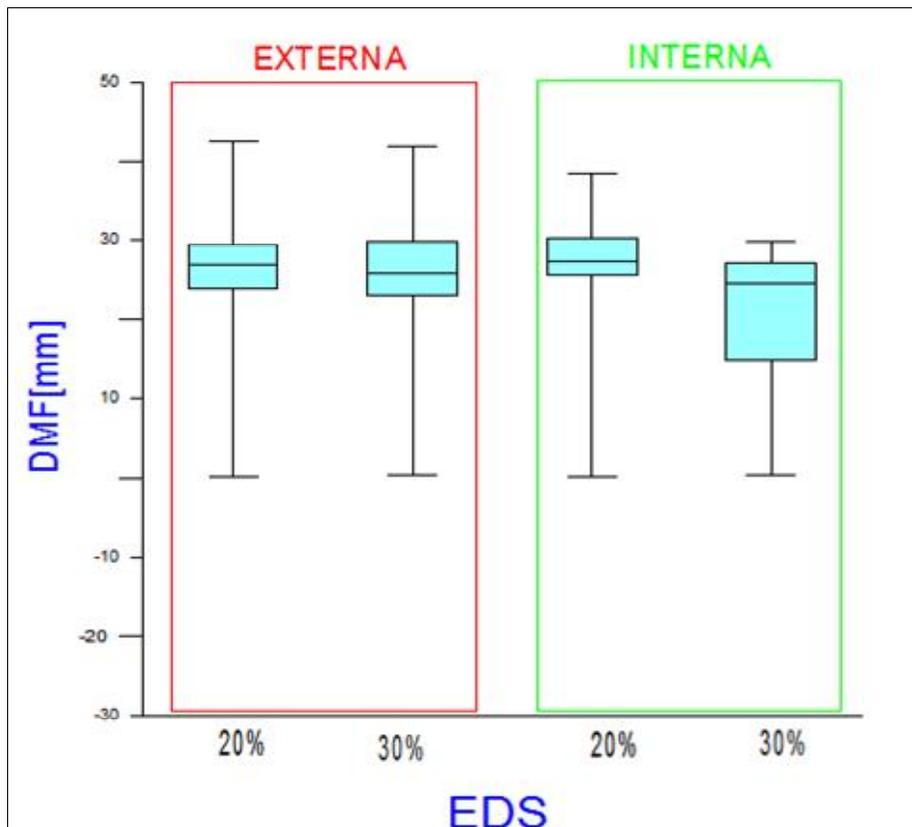


Figura 5.45 – Comparação da distância média (D_{FM}) das falhas para EDS de 20% e 30%.

5.3.3. Avaliação das Superfícies de Falha

As falhas em metais ocorrem de diversas maneiras e, normalmente, estabelecem um padrão morfológico que aliado a indícios complementares como a composição química permitem a determinação da causa da falha o que é essencial para estabelecer mecanismos de predição.

Neste ponto do trabalho far-se-á uma avaliação das falhas propriamente ditas, quanto ao formato (macro e microscópico) da zona de falha e a sua composição química. Será avaliada ainda a quantidade de pó (Al_2O_3) nas amostras após o ensaio, de modo tentar inferir sobre a influência de diferentes níveis de tensão dinâmica e do efeito da tensão média no mecanismo de propagação da falha e na morfologia da superfície da falha.

A análise da superfície da fratura deve indicar o registro detalhado do histórico da falha, das condições de ensaio como: histórico de carga aplicada, alterações ambientais e aspectos de qualidade do material, de modo a permitir entender o comportamento do material.

5.3.3.1. Avaliação Macroscópica das Superfícies de Falha

As quebras em fios dos condutores submetidos a carregamento dinâmico ocorrem quase que exclusivamente no interior do grampo de suspensão como foi mostrado na avaliação da posição da falha em relação ao grampo apresentada anteriormente. A configuração da falha depende da amplitude de deslocamento imposta responsável pela quantidade de pó (Al_2O_3) produzido pela vibração e pelo contato. Detalhes deste processo podem ser vistos nas fotos da amostra 23, ensaiada com EDS de 30% e 0,87 mm, apresentadas na Figura 5.46 e na Figura 5.47.



Figura 5.46 – Posição da falha em relação ao grampo de suspensão na amostra 23.



Figura 5.47 – Pó de Al_2O_3 na vizinhança da boca do grampo de suspensão após retirada da amostra 23.

Como é possível ver, o pó acumula-se no grampo onde promove o desgaste mútuo, levando a crer que partículas de Óxido de Silício estarão presentes no processo de desgaste visto que o material do grampo contém silício. Um estudo de Azevedo (2009) apontava para o fato de as partículas de óxido de alumínio encontradas apresentarem um formato acicular, capaz de cortar a superfície do fio, de dureza bem menor. Assim pode-se se apontar um novo fator promotor da aceleração do desgaste na camada externa do cabo condutor.

A análise aqui realizada consiste num esforço para compilar as falhas obtidas dos ensaios e lançar hipóteses para o estabelecimento de um padrão de comportamento que podem mostrar-se úteis, por exemplo, como referência em uma tentativa de modelagem numérica do problema.

As falhas em cabos desenvolvem-se segundo um padrão bastante conhecido, tendo origem frequentemente nos pontos onde o desgaste mostra-se mais acentuado como marcas elipsóides de *fretting* fio/fio (Figura 5.48), mais definidos nas camadas internas, ou nas marcas de desgaste plano entre grampo de suspensão e o fio³⁴ (Figura 5.49), comuns na camada externa.

³⁴ Este padrão de quebra é mais evidente em condutores sujeitos a amplitudes de vibração elevadas, onde o desgaste grampo cabo é maior



Figura 5.48 – Quebras nas camadas internas sobre as marcas de elípticas de *fretting*, amostra 10.

Nas quebras decorrentes do desgaste cabo-grampo, a trinca origina-se nas bordas onde o material arrancado pelo *fretting* se acumula, formando pequenos “montes” (Figura 5.49). A mesma observação foi realizada por Waterhouse em sua revisão acerca de *fretting* em cabos e cordas, conforme mostra a ilustração na Figura 5.49 da coletânea de artigos que gerou o livro *Fretting Fatigue*, editado pela ASTM (Mutoh *et al*, 2001).

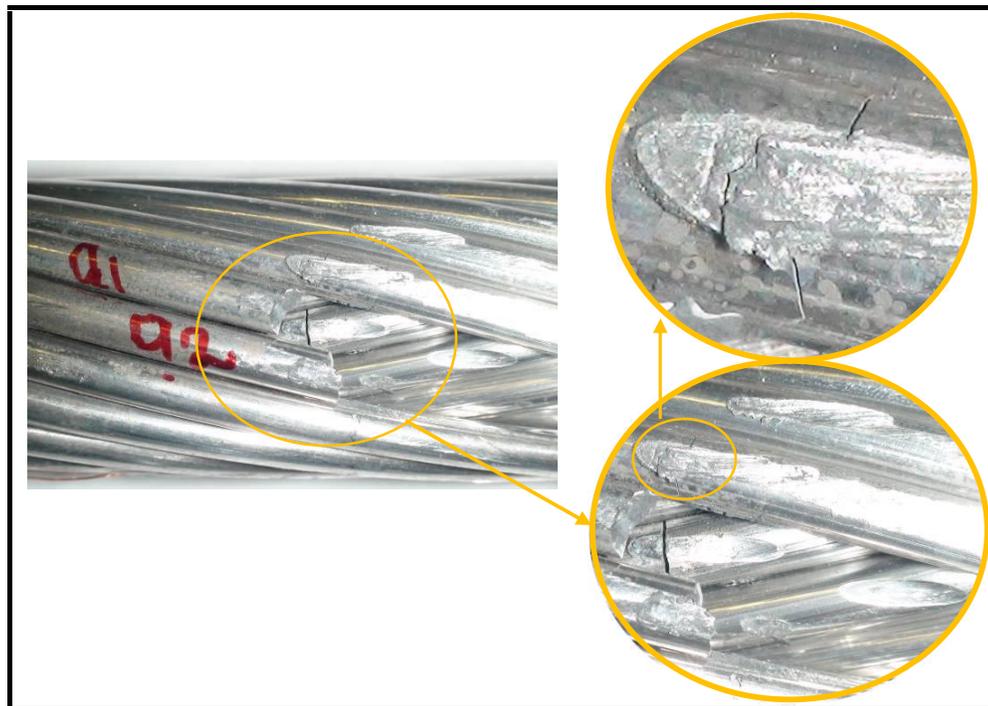


Figura 5.49 – Quebras base sobre o desgaste fio-grampo na camada externa da amostra 15.

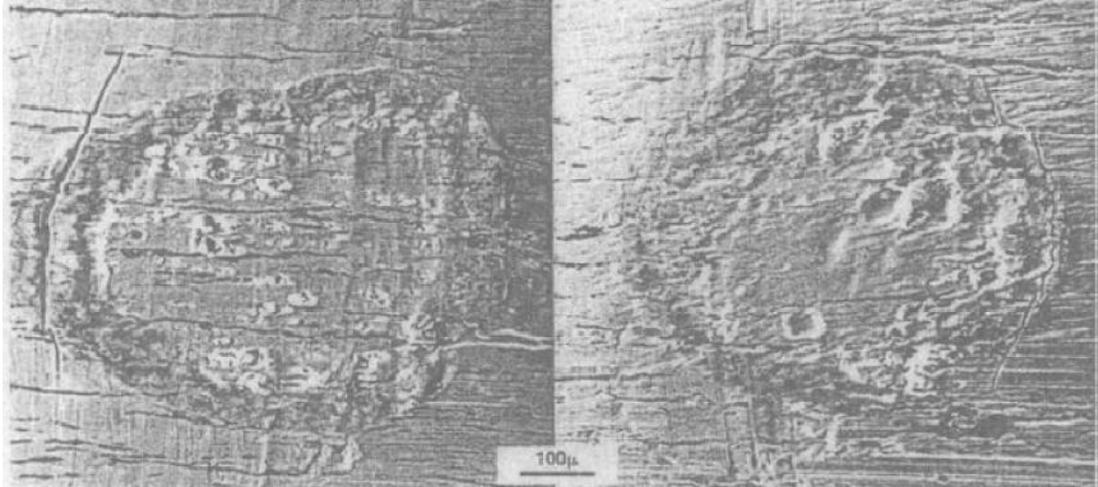


Figura 5.50 – Quebras base sobre o desgaste fio-grampo na camada externa da amostra 15.

Com o decorrer do processo de desgaste o acumulo de material na borda da falha é triturado pelo movimento persistente formando o pó de óxido de alumínio (Al_2O_3), o qual, mais duro que o material de base (Al) resulta no arrancamento de significativa quantidade de material dos fios, resultando na aceleração do desgaste da superfície de *fretting* (Figura 5.51, Figura 5.52 e Figura 5.54).



Figura 5.51 – Vista do desgaste e das três falhas externas na base da amostra 32.

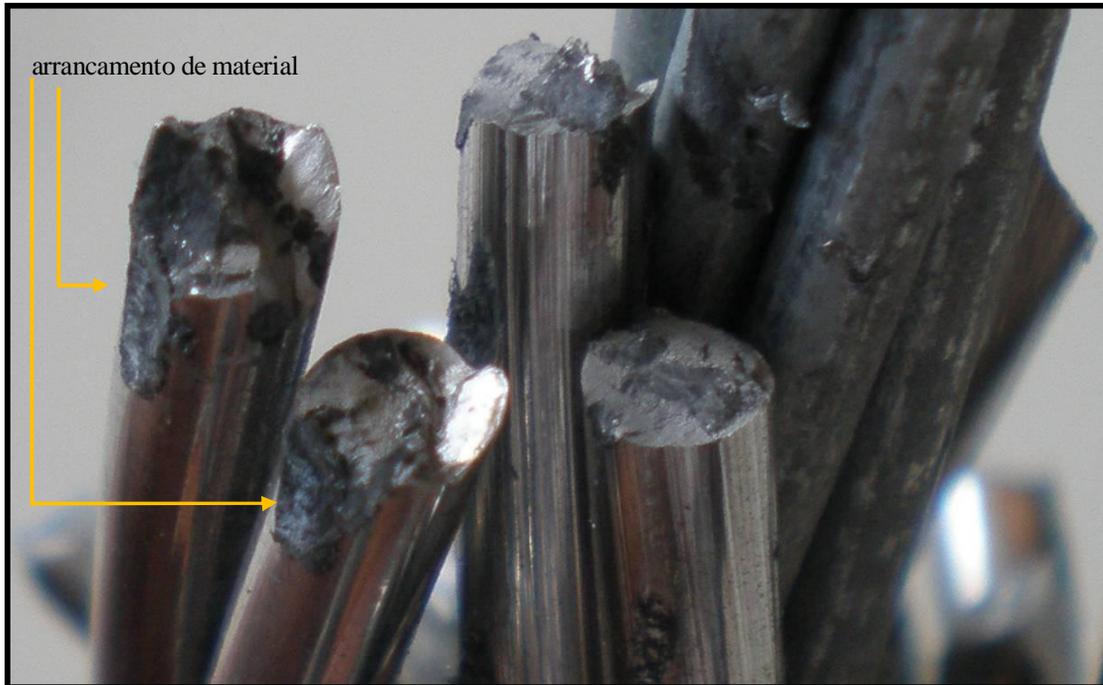


Figura 5.52- Detalhe das falhas na base da amostra 26 (EDS 30%, Y_B 1,0 mm).

A falha no topo desta amostra que ocorre na camada interna cresce perpendicularmente à superfície e se propaga em uma linha inclinada cerca de 45° com a superfície. Quando a trinca atinge um comprimento limite é arrancada, como mostra o detalhe na Figura 5.53.



Figura 5.53 – Falha de topo na camada interna da amostra 32.

As forças de contato se intensificam à medida que o condutor quebra seus fios, uma vez que a carga de esticamento se redistribui pelos fios remanescentes, implicando em novas áreas de

desgaste e arrancamento de material, como pode ser visto no detalhe da falha na amostra 32 (Figura 5.54) e da amostra 8 (Figura 5.55).

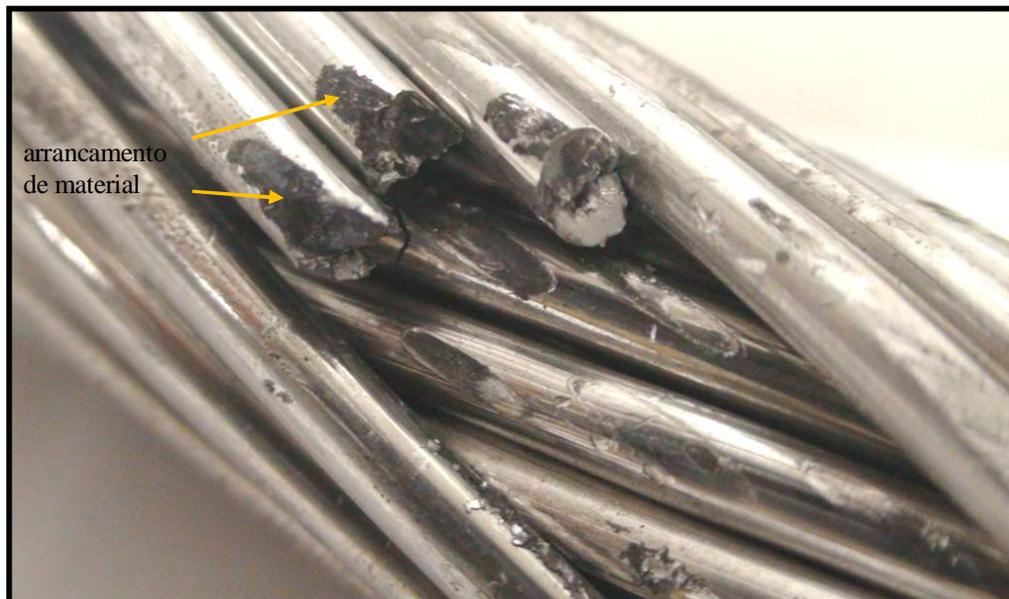


Figura 5.54 – Perfil das quebras na base da amostra 32.



Figura 5.55– Quebras na base da camada externa da amostra 8.

Quanto ao formato das quebras há três padrões típicos de quebra: *i*) a falha **quasi-plana**, na qual a trinca evolui em um plano transversal à superfície do fio durante grande parte de seu crescimento, até que ocorra um arrancamento ou uma mudança de direção a 45° , dependendo dos esforços envolvidos (Q1 na Figura 5.56), *ii*) a falha **em V**, que inicia a 45°

com a superfície e evolui até encontrar outra falha nascida na face oposta, ou até que a área remanescente entre as duas trincas não mais suporte a carga no fio, (Q2 na Figura 5.56), e, *iii*) a falha ***inclinada a 45°***, que avança a 45° com a superfície até que seja arrancada em sua parte final (Q3 na Figura 5.56).

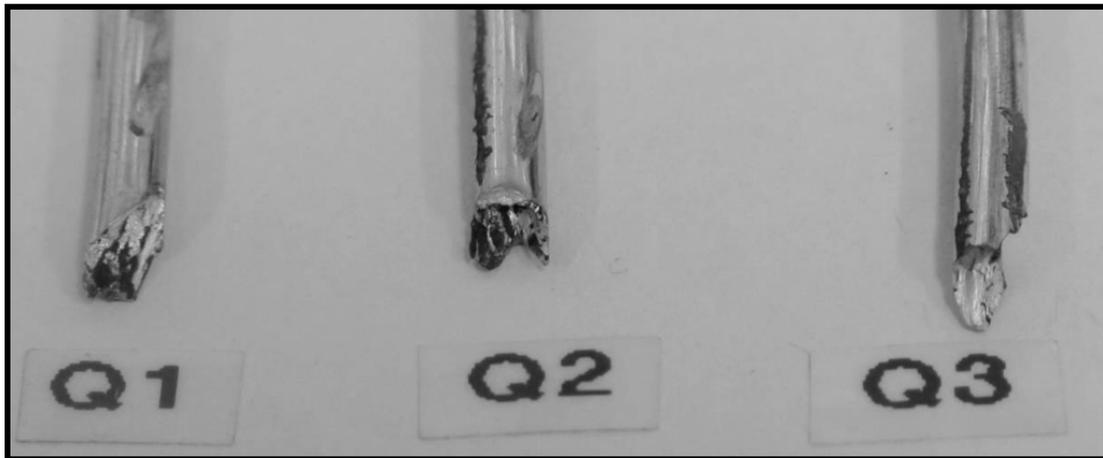


Figura 5.56– Tipos de falha registrados na amostra 8.

As falhas do tipo quasi-plana ocorrem com maior frequência nos ensaios em que a amplitude de vibração Y_B é baixa (Figura 5.57) e são mais comuns na base, especialmente nos fios da camada interna (Figura 5.58).

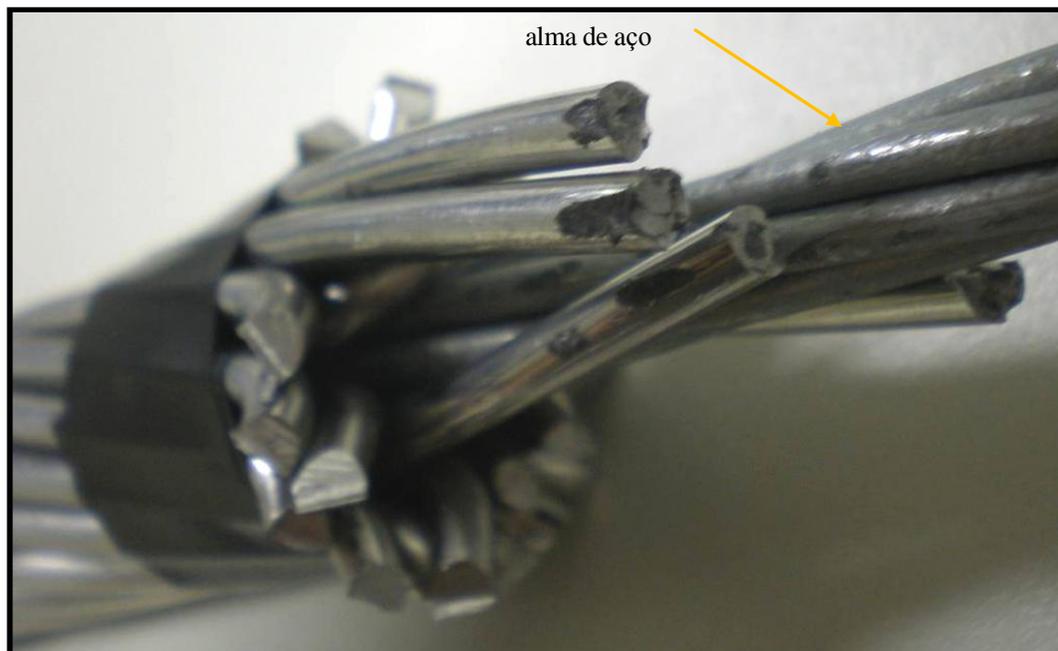


Figura 5.57– Falhas quase-planas na amostra 3 na base e 1 no topo (EDS 20% e Y_B 0,9 mm).

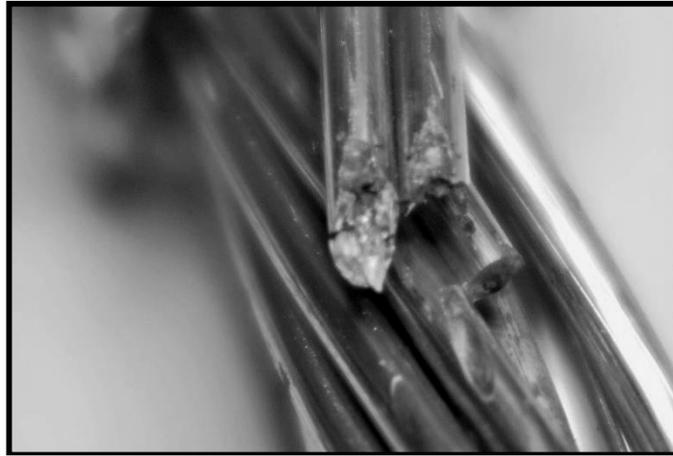


Figura 5.58 – Falhas na base da amostra 10 (EDS 20% e Y_B 1,0 mm)

Falhas em V são comuns quando a amplitude de vibração aumenta (Y_B alto). Resultam da interação mais forte dos fios (aumento das forças de contato) que passa a gerar *fretting* nas duas faces do fio simultaneamente. As fotos da amostra 39 a seguir mostram (Figura 5.59a) vista frontal da falha e as duas faces da amostra (Figura 5.59b) face externa do fio trinca crescendo no acúmulo de material arrancado no fretting cabo-grampo e (Figura 5.59 c) face interna do fio trinca crescendo sobre a marca elipsoidal de *fretting*.



Figura 5.59 – Detalhe de falha em V na amostra 39

Falhas a 45° aparecem em ensaios onde a amplitude de vibração é alta, e parecem estar associadas à redistribuição de carregamento sobre os fios remanescentes que aumenta a tensão média sobre o fio. Assim, falhas de ensaios como o da amostra 41, mostradas na Figura 5.60, apresentam a seguir, revelam fraturas iniciais nos fios da base no formato quase-plano seguidas de falhas em V e a 45°.

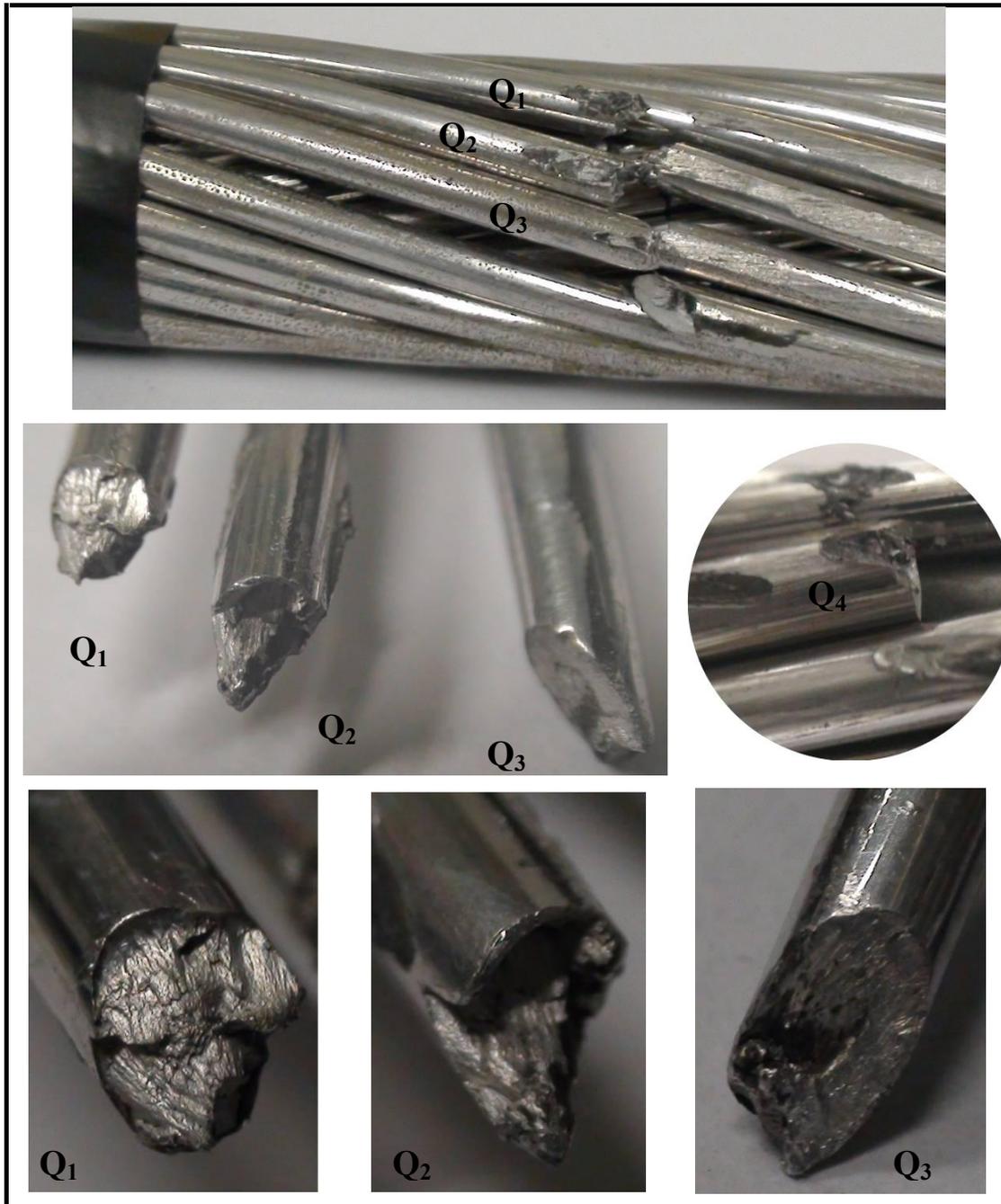


Figura 5.60 – Falhas. Q₁, Q₂ e Q₃ na camada externa e Q₄ na camada interna da base da amostra 41.

As falhas mostradas a seguir na Figura 5 61 ocorreram na amostra 17, que foi excitada com o segundo nível de mais alto de amplitude dinâmica em EDS de 20%. É possível ver que o padrão se mantém aqui, com a primeira falha externa e a falha interna na base sendo quasi-planas, enquanto a segunda falha externa ocorre em V, e a falha de topo a 45°.

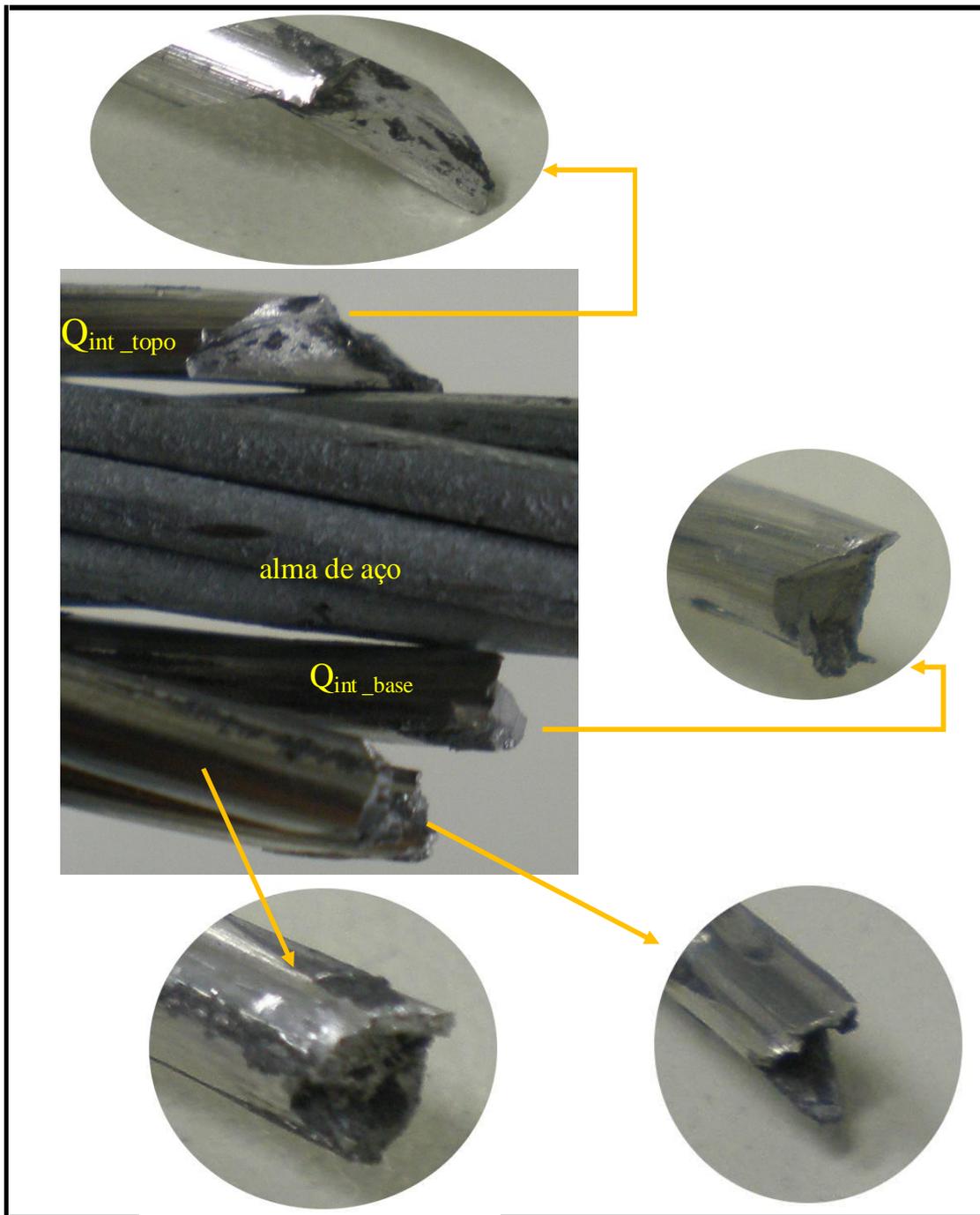


Figura 5 61 – Foto das falhas da amostra 17 (EDS 20%, Y_B 1,27 mm)

5.4. AVALIAÇÃO MICROSCÓPICA DAS SUPERFÍCIES DE FALHA

A fractografia eletrônica é comumente utilizada na análise da superfície da falha, sendo realizada por meio de visualizações com ampliações óptica e principalmente com a utilização de microscopia eletrônica de varredura (MEV). Em comparação à microscopia óptica, a técnica de MEV permite a obtenção de uma imagem com melhor resolução e profundidade de campo, assim como, dependendo dos acessórios utilizados, possibilita a análise da composição química de regiões da amostra.

O crescimento da falha em ligas metálicas deve-se a dois mecanismos principais: i) através dos grãos cristalinos (transgranular), ou ii) através dos contornos do grão (intergranular).

Independentemente do caminho percorrido pela fratura, existem essencialmente quatro tipos de modos de fratura: por dimples (coalescência de microvazios), por clivagem, por fadiga e por descolamento de grãos (Decohesive Rupture). Cada um desses modos apresenta características da superfície de falha diferenciada permitindo avaliar o mecanismo ou mecanismos pelos quais se propaga a fratura. A Tabela 5.11 apresenta os modos de fratura presentes nas amostras avaliadas e relaciona esses modos de acordo com o material em que ocorrem e o tipo de marcas que produzem, conforme a literatura (Calister, 2007).

Tabela 5.11 – Características observadas em quatro tipos de falhas.

NOME	OCORRÊNCIA PRINCIPAL	CARACTERÍSTICAS E POSSÍVEIS CAUSAS
Dimples	Material dúctil	Aparência de microvazios alongados seguindo a mesma direção do carregamento.
Transgranular (Clivagem)	Principalmente material frágil	Facetas plana. Alta tensão ao longo de três eixos, com uma alta taxa de deformação e temperaturas baixas.
Fadiga	Material dúctil	<i>Fadiga de alto ciclo</i> – marcas de estrias bem definidas.
		<i>Fadiga de baixo ciclo</i> – marcas de estrias esparsas e menos detalhadas. Marcas de praia, marcas de catraca, fissuras secundárias e trilhas de pneu.

A vibração em condutores é regida por esforços que envolvem basicamente tensões de tração, compressão, atrito e torção, associadas ao processo de desgaste, falhas superficiais que atuam como concentradores de tensão (entalhes).

Convém notar que as tensões variam à medida que a seção transversal do fio é reduzida pelo crescimento da trinca. A carga é então redistribuída pelos fios remanescentes. O que imprime ao carregamento uma dinâmica extremamente complexa.

Estes esforços combinados levam a falhas nos fios com uma combinação de topografias, onde é possível verificar principalmente aquelas apresentadas na a seguir.

As fractografias eletrônicas mostradas na Figura 5.62 apresentam três formas características de superfície de fratura: a) micro cavidades esféricas (*dimples*) característica de fraturas dúcteis resultantes de carregamentos uniaxiais (3300x); b) regiões facetadas (clivagem) resultantes da fratura transgranular com as trincas percorrendo um caminho por entre os grãos cristalinos; e c) marcas de estrias resultantes do processo cíclico de carregamento e descarregamento (fadiga). Deve-se atentar que em uma superfície de fratura há uma grande possibilidade da presença combinada de mais de um padrão de falha, em especial considerando a complexidade do tipo de carregamento envolvida no caso em estudo.

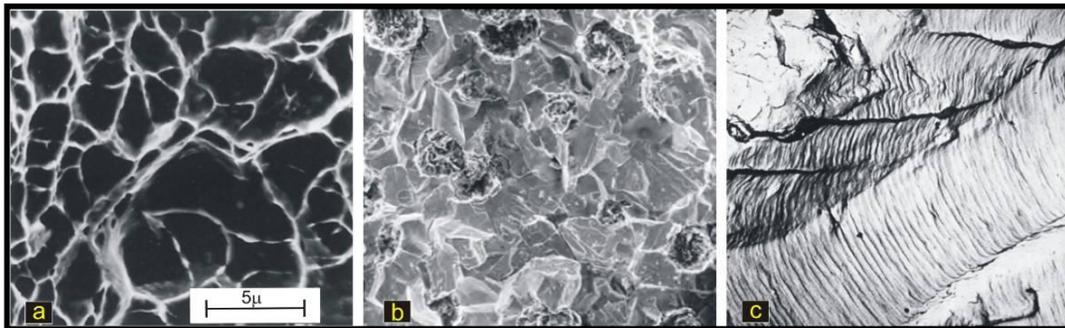


Figura 5.62 – Fractografias eletrônicas de três superfícies de falhas: a) microcavidades (*dimples*) com ampliação de 3300x, b) clivagem dos grãos cristalinos (ampliação desconhecida) e c) marcas de estria característica do processo de fadiga (ampliação desconhecida), (Callister, 2007).

A Figura 5.63 mostra a fractografia da falha encontrada no fio externo base da amostra 22 (30% EDS e $Y_B=0,87\text{mm}$) onde na ampliação pode ser observado a presença de estruturas de falhas semelhantes a *dimples*, indicando a ocorrência de fratura dúctil.

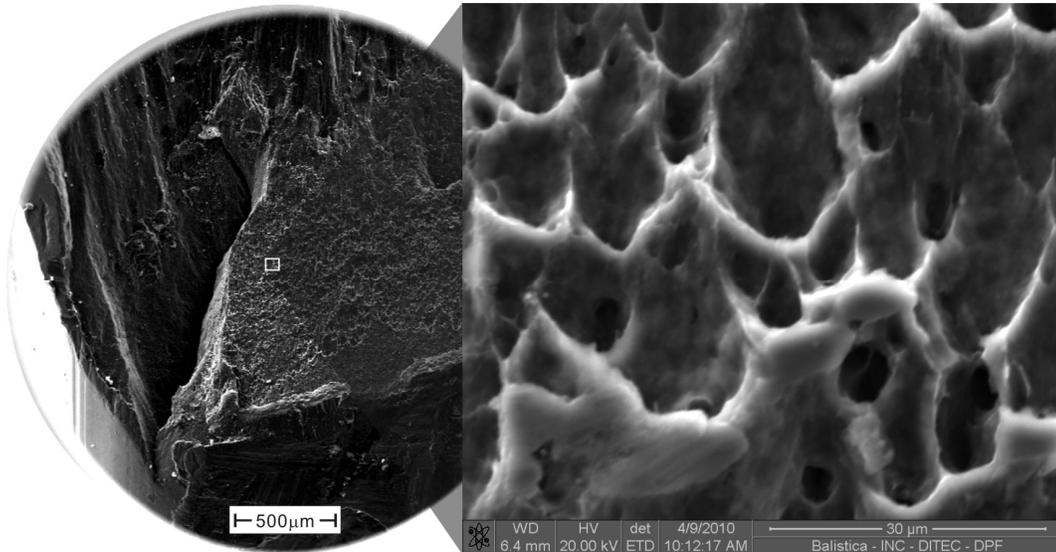


Figura 5.63 – Fractografia eletrônica de varredura indicando a presença de dimples na superfície da falha do fio externo em contato com a base da amostra 22.

Na ampliação da área retangular da Figura 5.64, da falha ocorrida no fio externo base da amostra 3 (EDS 20% e $Y_B=0,9$ mm), pode ser observado a presença de uma topografia semelhante a clivagem ou quasi-clivagem na forma de facetas planas (setas). Estas facetas são características de topografias de falhas em materiais frágeis e podem ocorrer também em materiais dúcteis em um arrancamento abrupto.

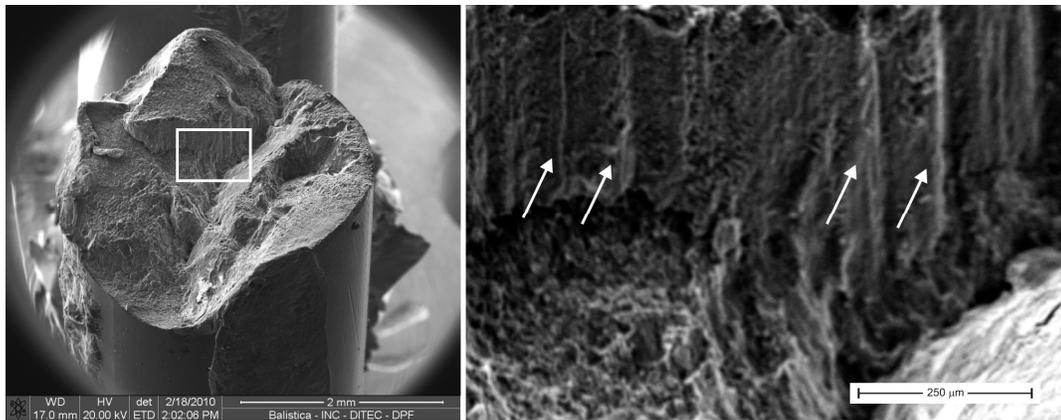


Figura 5.64 – Fractografia eletrônica de varredura indicando a presença de facetas planas na superfície da falha do fio externo em contato com a base do grampo da amostra 3.

Mais uma vez a análise ocorre em topografias que apresentam três tipos de topografias nas falhas dos fios: quasi-plana, em “V” e a 45°. Na análise microscópica, entretanto, é possível verificar a presença destas micro-estruturas, que podem permitir a compreensão da dinâmica da falha. Cabe ressaltar mais uma vez que o objetivo é investigar a superfície das falhas de modo a buscar um padrão. Entretanto graças à complexidade dos esforços e da dinâmica de carregamento, é possível que não haja uma clara distinção entre os padrões.

A topografia quasi-plana possui uma região plana, iniciando no ponto de *fretting*, que avança ao longo da seção transversal do fio ligando-se a uma topografia de falha a 45° indicando um rompimento abrupto. Na região plana desta falha, podem ser encontradas marcas de estrias e dimples.

A falha em V indica um crescimento da falha em duas frentes de contato, formando uma topografia semelhante a um V. Nesta topografia foram observados estruturas de falhas semelhantes à clivagem.

As falhas a 45°, como as outras topografias, iniciaram no ponto de contato (*fretting*), mas sem a presença significativa de uma região plana.

Inicia-se a investigação com a amostra 3, cujo ensaio foi realizado com EDS de 20% e amplitude dinâmica, Y_B de 0,9 mm, apresentou quatro falhas, sendo duas na camada externa e duas na camada interna, conforme mostrado na Figura 5.65 e anteriormente na Figura 5.57.

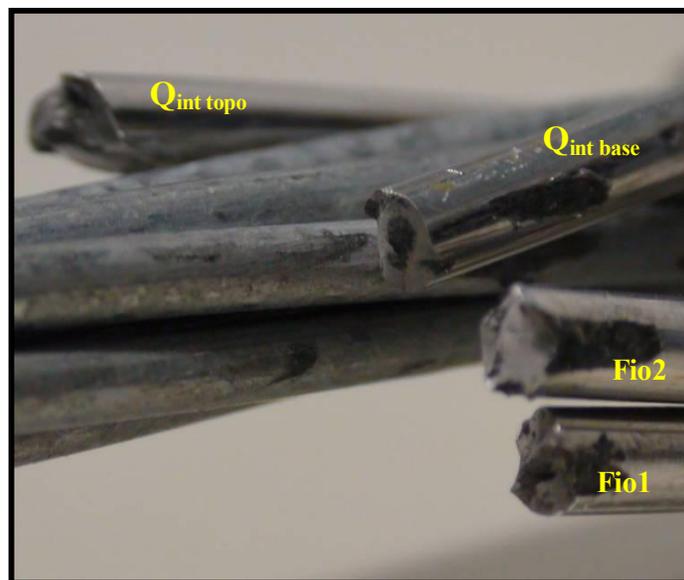


Figura 5.65 – Falhas na amostra 3.

A falha de topo teve origem no contato fio-fio sobre a marca de *fretting* (Figura 5.66a). A face oposta do mesmo fio mostra a evolução da trinca a 45° (Figura 5.66b).

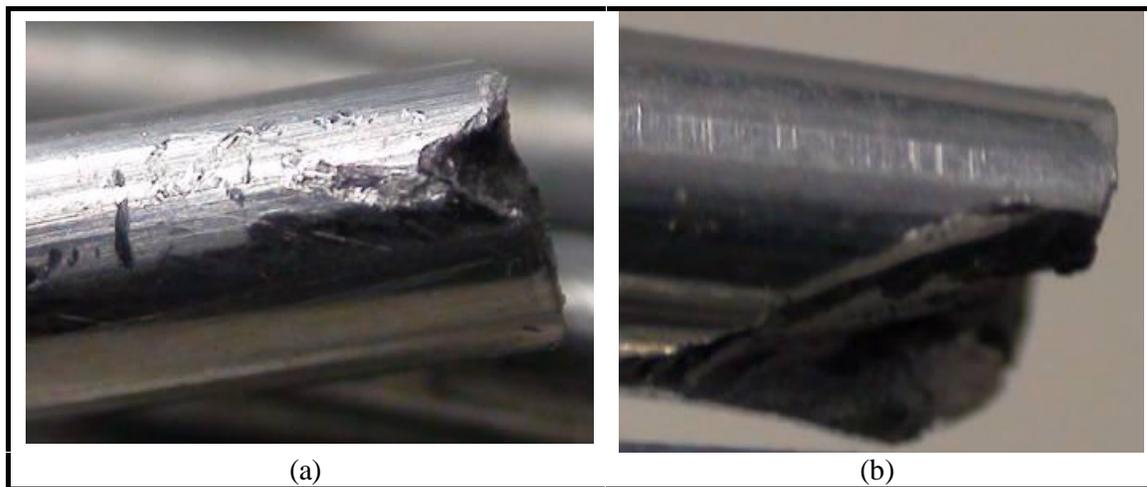


Figura 5.66 – Detalhes da falha interna de tipo da amostra 3.

A imagem da falha interna de base (Figura 5.67) sugere uma progressão quasi-plana da falha a partir da marca de *fretting* na face do fio (Figura 5.69A). É possível perceber a penetração do óxido de alumínio na trinca (Figura 5.69B).

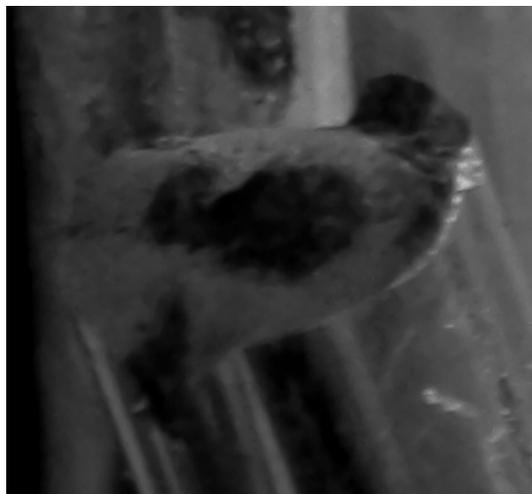


Figura 5.67 – Imagem ampliada da superfície da falha interna de base da amostra 3.

Estas falhas foram analisadas utilizando o MEV, conforme apresentado a seguir.

As falhas da camada interna do cabo ocorreram *i*) na base: próxima ao contato da base do grampo e, *ii*) no topo em posição diametralmente oposta, ou seja, numa posição de contato próxima a tampa do grampo.

As falhas da camada externa ocorreram na base, nos fios 1 e 2 mostrados na Figura 5.65, e foram observadas no contato da base do grampo de suspensão com o cabo. É possível verificar as marcas da iniciação da trinca (ZF, Figura 5.68A) a partir do acúmulo de material arrancado nas marcas de *fretting* plano características. Na Figura 5.68B é possível observar as marcas de estria na fase inicial da propagação da trinca na zona de falha (ZF).

A Figura 5.68 que mostra a micrografia da falha do fio 2 utilizou-se o detector de elétrons retro espalhados (BSD – *Back Scattered Detector*). Neste tipo de técnica o contraste na imagem é fortemente influenciado pelo peso atômico encontrado na amostra, deste modo é possível notar pela foto uma região com evidências de acúmulo de óxido de alumínio no centro da amostra (identificado pela área mais escura).

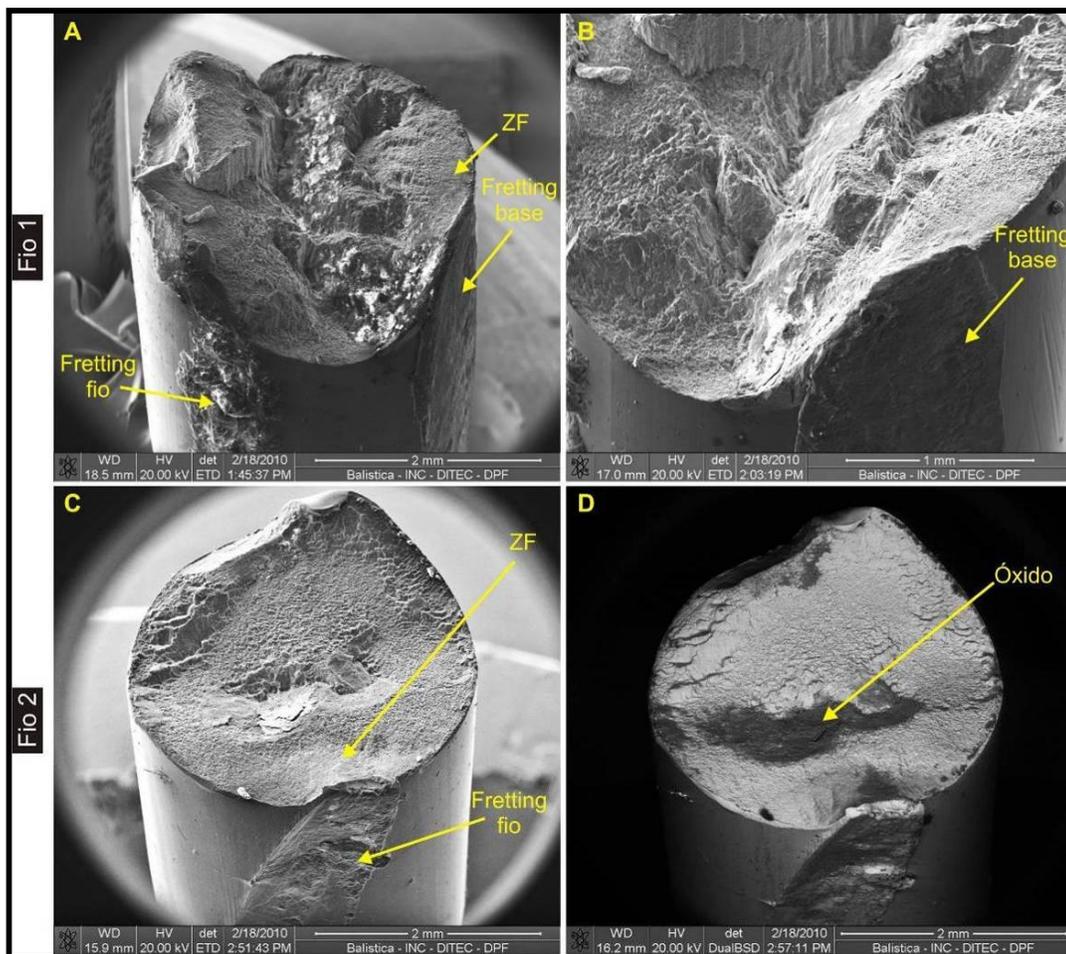


Figura 5.68 – Falhas externas: (A) Falha do fio 1 com a indicação da zona de fadiga (ZF); (B) Falha do fio 1 com a indicação da fadiga por fretting induzida pela base do grampo de suspensão; (C) Falha do fio 2 com indicação da zona de fadiga (ZF) e; (D) micrografia da falha do fio 2 usando o detector de elétrons retro-espalhados.

É razoável inferir que dada à sua dureza³⁵ cerca de 45 vezes mais elevada do que o material de base do fio, esta penetração de pó na falha provoca uma aceleração no processo de desgaste. É possível notar a formação de uma grande trinca na parte remanescente do fio, na face oposta àquela onde a trinca original se inicia (Figura 5.69D).

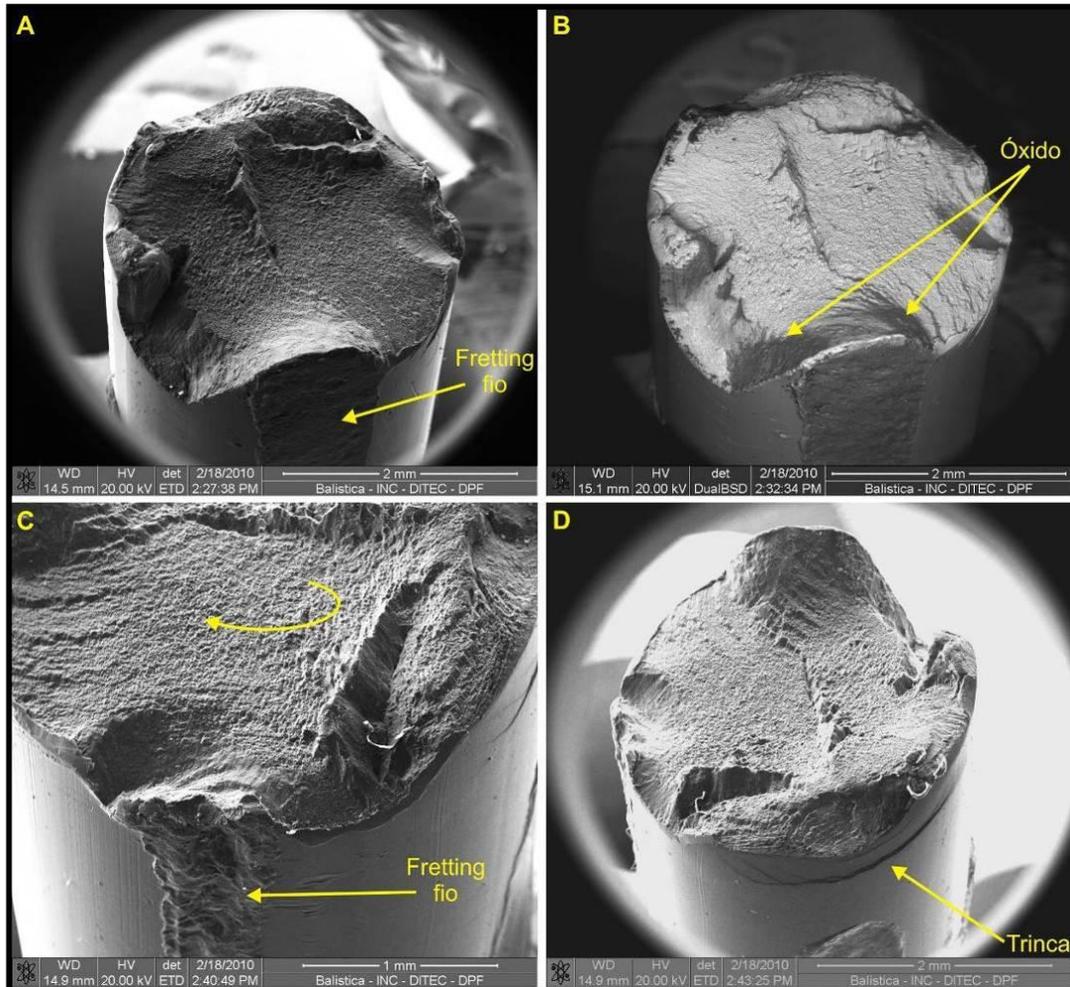


Figura 5.69 – Imagem no MEV da falha interna na base da amostra 3.

Imagem no MEV da seção complementar da quebra interna no topo da amostra 3, mostrada na Figura 5.70 evidencia o crescimento da trinca a partir da marca de *fretting*, sua evolução até um comprimento crítico e a mudança de direção a 45° no plano de cisalhamento máximo, característico da fratura na amostra. Há registros da presença de óxido no interior da zona de falha.

³⁵ Segundo Azevedo *et al.*, 2008, o Al_2O_3 apresenta dureza de 2.000 HV, enquanto o grampo possui dureza de 62HV e os fios de alumínio apresentam dureza de 45HV.

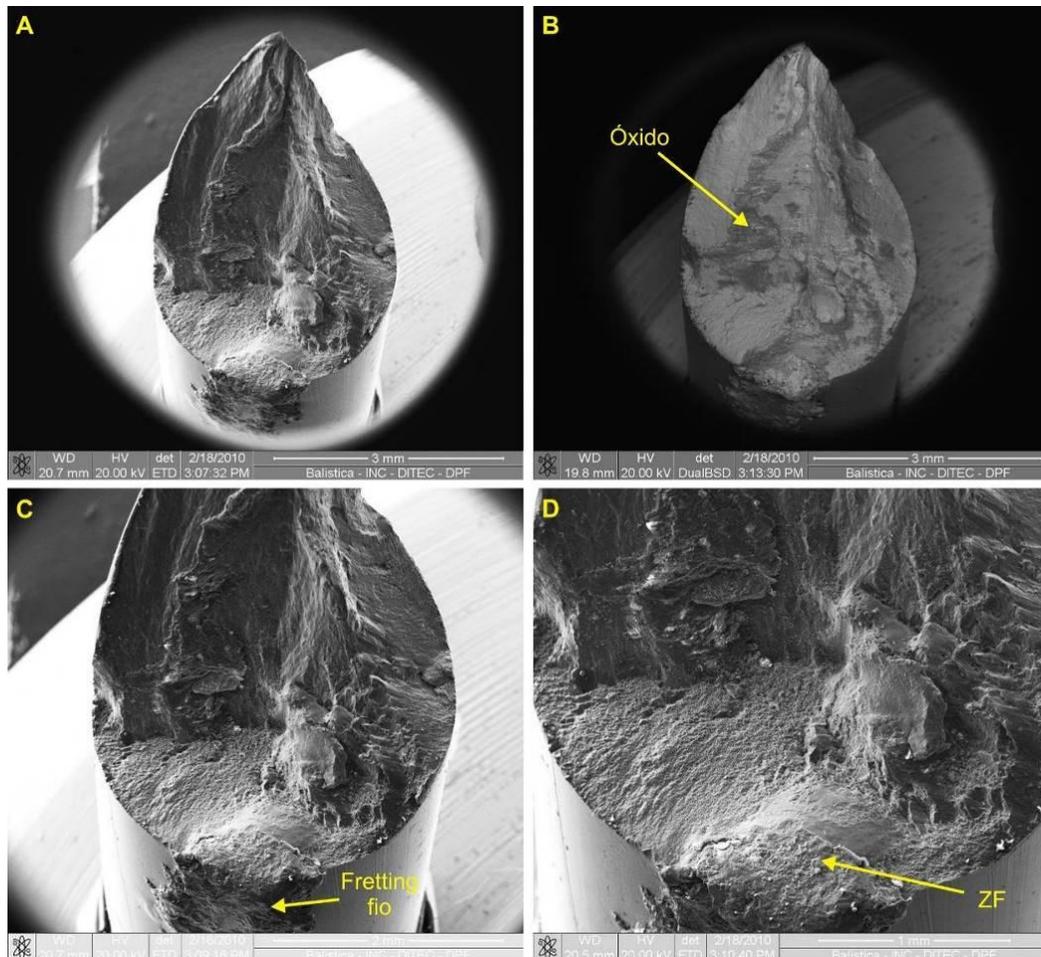


Figura 5.70 – Imagem no MEV da falha interna no topo da amostra 3.

O óxido presente na zona de falha foi analisado pela técnica de raios-x que revelou uma concentração de alumínio e oxigênio nesta área, como pode ser visto no espectro de composição química apresentado na Figura 5.71, confirmando a análise realizada por Azevedo *et al* (2008) de que se trata de Al_2O_3 .

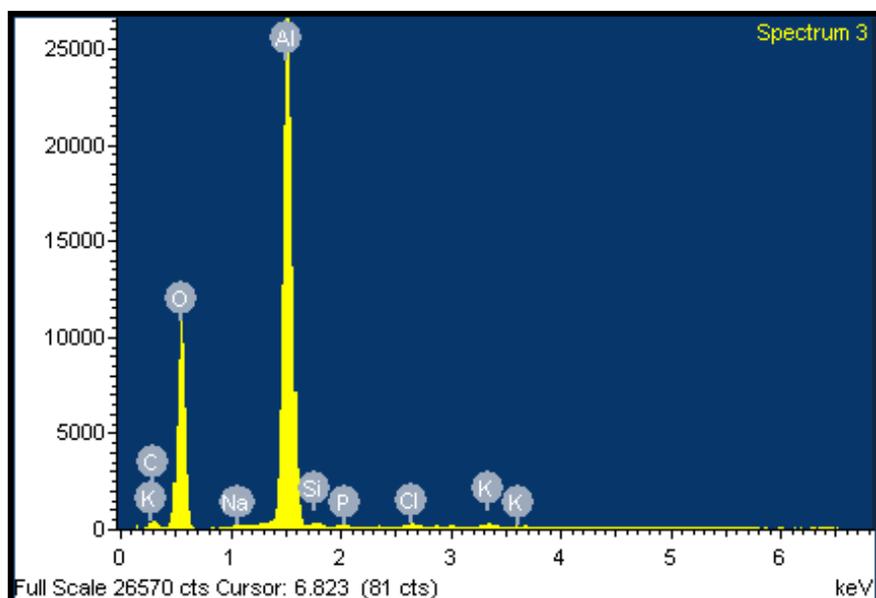


Figura 5.71 – Composição química encontrada no fio 2, quebra na base da amostra3.

Para a análise comparativa das superfícies de falha em EDS de 20 e 30% serão avaliadas as superfícies e a tipologia das falhas segundo níveis extremos de tensão dinâmica, referentes a amplitudes de vibração Y_B altas e baixas. Os níveis de tensão a que foram expostas e o tipo de falhas encontrado em cada uma está descrito na Tabela 5.12, onde as falhas são classificadas em QP – quasi-plana, V e 45° .

Tabela 5.12 – Topografia encontrada nas falhas das amostras avaliadas.

EDS	Y_B [mm]	AMOSTRA	σ [MPa]	FALHAS EXTERNAS		FALHAS INTERNAS	
				Base	Topo	Base	Topo
20%	0,9	3	28	QP, V	-	QP, V	QP
	1,00	8	31	QP, QP	-	-	QP, QP
	1,39	19	43	QP, V	-	QP	45°
30%	0,87	22	31	V, 45° , 45°	QP	V	QP
	1,20	41	43	V, V, 45°	-	QP	-

A Figura 5.72 mostra as fractografias eletrônicas das falhas externas ocorridas na base do grampo de suspensão para dois ensaios com EDS de 20%, onde pode ser observadas: as fraturas quasi-planas dos ensaios com 0,9mm (A) e 1,39mm (C) de deslocamento e as fraturas em “V” dos mesmos ensaios com 0,9mm (B) e 1,39mm (D) de deslocamento. Quando comparadas as falhas pode-se observar que a topografia da região de arrancamento

aparentemente é maior para níveis de deslocamento maiores do que do nível de deslocamento Y_B menor.

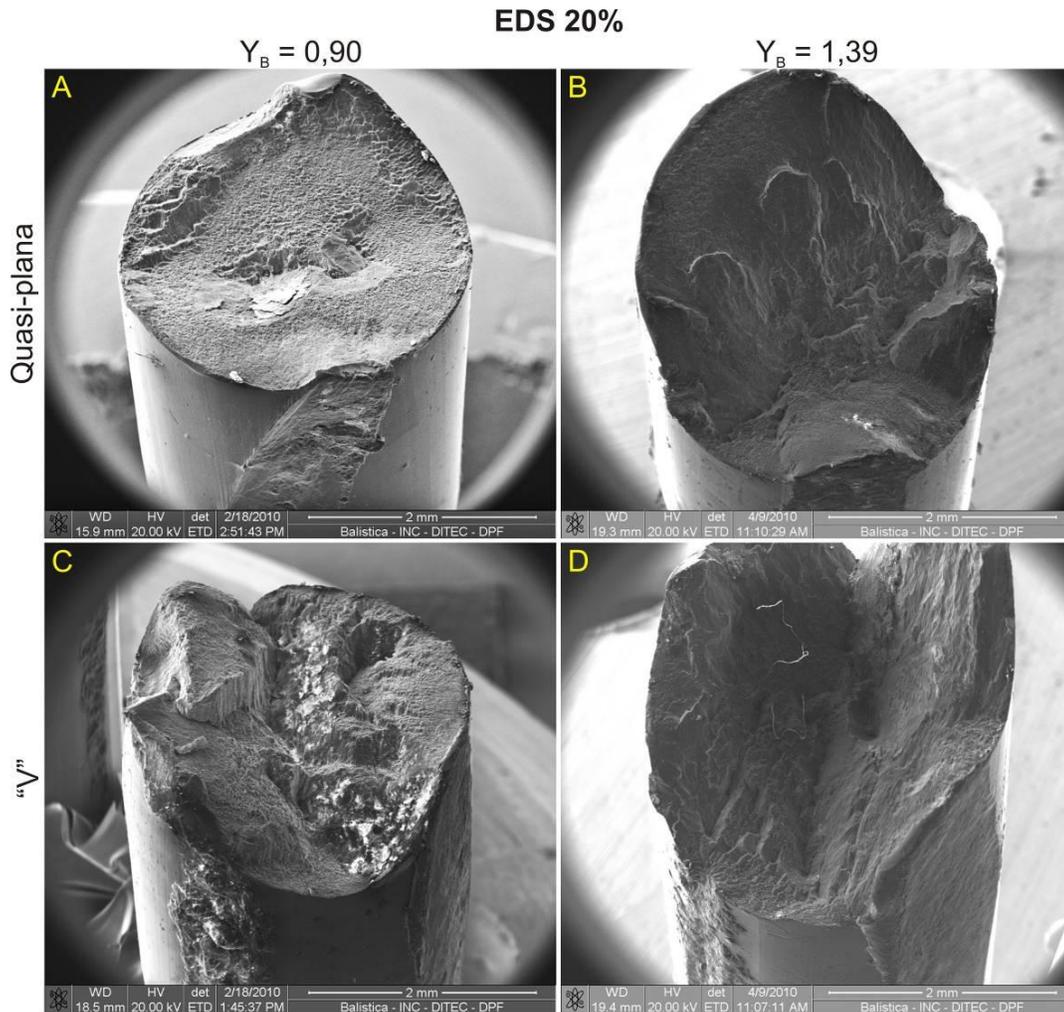


Figura 5.72 – Fractografias eletrônicas das falhas externas ocorridas na base do grampo para dois ensaios com EDS 20%: (A e C) com amplitude de 0,90mm e (B e D) com amplitude de 1,39mm.

As fractografias eletrônicas das falhas externas ocorridas na base do grampo de suspensão para dois ensaios com EDS de 30% podem ser observadas na Figura 5.73. Esta figura mostra as superfícies de fratura em forma de “V” (A e B) e em 45° (C e D) para as amplitudes de deslocamento de 0,87 mm (A e C) e 1,20 mm (B e D). A comparação mostra em 20%. Uma região plana de evolução da falha que antecede a mudança de direção a 45°, que ocorre numa das faces do fio (A) até que esta encontre a trinca da face oposta. É uma combinação de falha quase-plana com falha em V. Para a falha mostrada em B, com amplitude Y_B de 1,2 mm esta zona não está presente.

Para o conjunto de ensaios aqui avaliados, a ocorrência de falhas a 45° foi predominante nas amostras ensaiadas com EDS de 30%, sobretudo em falhas externas de base.

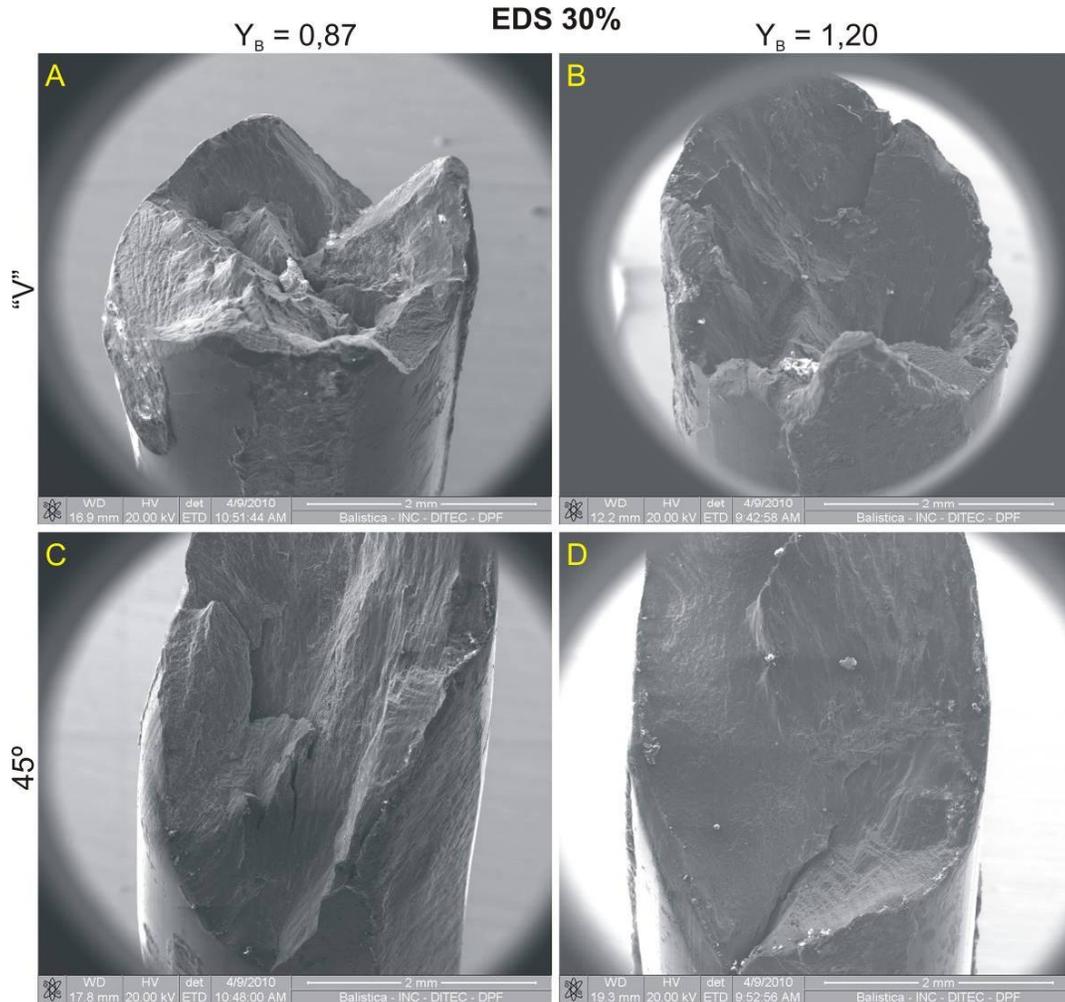


Figura 5.73 - Fractografias eletrônicas das falhas externas ocorridas na base do grampo para dois ensaios com EDS 30%: (A e C) com amplitude de 0,87mm e (B e D) com amplitude de 1,2mm.

A.Figura 5.74 compara as superfícies de falhas ocorridas nos ensaios com EDS de 20% e Y_B de 1,39mm (A e C) com o ensaio com EDS de 30% e Y_B de 1,20mm (B e D). Note-se que C e D pertencem a lados complementares de suas falhas, C pertence ao vão passivo da falha (porção dentro do grampo de suspensão) e D se refere à porção da falha que pertence ao vão ativo. Estes ensaios possuem tensão equivalente como pode ser visto na Tabela 5.13. As falhas quando comparadas não apresentam diferenças notáveis na sua topografia,

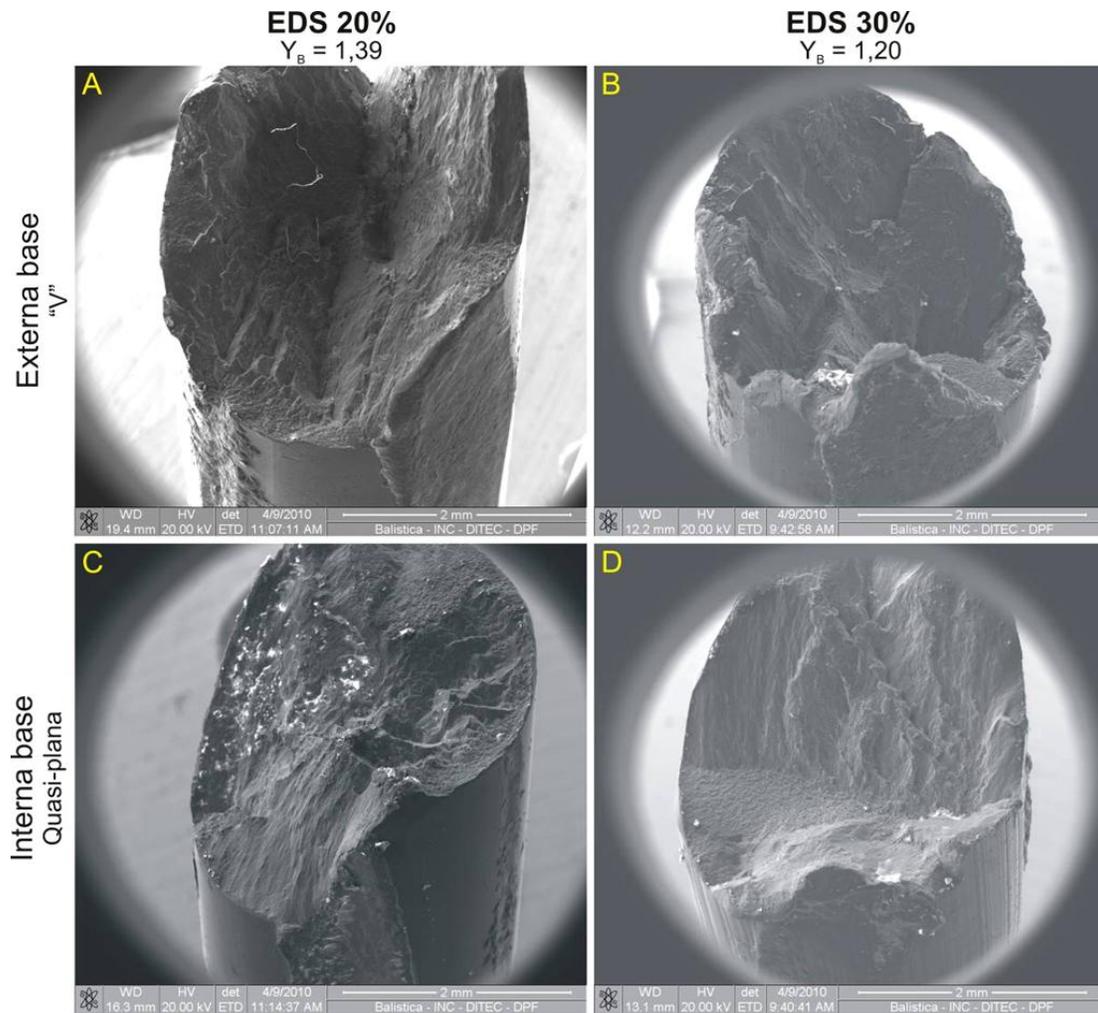


Figura 5.74 – Fractografias eletrônicas das falhas externas e internas ocorridas na base do grampo para dois ensaios com EDS 20% e 30%: (A e B) falhas ocorridas nos fios externos e (C e D) falhas ocorridas nos fios internos.

88888

CAPÍTULO 6

6. CONCLUSÕES

Com base nos resultados das investigações teóricas e experimentais conduzidas ao longo deste trabalho, somadas às comparações realizadas tendo como referência os demais estudos contidos na literatura acerca do tema, podem ser extraídas as seguintes conclusões:

- A avaliação do efeito da aplicação de cargas de esticamento mais elevadas do que o padrão sobre resistência em fadiga de condutores aéreos registrou uma redução brutal na vida desses elementos.

Mais especificamente, no pior cenário, que corresponde a solicitações em níveis de amplitude mais baixos a vida sofre uma redução superior a 50% (a vida em 20% é 1,5 a 2 vezes maior). Por outro lado, para níveis de tensão mais elevados a durabilidade do cabo esticado com 20 ou 30% de EDS parece não sofrer alterações significativas.

- A curva para a EDS de 30% parece apontar para um comportamento de resistência à fadiga que não segue o padrão previsto na literatura, segundo o qual o condutor tem um decaimento de sua vida gradativo, que tende a encontrar a mudança de comportamento para vidas da ordem 5×10^7 a 10^8 ciclos, as quais equivalem a tensões limite de resistência em fadiga da ordem de 13 MPa (com base na CSBL).

Embora não haja suficiente número de pontos experimentais nesta região para permitir afirmações cabais, aparentemente, na curva para EDS de 30% esse cotovelo da curva se desloca e ocorre para níveis de tensão da ordem de 30 MPa (vida de cerca de 5×10^6 ciclos). Em outras palavras convém investigar os indícios de que a vida do cabo pode ser perigosamente reduzida pela utilização de EDS acima do padrão adotado dentro do regime de fadiga de médio número de ciclos.

- O comportamento descrito acima aponta para a necessidade de manutenção dos níveis de tensões dinâmicas em valores bastante reduzidos. Assim é necessário ressaltar que o uso de amortecedores ganha importância muito maior quando o condutor estiver submetido a cargas de esticamento mais elevadas.

- A pesquisa revela, ainda, a importância da realização de estudos capazes de mensurar o efeito de outros fatores que podem agravar a redução de vida, como os fatores associados à montagem (cargas de aperto no grampo de suspensão, por exemplo), ou a redução do desgaste por uso de lubrificantes, e, sobretudo a importância do levantamento de curvas específicas para diferentes materiais e montagens de condutores.
- O estudo procurou verificar a qualidade dos dados fornecidos pelo uso da Fórmula de Poffenberger-Swart na obtenção dos valores de tensão nominal usados na construção das curvas S-N e constatou que a expressão empírico-analítica possui um nível de concordância bastante alto (cerca de 96%) com os valores experimentais de tensão registrados nas amostras. Além disso, não foi verificada influência significativa com relação à frequência (mais elevada ou mais baixa) utilizada na condução dos ensaios. Em suma, para as condições do ensaio e a faixa de amplitudes avaliada, a utilização da Fórmula P-S forneceu uma boa aproximação para as tensões nominais verificadas na zona de falha, utilizadas para construção das curvas S-N.
- A comparação da curva padrão da CIGRE, Safe Border Line (CSBL) com as curvas S-N levantadas experimentalmente para a montagem grampo/cabo IBIS MCM 397,5 revelaram que a vida prevista pela curva CSBL mostra-se extremamente conservativa, fornecendo valores de 9 a 13 vezes menores para EDS de 20% e de 4,5 a 9 vezes menores para a EDS de 30%, na vida da montagem do que aquela obtida experimentalmente. A partir dessa constatação é possível avaliar que a curva tende a se mostrar pouco confiável, para realização de atividades de manutenção quando usada como referencial para a condução dessas operações. Para os projetistas a curva fornece uma condição confortável, pois mantém os projetos dentro de uma zona extremamente segura, porém absurdamente anti-econômica e fora da realidade dos cálculos envolvendo componentes com função estrutural na engenharia, ainda que se considere as correções necessárias para condição de operação em campo.
- A partir das considerações acima se pode afirmar que o levantamento de curvas experimentais específicas para cada montagem cabo/grampo constitui-se em ferramenta de interesse estratégico para desenvolvimento de programas de manutenção preventiva de linhas de transmissão. O conhecimento das curvas de vida útil das montagens

estabelece ainda parâmetros capazes de subsidiar projetos de recapitação, garantindo segurança e economicidade.

- A análise do posicionamento das falhas confirmou que estas ocorrem no interior do grampo de suspensão, em geral na base do cabo, onde a inspeção visual não é possível, o que enfatiza a importância de desenvolvimento de ferramentas que possam prever com segurança a vida útil de cabos condutores aéreos, para condução das atividades de manutenção.
- Realizou-se um estudo na tentativa de estabelecer um padrão entre as 145 falhas ocorridas nos 41 ensaios realizados. Apesar da dificuldade de estabelecer um padrão representativo da topografia das falhas, graças à complexidade do carregamento a autora considerou relevante a documentação das falhas de modo a subsidiar estudos futuros, em especial estudos numéricos. A análise das falhas permitiu estabelecer três tipos básicos de quebras: quasi-plana, em V e a 45°.
- Quanto à ocorrência das falhas, verifica-se que o padrão muda de quasi-plana para falhas em V e a 45°, à medida que a EDS aumenta, ainda que se considere um mesmo nível de tensão. Este comportamento parece ser decorrente do surgimento de trincas simultâneas nas faces opostas dos fios quando a EDS aumenta.
- Quanto à superfície das falhas, apesar da disponibilidade limitada do MEV, foi possível verificar a presença de *dimples*, característicos de fadiga em material dúctil na superfície de falhas, em especial na zona quasi-plana. Nas falhas em V e a 45°, foi possível visualizar zonas de características de clivagem, que correspondem ao arrancamento do material (fadiga transgranular). Devido à alta complexidade do carregamento, entretanto, a tarefa de estabelecer hipóteses a respeito do histórico de evolução das falhas, e sobretudo, a de prová-las torna-se um desafio que ultrapassa as limitações deste trabalho.
- Como parte do escopo deste trabalho de pesquisa o laboratório consolidou sua capacidade de realizar ensaios com o dobro da capacidade (em duas bancadas), com a possibilidade de ensaios longos, conduzindo testes ininterruptamente durante semanas, se necessário, com estrito controle das condições de ensaio e garantindo a confiabilidade dos testes realizados.

Por fim cabe salientar que o desenvolvimento desse trabalho de pesquisa permitiu o aprimoramento das instalações e do nível de monitoramento das variáveis de controle do Laboratório de Fadiga e Integridade Estrutural de Cabos Condutores de Energia, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília, promovendo o aumento do nível de especialização da equipe de pesquisa, expandindo a fronteira do conhecimento no que se refere ao comportamento em fadiga de cabos condutores e acerca dos mecanismos de medição e atenuação de vibrações nesses componentes estruturais. Mais ainda, cabe enfatizar que este trabalho consolida um espaço de referência nacional no desenvolvimento de saberes relativos ao comportamento mecânico de linhas de transmissão de energia.

A condução de pesquisas desta natureza possibilita a produção de um banco de dados nacional, para as diversas montagens, realizadas com diferentes tipos de condutores, permitindo a investigação de condutores que potencialmente se adaptem melhor às condições climáticas nacionais e sua aplicação com segurança, lembrando que padrões internacionais contemplam condições climáticas e tipos de vibração diferentes daqueles característicos do Brasil. Graças ao elevado nível de controle implementado os ensaios agora permitem a investigação de ferragens, processos de montagem e acessórios potencialmente capazes de desacelerar o surgimento ou a progressão de falhas.

6.1. PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

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

- Explorar a curva de fadiga com EDS de 30% para valores de fadiga de alto ciclo. Levantando pontos situados na região de frequência entre 25 e 20 MPa de forma a determinar a localização de um possível cotovelo, abaixo da posição descrita pela literatura (entre $5 \cdot 10^7$ ciclos e 10^8 ciclos);
- A aplicação de outros níveis de EDS no levantamento de mais curvas S-N para consolidar as informações acerca das tendências verificadas neste trabalho;
- A comparação das curvas obtidas a modelos para computo da influência da tensão média na vida em fadiga, como o de utilizados por Goodman, Gerber,... Em especial

aqueles que não utilizem em sua construção propriedades monotônicas dos materiais, como ocorre, por exemplo, com o modelo de Smith-Watson-Topper;

- O levantamento de curvas S-N para outras montagens cabo-grampo, incluindo condutores com diferentes geometrias (TW) e outros materiais (CAA, CA), além de diversos grampos (AGS), de modo a tentar estabelecer um modelo generalizado para a previsão da redução da resistência em fadiga de condutores em função do aumento da carga de esticamento aplicada.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT (1985), Norma NBR-5422, “Projeto de Linhas Aéreas de Transmissão de Energia Elétrica: Procedimento”.
- ACA, Aluminum Company of America (1961), “Overhead Conductor Vibration”.
- Araujo, J. A, Mamiya, E. N. (2003), “*The application of a mesoscopic scale approach in fretting fatigue*”, J. Braz. Soc. Mech. Sci. & Eng., vol.25 n°1, Rio de Janeiro, Jan/Mar.
- 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.
- Azevedo, C.R.F. and Cescon, T. (2002), “*Failure analysis of aluminum cable steel reinforced (ACSR) conductor of the transmission line crossing the Paraná River*”, Engineering Failure Analysis, 9, pp.645-664.
- Azevedo, C.R.F. et al (2009), “*Fretting Fatigue in Overhead Conductors: Rig Design and Failure Analysis of a Grosbeak Aluminium Cable Steel Reinforced Conductor*”, Engineering Failure Analysis, 16, pp 136-151.
- Barrett, J.S. and Motlis, Y. (2001), “*Allowable tension levels for overhead-line onductors*”. IEEE Proc - Gener Transm Distrib Vol 148 No 1 January.
- Blanchard, P., Colombier, C., Pellerin, V., Fayeulle, S., Vincent, L., (1991), “*Material effect in fretting wear*”. Metallurgica Transaction, 22A, July, p.1535-1544.
- Bolser, M.O., and E. L. Kanouse, (1948). “*Type HH Cable in Vibration and Bending*”. CIGRÉ Report 215.
- Boniardi, M., Diana, G., Tagliabue, C., (2007). “*Fenomeni di fretting-fatigue su um conduttore elettrico*”. rivista La Metallurgia Italiana. Ottobre.
- Branco C. M., Fernandes A. A., Castro, M.S. T. (1986), “*Fadiga de Estrutura Soldadas*”, Ed. Gulbenkian, Lisboa, Portugal.
- Callister Jr., W. D. (2007) “*Materials Science and Engineering: An introduction*”. 7th Edition. John Wiley & Sons, Inc.
- Carletti, Bonome, C.B., C. Bolfarini, Sylvestre M. A., Vicentim R. L., Lavandoscki R. (2005), “*Determinação de Propriedades Mecânicas dos Condutores CAA Gossbeak*”.

- para o Processo de Retracionamento”, III Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica, Florianópolis, Brasil.
- Castilho, I. C.; Sanglard, M.; Rewagen, B.,(1999), “*Determinação de curva de fadiga em cabo CAA 336, 4MCM Linnet*”. XVSNPTEE . Seminário Nacional de Produção de Transmissão de Energia Elétrica, Foz do Iguaçu, n°6, p 2.
- CEPEL, Centro de Estudos de Produção de Energia Elétrica (2010), Atlas de Potencial Eólico Brasileiro, http://www.cresesb.cepel.br/atlas_eolico_brasil/mapas_1a.pdf.
- CIGRE, SC22, WG04 (1985), “*Guide for Endurance Tests of Conductors Inside Clamps*”, Electra, No100, pp. 77-86, May.
- CIGRE SC22 WG04 (1988), “*Endurance capability of conductors*”, Final Report Paris, July, 19 p.
- CIGRÉ TF 22.11.04 (2001), “*Safe Design Tension with Respect to Aeolian Vibrations. Part 2: Damped Single Conductor*”, ELECTRA No. 198, October, pp. 28-43.
- CIGRE ,WG 11 SC B2 (2006), “*Fatigue Endurance Capability of Conductor/Clamp Systems Update of Present Knowledge*”, Jan.
- CIGRE, WG B2.30 (2008), “*Engineering Guidelines Relating to Fatigue Endurance Capability of Conductor/Clamp Systems*”, October.
- Claren, R. (1978). “The response of overhead line conductors to vortex shedding under laminar and turbulent air flow”. Presented to CIGRÉ.
- Cloutier, L.; Dalpé, C., Cardou A., Hardy C., and S. Goudreau (1999), “*Studies of conductor vibration fatigue tests, flexural stiffness and fretting behavior*”, Third Intl Symp. On Cable Dynamics; Trondheim, Norway. pp. 197-202.
- Dalpé, C., Cloutier,L., Cardou, A., Goudreau, S. (2003), “*State of Knowledge on the Fretting Behaviour in Stranded Conductors*”, GREMCA Report No. SM-03-05, Laval University, May.
- Dang Van, K., Griveau, B. and Message, O. (1989), “*On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Application*”, *Biaxial and Multiaxial Fatigue*”, EGF 3 (Edited by M. W. Brown and K. J. Miller), Mechanical Engineering Publications, London, pp. 479-496.
- Dastous, J.B. (2005), “*Nonlinear finite element analysis of stranded conductors with variable bending stiffness using the tangent stiffness method*”, IEEE Trans. On Power Delivery, Vol. 20, No. 1, pp. 328-338.
- Deresiewicz, H. (1974), “*Bodies in Contact with Applications to Granular Media*”, in R.D. Mindlin and Applied Mechanics, Pergamon Press, Inc. New York, pp. 105-147.

- DIN VDE-210 (1962), Normas para construção de Linhas de Alta Tensão.
- Doocy, E.S., and Hard, A. R. (1979). “Introduction”, Transmission Line Reference Book: Wind Induced Conductor Motion. Electric Power Research Institute, Palo Alto Califórnia.
- Dowling, Norman E. (1999), “Mechanical Behaviour of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue”, Prentice Hall, Second Ed., New Jersey – EUA.
- Dulhunty, P.W. (1971), "Some recent field experiences with vibration dampers", CIGRE ISC22-71WG04, May, 7 p.
- Eletronorte (2009), Revista Corrente Contínua, ano XXXII, nº 229 nov/dez. Disponível em:<http://www.eln.gov.br/opencms/export/sites/eletronorte/modulos/correnteContinua/arquivosCC/Corrente_Continua_229.pdf>, em 22 de janeiro de 2010.
- EPRI (1979), Transmission Line Reference Book:“The Orange Book”. Electric Power Research Institute. Palo Alto,CA.
- EPRI (2008), “Transmission Line Reference Book: Wind-Induced Conductor Motion”, EPRI 1012317.
- ETBX, *Site Engineering Toolbox*. Disponível em: http://www.engrasp.com/doc/etb/mod_fm1/strainlife/strainlife_help.html, em 22 de janeiro de 2010.
- Fouvry, S., Kapsa, Ph., Vincent, L., (1996) Quantification of fretting damage, wear 200, p.186-205.
- 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.
- Fuchs, R. D., Almeida, M. T., Labegalini, P. , (1992), “*Projetos Mecânicos de Linhas Aéreas de Transmissão*”, 1ª. Ed. Itajubá:Edgard Blücher, 252p.
- Garcia, A., Spim, J. A., Santos, C. A. (2000), “*Ensaio dos Materiais*”, LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, 247p.
- Green, R.A. (2001), Energy-Based Evaluation and Remediation of Liquefiable Soils, PhD Dissertation, Civil Engineering Dept.Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.
- Gopalan, T. V. (1993), New excitation system for indoor testing of overhead conductors, Journal of Energy Engineering, vol. 119, no 3, pp. 159-167.
- Hard, A. R. (1958) , “*Studies of Conductor Vibration in Laboratory Span, Outdoor Test Span and Actual Transmission Lines*” , CIGRÉ Report 404.

- Helms, R. (1964), "Zur Sicherheit der Hochspannungs-Freileitungen bei hoher Mechanischer Beanspruchung," VDI-Forschungsheft 506, BAM, Berlin.
- Henriques, A. M. D.: (2006), "Bancada de Ensaios Mecânicos à Fadiga de Cabos Condutores de Energia". Tese de Doutorado, Universidade de Brasília.
- Mutoh, Y., Kynion, S. E., Hoepfner, D. W. (2001), Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications, ASTM Special Technical Publication, Stock number 1425.
- Hondalus, B. (1964), "Comparative Vibration Fatigue Tests-84/19 ACSR 'Chukar' vs 61-strand 5005," IEEE Transactions Paper. Vol. PAS-83, pp. 971-4.
- Hong, K.J., A. Der Kiureghian, and J.L. Sackman (2005), "Bending Behavior of Helically Wrapped Cables." J. Eng. Mech., Vol. 131, No 5. May. pp. 500-511.
- IEEE (1966), "Standardization of Conductor Vibration Measurements", IEEE PAS vol.85 N°. 1, Trans.31 TP65-156.
- IPEA (2005), "Objetivos de Desenvolvimento do Milênio", relatório nacional de acompanhamento /coordenação: Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada e Secretaria de Planejamento e Investimentos Estratégicos; Brasília: MP, SPI.
- Isaachsen, I. (1907), "Die Beanspruchung von Drahtseilen." Zeitschrift. VDI. Vol. 51. No 17. pp. 652-657.
- Josiki, Z., A. Kierski, K. Lewichi and W. Lieszkowski (1976), "New Overhead Transmission Lines in the Polish Network-Service Experience." CIGRÉ Report 22-05.
- Juvinal, R. C., (1967), Stress, Strain, and Strength, McGraw-Hill, New York, NY.
- Kyowa, Strain Gages: A complete lineup of high performance strain gages and accessories, Catalogo n° 101E-U1, Kyowa Electronic Instruments Co., Ltda., Tokyo, Disponível em <<http://www.kyowa-ei.com>>
- Lavandoscki, R. ; Bolfarini, C. ; Carletti, C. B. ; Bonome, E. C. ; Sylvestre, M. A. ; Vicentim, R. L. (2005), "Determinação de Propriedades Mecânicas dos Condutores CAA, para o processo de Retracionamento". II Cong. Int. Alumínio.-ABAL, São Paulo.
- Lienhard, J.H., (1966), "Synopsis of lift, drag and vortex frequency for rigid circular cylinders". College of Engineering Research Division bulletin 300, Techn. Extension Service, Washington State University.
- Lindley, T. C. (1997), "Fretting fatigue in engineering alloys", Int. J. Fatigue, Vol. 19, , Issue 9, June, No 1, pp. S39-S49.

- Little, J.C., D. G. MacMillan and J. V. Majercak (1950). "Vibration and Fatigue Life of Steel Strand." AIEE Transactions. Vol. 69. pp. 1473-9.
- Nefzger., J. (1933), "Dérangements occasionnés par les oscillations mécaniques des conducteurs aériens et leur remède", Rapport CIGRE No. 126.
- Nowell, D. (1988), An analysis of fretting fatigue, D.Phil.thesis, Oxford University.
- Papailiou, K.O. (1995), "Die Seilbiegung mit einer durch die innere Reibung, die Zugkraft und die Seilkruemmung veraenderliche Biegesteifigkeit", Doctoral Thesis Nr. 11057, ETH Zurich.
- Papailiou, K.O. (1997), "On the Bending Stiffness of Transmission Line Conductors", IEEE Trans. Power Deliv. Vol. 12. No 4. pp. 1576-1588.
- Poffenberger, J.C., and Swart, R. L. (1965), "Differential Displacement and Dynamic Conductor Strain", IEEE Transactions Paper, Vol PAS 84, pp. 281-289
- PLP, Preformed Line Products (2008), "Aeolian Vibration-Basics". Disponível em: <http://www.preformed.com/artsfest/files/literature/EN-ML-1007-2AeolianViBook.pdf>, último acesso em 02/02/2010.
- 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.
- Rawlins, C.B., Harvey J. R., (1959). "Improved Systems for Recording Conductor Vibration", AIEE Transactions, Vol. PAS-78. pp. 1494-1500
- Rawlins, C.B. (1979), "Fatigue of Overhead Conductors", Transmission Line Reference Book, Electrical Power Research Institute, pp. 51-81, Palo Alto CA.
- Rosa, A. A.; Monetti J. e SIter, R. B. (1974), - "Overhead Line Vibration and Inspection Techniques"; trabalho apresentado no IEE Laticon, São Paulo.
- Seppä, T. 1969. "Effect of Various Factors on Vibration Fatigue Life of ACSR 'IBIS'." CIGRÉ Report 22-69.
- Shigley, Joseph Edward. and Mischke, Charles R. (1989), "Mechanical Engineering Design", Copyright, by McGraw-Hill Book Co., Fifth Edition.
- Shkaptsov, V., Krylov, S. (2008), "Long river crossing of the transsiberian telecommunication line"- CIGRE B2- AG6 Report.
- Smollinger, C.W. and R. B. Siter (1965), "Influence of Compressive Forces on the Fatigue Performance of Bethalume Strand Wire." IEEE Conference Paper C65 237.
- Stockbridge, G. H. (1925), 'Overcoming vibration in transmission cables', Elec. World, 86, (26), 1304, pp. 90-132.

- Tebo, G.B. (1941), "Measurement and Control of Conductor Vibration." A IEE Transactions. Vol. 60. pp. 1188-93.
- USP, (2010). Laboratório de Caracterização de Microestrutural. Prêmios Cezar Azevedo. Menção IPT 2003 de Inovação em Ciência e Tecnologia. Disponível em: <http://www.pmt.usp.br/LCMHC/servicos.htm>, em 13 de maio de 2010.
- Varney, T. (1926), "Notes on the vibration of transmission line conductors", Trans. AIEE 45, p.791-795.
- Vingsbo, O., Söderberg, S.(1988) "On fretting maps", Wear, Volume 126, Issue 2, 1 September, pp. 131-147.
- Zetterholm, O. D. (1960), 'Report on the work of the international CIGRÉ SC, 110.6: bare conductors and mechanical calculation. of overhead lines'
- 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.
- Zhou, Z. R., Cardou, A., Goudreau, S., & Fiset, M., (1996), "Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue", Tribology International, 29 3, pp. 221-232.

ANEXOS

- ANEXO A -

**TABELAS DE CONVERSÃO DA NORMA IEEE
PARA DIFERENTES EDS**

Name	Conductor Size (kcmils)	Stranding	15%		25%		35%	
			$\frac{Y_b}{mm}$	mils	$\frac{Y_b}{mm}$	mils	$\frac{Y_b}{mm}$	mils
Turkey	# 6	6 / 1	0.97	38.	0.79	31.	0.69	27.
Swan	4	6 / 1	0.92	36.	0.76	30.	0.67	26.
Swanate	4	7 / 1	1.01	40.	0.84	33.	0.74	29.
Sparrow	2	6 / 1	0.86	34.	0.73	29.	0.64	25.
Sparate	# 2	7 / 1	0.94	37.	0.80	31.	0.71	28.
Robin	# 1	6 / 1	0.82	32.	0.70	28.	0.63	25.
Raven	# 1/0	6 / 1	0.79	31.	0.68	27.	0.61	24.
Quail	2/0	6 / 1	0.75	30.	0.66	26.	0.59	23.
Pigeon	3/0	6 / 1	0.71	28.	0.63	25.	0.57	22.
Penguin	# 4/0	6 / 1	0.67	26.	0.59	23.	0.54	21.
Waxwing	266.8	18 / 1	0.33	13.	0.28	11.	0.26	10.
Owl	266.8	6 / 7	0.22	9.	0.20	8.	0.18	7.
Partridge	266.8	26 / 7	0.32	12.	0.26	10.	0.23	9.
Merlin	336.4	18 / 1	0.31	12.	0.27	11.	0.24	10.
Linnet	336.4	26 / 7	0.30	12.	0.26	10.	0.23	9.
Oriole	336.4	30 / 7	0.32	13.	0.27	11.	0.24	9.
Chickadee	397.5	18 / 1	0.30	12.	0.26	10.	0.24	9.
Brant	397.5	24 / 7	0.29	11.	0.25	10.	0.22	9.
Ibis	397.5	26 / 7	0.30	12.	0.25	10.	0.22	9.
Lark	397.5	30 / 7	0.31	12.	0.26	10.	0.23	9.
Pelican	477.0	18 / 1	0.29	11.	0.25	10.	0.23	9.
Flicker	477.0	24 / 7	0.28	11.	0.24	10.	0.22	9.
Hawk	477.0	26 / 7	0.28	11.	0.24	10.	0.22	9.
Hen	477.0	30 / 7	0.30	12.	0.26	10.	0.23	9.
Osprey	556.5	18 / 1	0.27	11.	0.24	10.	0.22	9.
Parakeet	556.5	24 / 7	0.27	11.	0.24	9.	0.21	8.
Dove	556.5	26 / 7	0.28	11.	0.24	9.	0.21	8.
Eagle	556.5	30 / 7	0.29	11.	0.25	10.	0.22	9.
Peacock	605.0	24 / 7	0.27	10.	0.23	9.	0.21	8.
Squab	605.0	26 / 7	0.27	11.	0.23	9.	0.21	8.
Teal	605.0	30 / 19	0.26	10.	0.22	9	0.20	8.
Swift	636.0	36 / 1	0.32	13.	0.28	11.	0.26	10.
Kingbird	636.0	18 / 1	0.26	10.	0.24	9.	0.22	9.
Rook	636.0	24 / 7	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8.
Grosbeak	636.0	26 / 7	0.27	11.	0.23	9.	0.21	8.
Egret	636.0	30 / 19	0.26	10.	0.22	9.	0.20	8.
-	653.9	18 / 3	0.26	10	0.23	9.	0.21	8.
Flamingo	666.6	24 / 7	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8.
Gannet	666.6	26 / 7	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8.
Starling	71 5.5	26 / 7	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8.
Redwing	71 5.5	30 / 19	0.25	10.	0.22	9	0.20	8.
Coot	795.0	36 / 1	0.31	12.	0.27	11.	0.25	10.
Tern	795.0	45 / 7	0.30	12.	0.26	10.	0.24	9.
Cuckoo	795.0	24 / 7	0.25	10.	0.22	9.	0.20	8.
Condor	795.0	54 / 7	0.32	12.	0.27	11.	0.24	10.

*For other tensions, interpolate between values given.

Drake	795.0	26 / 7	0.25	10.	0.22	9.	0.20	8
Mallard	795.0	30 / 19	0.25	10.	0.21	8.	0.19	8
Ruddy	900.0	45 / 7	0.30	12.	0.26	10.	0.23	9
Canary	900.0	54 / 7	0.31	12.	0.27	10.	0.24	9
Catbird	954.0	36 / 1	0.29	11.	0.26	10.	0.24	9
Rail	954.0	45 / 7	0.29	12.	0.26	10.	0.23	9
Cardinal	954.0	54 / 7	0.30	12.	0.26	10.	0.24	9
Ortolan	1033.5	45 / 7	0.29	11.	0.25	10.	0.23	9
Curlew	1033.5	54 / 7	0.30	12.	0.26	10.	0.23	9
Bluejay	1113.0	45 / 7	0.28	11.	0.25	10.	0.22	9
Finch	1113.0	54 / 19	0.28	11.	0.24	9.	0.22	9
Bunting	1192.0	45 / 7	0.28	11.	0.24	10.	0.22	9
Grackle	1192.0	54 / 19	0.27	11.	0.24	9.	0.21	8
Bittern	1272.0	45 / 7	0.27	11.	0.24	9.	0.22	9
Pheasant	1272.0	54 / 19	0.27	11.	0.24	9.	0.21	8
Dipper	1351.5	45 / 7	0.27	11.	0.24	9.	0.22	9
Martin	1351.0	54 / 19	0.27	11.	0.23	9.	0.21	8
Bobolink	1431.0	45 / 7	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8
Plover	1431.0	54 / 19	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8
Nuthatch	1510.5	45 / 7	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8
Parrot	1510.5	54 / 19	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8
Lapwing	1590.0	45 / 7	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8
Falcon	1590.0	54 / 19	0.26	10.	0.23	9.	0.20	8
Chukar	1780.0	84 / 19	0.29	11.	0.25	10.	0.23	9
—	2034.0	72 / 7	0.28	11.	0.25	10.	0.23	9
Bluebird	2156.0	84 / 19	0.28	11.	0.24	10.	0.22	9
Kiwi	2167.0	72 / 7	0.27	11.	0.24	10.	0.22	9
Thrasher	2312.0	76 / 19	0.27	11.	0.24	9.	0.22	9
Joree	2515.0	76 / 19	0.26	10.	0.23	9.	0.21	8

*For other tensions, interpolate between values given.

– ANEXO B –
EXTENSOMETRIA

B1 – Revisão Teórica

Para compreender o método de avaliação do cabo, faz-se necessária uma revisão teórica dos conceitos básicos de tensão e deformação. Esses conceitos são explicados nas seções abaixo.

Tensão

Define-se como tensão normal (σ), a intensidade da força por unidade de área, atuando perpendicularmente a um elemento infinitesimal de área ΔA .

$$\sigma = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta F_n}{\Delta A} \quad (\text{B1})$$

Sendo ΔA é a área infinitesimal de atuação, em m^2 e ΔF_n é a força normal infinitesimal, em N .

De forma semelhante define-se a tensão cisalhante (τ), como a intensidade da força por unidade de área, atuando tangencialmente um elemento infinitesimal de área ΔA .

$$\tau = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta F_t}{\Delta A} \quad (\text{B2})$$

Onde ΔF_t é a força cisalhante infinitesimal, em N .

Avaliando a soma de todas as forças atuando sobre a seção transversal do material, surge o conceito de tensão média, de forma que a tensão normal média ($\sigma_{méd}$) e a tensão cisalhante média ($\tau_{méd}$) se tornam respectivamente:

$$\sigma_{méd} = P/A \quad (\text{B3})$$

$\sigma_{méd}$ é a tensão normal média, em Pa ; A é a área da seção transversal, em m^2 e P é a força normal, em N e V é a força cisalhante, em N .

$$\tau_{méd} = V/A \quad (\text{B4})$$

O esforço predominante no cabo condutor é o de tensão normal devido à força de pré-esticamento.

Deformações

Uma força aplicada sobre um corpo tende a alterar o formato e a dimensão desse corpo. A essa alteração dá-se o nome de deformação, que pode ser macroscópica (visíveis a olho nu) ou microscópica (imperceptíveis sem a utilização de equipamentos). As deformações se dividem em dois grupos: Deformação Normal (ε) e Deformação por Cisalhamento (γ).

i) Deformação Normal: Provoca variação volumétrica no elemento de volume. Altera as dimensões do corpo (Figura B1a).

ii) Deformação Cisalhante: Distorce o elemento de volume, mas não provoca variação volumétrica. Altera o formato do corpo (Figura B1b).

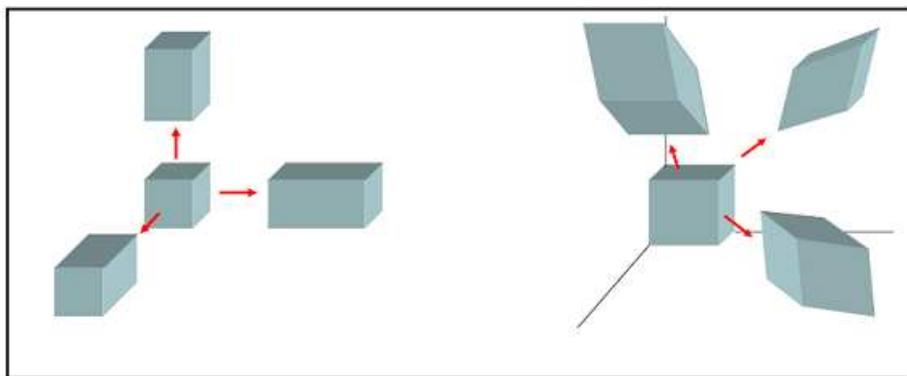


Figura B1– a) Deformação Normal; b) Deformação Cisalhante.

O estado geral de deformações em um ponto de um corpo é representado por uma combinação de três componentes de deformações normais, ε_x , ε_y e ε_z e três componentes de deformação por cisalhamento, γ_{xy} , γ_{xz} e γ_{yz} . Essas seis componentes tendem a deformar cada face de um elemento do material (Figura B2a). As componentes de deformações específicas no ponto são, em geral, determinadas utilizando-se extensômetros elétricos, que medem essas componentes em direções específicas.

No entanto um elemento de material pode estar sujeito somente a deformações no plano xy , e nesse caso existirão somente três componentes de deformação atuando sobre o elemento – deformação normal ε_x na direção x (Figura B2b); deformação normal ε_y na direção y (Figura B2c) e a deformação de cisalhamento γ_{xy} (Figura B2d) – e nesse caso o elemento material estará em um estado plano de deformação.

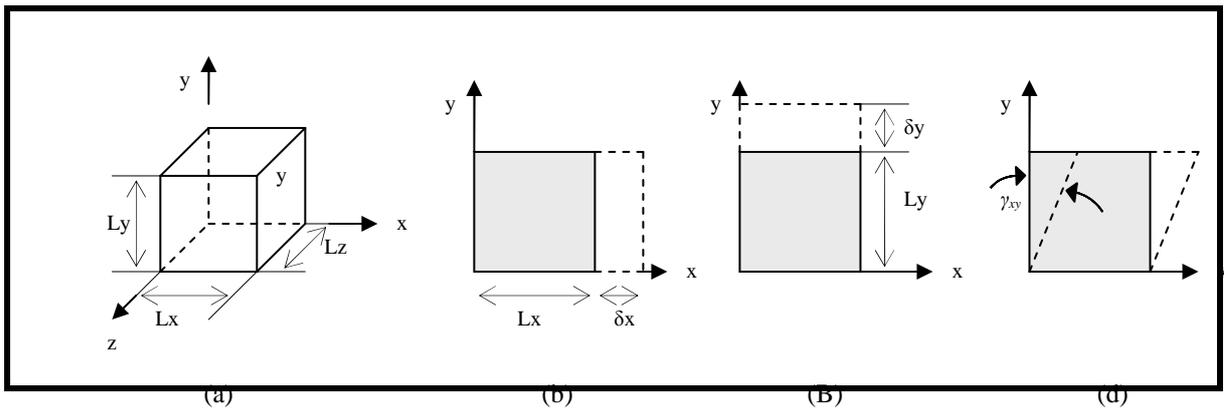


Figura B2– a) Elemento Material; b) Deformação Normal em x; c) Deformação Normal em y; d) Deformação Cisalhante.

A deformação normal é definida pela razão entre o alongamento total do material (δ) e o comprimento inicial do elemento (L), portanto podem-se expressar as deformações normais em x e y como:

$$\epsilon_x = \frac{\delta_x}{L_x} \quad \text{e} \quad \epsilon_y = \frac{\delta_y}{L_y} \quad (\text{B5})$$

O cabo condutor é uma estrutura mecânica composta por uma associação de fios. Esses fios são enrolados entorno de uma alma (geralmente um fio de aço) formando várias camadas que se movem entre si quando submetidas a um esforço. Por esse motivo que o cabo mesmo sendo uma estrutura rígida só é capaz de resistir a esforços de tração. O esforço de tração se distribui pelos diversos fios que compõem o cabo fazendo com que cada fio se deforme na direção em que foi enrolado (Fig. B3).



Figura B3– Deformação linear do cabo.

B2 – Funcionamento do Extensômetro

O ERE (Extensômetro de Resistência Elétrica) é um dispositivo de medição de deformações. Ele é basicamente constituído de uma resistência elétrica delgada, geralmente em forma de lâmina (*foil gauges*), aplicada a uma base isolante e flexível. A Figura B4 ilustra os vários componentes do ERE.

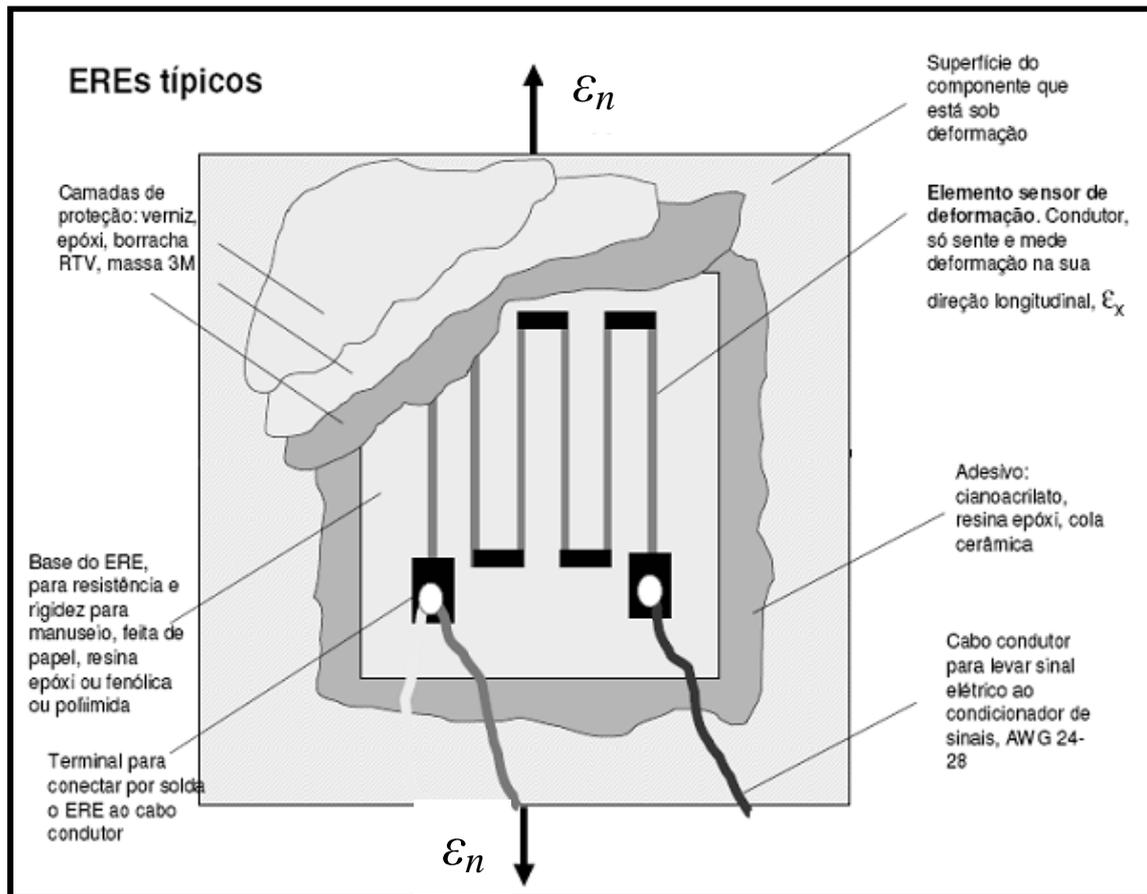


Figura B4– Extensômetro de resistência elétrica.

Esse conjunto quando devidamente colado a uma superfície metálica, por exemplo, transforma a deformação desta superfície em uma variação de resistência elétrica.

$$R = \rho \left(\frac{L}{A} \right) \quad (B6),$$

sendo R a resistência elétrica do fio, em Ω e ρ é a resistividade elétrica do material, em $\Omega \cdot m$.

Esta variação de resistência é proporcional à deformação do cabo e o grau desta proporção é o fator de sensibilidade do extensômetro (Kou G. F. Gauge Factor).

$$K = \left(\frac{dR}{R} \right) \left(\frac{1}{\epsilon} \right) \quad (\text{B7}),$$

onde K é o fator de sensibilidade do extensômetro e dR é a variação de resistência elétrica do fio, em Ω ;

O fator de sensibilidade do extensômetro é função do tipo de material do fio resistivo e é expresso pela seguinte equação:

$$K = \frac{d\rho}{\rho} + (1 + 2\nu) \quad (\text{B8}),$$

sendo ν o coeficiente de Poisson do material e $d\rho$ a variação de resistividade elétrica do fio, em $\Omega.m$.

Abaixo está Tabela B1 com os diversos tipos de materiais para fabricação do fio de resistência elétrica e seus respectivos fatores de sensibilidade.

Tabela B1 – Fatores de sensibilidade para materiais diversos

<i>Material</i>	<i>Composição</i>	<i>K</i>	<i>Aplicação</i>
Advance ou Constantan	45% Ni 55% Cu	2.1	Uso geral
Karma	74% Ni 20% Cr 3% Al 3% Fe	2	Melhor compensação de temperatura, resistência a fadiga e estabilidade.
Isoelastic	55,5% Fe 36% Ni 8% Cr 0,5% Mo	3.6	Uso geral. Mais sensível à temperatura.
Nichrome	80% Ni 20% Cr	2.1	
Platina-Tungstênio	92% Pt 8% W	4.0	Para trabalhos a altas temperaturas. Resistentes à oxidação
Armour D	70% Fe 20% Cr 10% Al	2.0	

Os ERE possuem vários formatos de acordo com a aplicação pretendida (Fig. B5). Os principais tipos são: (a) Unidirecional; (b) Roseta Tripla 120° (para medições em três

direções); (B) Diafragma (usado como transdutor de pressão); (d) Tensão Interna (medida de tensão residual); (e) Unidirecional longo (medição em concreto). O tipo utilizado nos testes no cabo foi o Unidirecional.

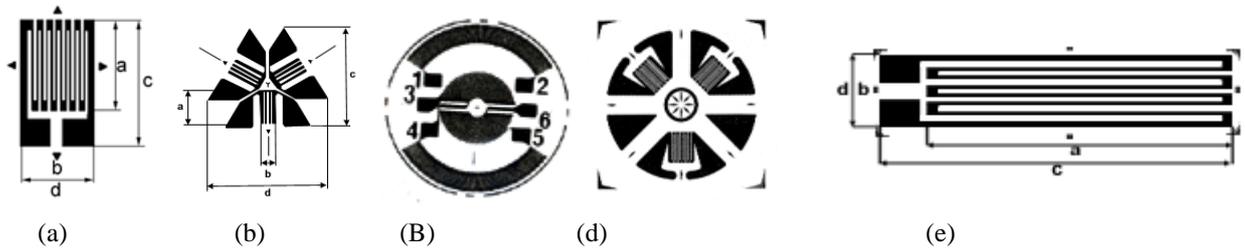


Figura B5– Principais tipos de extensômetros.

Para explicar o funcionamento do extensômetro faz-se necessário explorar um conceito de circuitos elétricos conhecido como Ponte de Wheatstone. Este conceito é abordado na próxima seção.

B3 – Ponte de Wheatstone

A ponte de Wheatstone é um circuito usado para medir, com extrema precisão, a resistência ôhmica de um elemento da malha (ou circuito elétrico), mas pode ser usada na medida de qualquer grandeza física contanto que exista o transdutor adequado. No caso em questão a resistência ôhmica a ser medida é a do extensômetro usado na medida das deformações. O circuito básico (1 fonte de tensão, 1 galvanômetro, 1 resistor, 2 potenciômetros e 1 resistência desconhecida) está indicado na Figura B6.

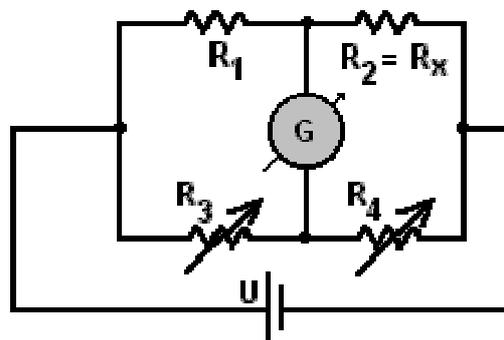


Figura B6– Circuito básico da ponte de Wheatstone.

A ponte de Wheatstone é “zerada” mediante o ajuste dos valores de resistência em R_3 e R_4 de modo que não flua corrente através do galvanômetro. Nessa situação, os potenciais elétricos em A e B tornam-se iguais ($V_A = V_B$), ou seja, $U_{AB} = 0$ volts. Como

conseqüência, as diferenças de potenciais entre os terminais de R_1 e R_3 são iguais e, do mesmo modo, serão iguais entre si as diferenças de potenciais entre os terminais de R_2 (no caso, R_x , a resistência desconhecida) e R_4 . As correntes elétricas de fluem pela ponte de Wheatstone estão representadas na Figura B7.

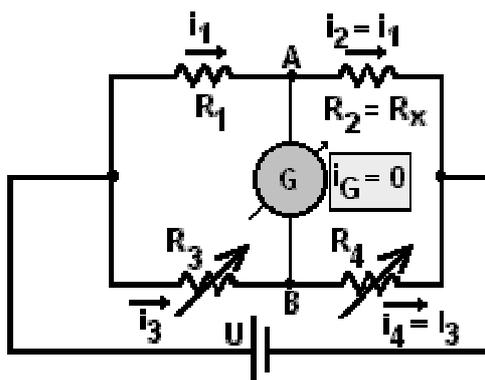


Figura B7– Correntes elétricas na ponte de Wheatstone.

A intensidade de corrente através de R_x é igual à aquela através de R_1 ($i_2 = i_1$), assim como aquela através de R_4 é igual à através de R_3 ($i_4 = i_3$).

Como já vimos que as diferenças de potencial sobre R_1 e R_3 são iguais, é possível equacionar:

$$i_1 R_1 = i_3 R_3 \quad (\text{B9}).$$

Do mesmo modo, como as diferenças de potencial entre R_x e R_4 são iguais, têm-se:

$$i_1 R_x = i_3 R_4 \quad (\text{B10}).$$

Dividindo-se (B5) por (B4), membro a membro, tem-se: $(R_x/R_1) = (R_4/R_3)$ ou, em função da incógnita:

$$R_x = R_1 (R_4 / R_3) \quad (\text{B11}).$$

Vale lembrar que toda a teoria explicitada acima também é válida para associações de extensômetros.