

DETERMINAÇÃO DA RESPOSTA DINÂMICA DE FEIXES DE  
CONDUTORES EM LINHAS AÉREAS DE TRANSMISSÃO

**Tatiana Thomé de Oliveira Cappellari**

Porto Alegre  
Novembro de 2005



**TATIANA THOMÉ DE OLIVEIRA CAPPELLARI**

**DETERMINAÇÃO DA RESPOSTA DINÂMICA DE FEIXES DE  
CONDUTORES EM LINHAS AÉREAS DE TRANSMISSÃO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Civil da Escola de Engenharia da Universidade Federal  
do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do  
título de Doutor em Engenharia.

Porto Alegre  
Novembro de 2005



C247d Cappellari, Tatiana Thomé de Oliveira  
Determinação da resposta dinâmica de feixes de condutores em linhas aéreas de transmissão / Tatiana Thomé de Oliveira Cappellari. – 2005.

Tese (doutorado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Porto Alegre, BR-RS, 2005.

Orientador: Prof. Dr. Jorge Daniel Riera

1. Linhas de transmissão. 2. Vento – Estruturas. 3. Métodos numéricos. I. Riera, Jorge Daniel, orient. II. Título.

CDU-624.042.4(043)

**TATIANA THOMÉ DE OLIVEIRA CAPPELLARI**

**DETERMINAÇÃO DA RESPOSTA DINÂMICA DE FEIXES DE  
CONDUTORES EM LINHAS AÉREAS DE TRANSMISSÃO**

Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de DOUTOR EM ENGENHARIA e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 04 de novembro de 2005.

**Prof. Jorge Daniel Riera**

Ph.D., Princeton University, USA  
Orientador da dissertação

**Prof. Fernando Schnaid**

Ph.D., University of Oxford, Grã Bretanha  
Coordenador do PPGEC / UFRGS

**BANCA EXAMINADORA**

**Prof. Agamenon Rodrigues Eufrásio Oliveira (UFRJ e CEPEL)**

Dr., Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil

**Profa. Edith Beatriz Camaño Schettini (IPH/ UFRGS)**

Dr., Institut National Polytechnique de Grenoble, França

**Prof. Ruy Carlos Ramos de Menezes (PPGEC/ UFRGS))**

Dr. Techn., Universität Innsbruck, Áustria

## AGRADECIMENTOS

Nestes anos de Doutorado, muitos professores e colegas colaboraram com importantes sugestões para o desenvolvimento deste trabalho. A todos eles fica aqui o meu agradecimento. Devo ressaltar, entretanto, a sábia colaboração do meu orientador, prof. Jorge Riera, que acompanhou todo o trabalho, sempre com entusiasmo e dedicação. Professor que para mim é um exemplo de pessoa realizada com o trabalho e que possui um vasto conhecimento técnico e de vida, o que nos torna privilegiados pela oportunidade de conviver com sua pessoa.

Agradeço ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e ao CNPq pelo apoio financeiro recebido. Também à Caixa Econômica Federal onde trabalho desde 2003, pela colaboração para as minhas saídas para participar de reuniões com meu orientador.

Sou profundamente grata aos meus pais, Gilson e Marcia, e a meu irmão, Daniel, pelo amor, apoio e incentivo, essenciais para a realização de mais uma importante etapa da minha vida.

Finalmente, agradeço ao meu querido marido Juliano, que sempre incentiva e apoia o meu crescimento profissional e de vida.

“O destino não é uma questão de oportunidade. É uma questão de escolha: não é algo pelo qual se deve esperar; é algo que deve ser perseguido”.

William Jennings Bryan

## ABSTRACT

The methodology used to evaluate the cables response until today is static, although the cables dynamic response, in many ways, be recognized as been an important parameter in Transmission Lines (TLs) performance evaluation. For a complete analysis, it is necessary to know the dynamic nature of the majority of the phenomenon that transmission lines are submitted, in terms of mechanical excitations. Typical example are those caused by wind action (load with low and high frequency) and the cables rupture. Besides, even the static analysis is been simplified, usually considering only the cases with analytical solutions.

Until nowadays, the usual procedures were based on static analysis due to the numerical computational costs. However, now this cause can not be justified considering the powerful computational tools available and the need to understand the behavior of TL submitted to phenomenon that cause dynamic forces. In addition, there is an increasing demand to obtain a large understanding of many questions that could explain observed performances and/or support the development of new alternatives that could be innovation to the area.

Among various methods used in structural engineering, the direct integration of movement equations by numerical methods, like central finites differences, is a powerful framework. This framework may solute problems involving important geometric and of material non-linearity, for example the case of evaluation of the suspended cables response, when submitted to forces with time variation.

This study aim the application of the direct integration method of movement equations in the analysis of bundle cables when submitted to mechanical forces varying in time, mainly when wind excitations born of phenomenon with complex nature (for example, Thunderstorms).



In the work, is presented a method to determine the dynamic response of bundles that consider an interaction between the incident wind and the conductor movement. The solution is obtained by numerical integration, in time domain, of the movement equations of a bundle nonlinear discrete three dimensional model. These equations define the forces on the spacers and cables by aerodynamic coefficients obtained experimentally.

Also are presented models of usual meteorological phenomenon in our country (Brazil): Extended Pressure Storms (EPS) and Thunderstorms (TS).

By example of application, it will be presented cases of single conductor span and with bundle of conductors to demonstrate the evaluation capacity of the limit states related to a relative distance between sub-conductors, to the bundle stability and representation of its properties and to dynamic behavior, besides to the forces transmitted to structures of support. The study used the known constitutive relations to represent the cables tension-deformation behavior. By this way, the procedure permits the evaluation of real cases with more accuracy and the extension to more complex studies, like non-symmetric configurations bundles.

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	OBJETIVOS .....	3
<b>2</b>	<b>ESTRUTURAS DE LINHA DE TRANSMISSÃO .....</b>	<b>6</b>
2.1	EVOLUÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO .....	6
2.2	CARACTERIZAÇÃO DO MOVIMENTO DE CABOS SUSPENSOS .....	11
2.3	PROPRIEDADES DA ESTRUTURA .....	18
2.3.1	Amortecimento Estrutural de Cabos (Auto-amortecimento) .....	18
2.3.2	Amortecimento Aerodinâmico de Cabos .....	21
2.3.3	Equações Constitutivas do Cabo .....	23
2.3.4	Espaçadores .....	24
2.3.5	Ferragens e Acessórios .....	27
<b>3</b>	<b>DEFINIÇÃO DO AMBIENTE.....</b>	<b>29</b>
3.1	TIPOS DE FENÔMENOS METEOROLÓGICOS .....	30
3.1.1	Ciclones Extratropicais ou Sistema Extensos de Pressão (EPS) .....	30
3.1.2	Tormentas Elétricas ou TS .....	30
3.1.3	Sistemas Mistos.....	31
3.1.4	Tornados.....	31
3.1.5	Ciclones Tropicais.....	32
3.2	MODELOS DE FENÔMENOS METEOROLÓGICOS.....	32
3.2.1	Modelo de Tormenta EPS .....	33
3.2.2	Modelo de Tormenta TS .....	37
3.2.3	Modelos do campo de velocidade do vento .....	42
<b>4</b>	<b>AÇÃO DO VENTO NA LINHA DE TRANSMISSÃO.....</b>	<b>46</b>

<b>4.1</b>	<b>CAMPO DE VELOCIDADES NA ESTEIRA DE UM CILINDRO .....</b>	<b>46</b>
<b>4.2</b>	<b>FORÇAS ATUANTES EM CABOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO .....</b>	<b>52</b>
4.2.1	Modelo de forças sobre um cabo singelo .....	52
4.2.2	Modelo de forças atuantes sobre o cabo a sotavento de um feixe duplo .....	54
4.2.3	Modelo de forças atuantes sobre os cabos de um feixe .....	56
<b>4.3</b>	<b>PARÂMETROS ESSENCIAIS PARA O ESTUDO .....</b>	<b>59</b>
4.3.1	Obtenção dos parâmetros .....	62
4.3.2	Comparação de resultados .....	64
4.3.3	Coeficientes Aerodinâmicos .....	67
<b>5</b>	<b>MODELOS DE COMPORTAMENTO MECÂNICO .....</b>	<b>73</b>
<b>5.1</b>	<b>MODELAGEM DE CABOS .....</b>	<b>73</b>
<b>5.2</b>	<b>MODELOS TEÓRICOS .....</b>	<b>75</b>
5.2.1	Linhas com condutores singelos .....	76
5.2.2	Feixes de condutores .....	76
5.2.3	Instabilidade do condutor a sotavento: problema de subvão .....	77
5.2.4	Instabilidade do feixe: problema de vão completo .....	78
<b>6</b>	<b>CRITÉRIOS DE DESEMPENHO .....</b>	<b>83</b>
<b>6.1</b>	<b>IMPEDÂNCIA NATURAL DE UMA LINHA .....</b>	<b>85</b>
<b>7</b>	<b>SIMULAÇÃO DE COMPORTAMENTO DOS CONDUTORES .....</b>	<b>87</b>
<b>7.1</b>	<b>SOLUÇÃO NUMÉRICA .....</b>	<b>87</b>
<b>7.2</b>	<b>APLICAÇÃO NA ANÁLISE DE CABOS .....</b>	<b>89</b>
7.2.1	Condições Iniciais .....	89
<b>7.3</b>	<b>CARACTERÍSTICAS DO PROGRAMA DESENVOLVIDO .....</b>	<b>91</b>
7.3.1	Geração de Dados de Entrada e Saída .....	92
7.3.2	Vínculos de Extremidade .....	93
7.3.4	Modelos de Espaçadores .....	97
<b>8</b>	<b>APLICAÇÕES .....</b>	<b>98</b>
<b>8.1</b>	<b>DETERMINAÇÃO DE FREQUÊNCIAS NATURAIS DE CONDUTORES SINGELOS .....</b>	<b>98</b>
8.1.1	Estudo de caso .....	98
8.1.2	Soluções Analíticas de Frequências .....	100
8.1.3	Soluções Numéricas de Frequências para o 1º Modo de Vibração .....	103

8.1.4	Soluções Numéricas de Frequências com Cargas Distribuídas.....	106
<b>8.2</b>	<b>ESTUDO COMPARATIVO COM DADOS EXPERIMENTAIS .....</b>	<b>110</b>
8.2.1	Travessia de São José do Norte.....	110
8.2.2	Medição do vento incidente .....	112
8.2.3	Características do vento incidente.....	114
8.2.4	Cargas de vento nos condutores .....	116
8.2.5	Determinação das propriedades básicas do vão .....	121
8.2.6	Simulação da resposta da travessia de São José do Norte.....	123
8.2.7	Comparação com resultados experimentais .....	125
<b>8.3</b>	<b>PROBABILIDADE DE FALHA DE CONDUTORES EM FEIXE .....</b>	<b>128</b>
8.3.1	Caso de feixe com dois condutores .....	128
8.3.2	Caso de feixe com quatro condutores.....	137
<b>9</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>140</b>
<b>9.1</b>	<b>SUGESTÕES DE TEMAS DE PESQUISA.....</b>	<b>141</b>
<b>10</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>143</b>

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1: Feixe de quatro condutores com configuração assimétrica.....	9
FIGURA 2.2: Modelo bidimensional.....	14
FIGURA 2.3: Diferentes tipos de movimento ocasionados por oscilações induzidas pela esteira [Cooper e Watts, 1975] .....	17
FIGURA 2.4: Variação típica do parâmetro de amortecimento $H$ com a tração no condutor .....	19
FIGURA 2.5: Determinação do amortecimento estrutural pelo método proposto por MacDonald.....	22
FIGURA 2.6: Espaçadores (adaptado de Yamamura et al., 2003).....	27
FIGURA 3.1: Comparação entre os espectros de Davenport, Harris e o filtrado .....	36
FIGURA 3.2: Flutuações de velocidade de uma tormenta EPS .....	37
FIGURA 3.3: Desenho esquemático da forma de uma TS - componentes de velocidade tangencial, radial e axial .....	39
FIGURA 3.4: Curvas de velocidade tangencial em função do tempo para tormentas com diferenças de pressão entre 200 e 800N/m <sup>2</sup> .....	39
FIGURA 3.5: Variação espacial da velocidade na direção do eixo y (Fig. 3.3) para uma dada TS .....	40
FIGURA 3.6: Velocidades do vento de tormenta TS com coeficiente de variação de 20% .....	41
FIGURA 3.7: Velocidades do vento de tormenta TS com coeficiente de variação de 25% .....	41
FIGURA 3.8: Velocidades do vento de tormenta TS com coeficiente de variação de 30% .....	42
FIGURA 3.9: Velocidade do vento na direção principal em quatro diferentes pontos ao longo de um vão de linha .....	44
FIGURA 4.1: Esteira de Vórtices .....	47
FIGURA 4.2: Influência do número de Reynolds ( $R_e$ ) no coeficiente de arrasto ( $C_a$ ) de um cilindro circular liso [Blessmann, 1990].....	49
FIGURA 4.3: Definição dos regimes de escoamento para cilindros circulares bidimensionais [Blessmann, 1990].....	51
FIGURA 4.4: Arranjo experimental para suporte de cilindro a sotavento e sistema de molas.....	54
FIGURA 4.5: Forças aerodinâmicas de um cilindro a sotavento .....	55
FIGURA 4.6: Forças aerodinâmicas atuantes em cabos de um feixe .....	57

FIGURA 4.7: Componentes de velocidade na esteira de um cilindro .....	59
FIGURA 4.8: Distribuição de velocidade na esteira de um cilindro.....	60
FIGURA 4.9: Distribuição de velocidade na esteira de um cabo condutor .....	61
FIGURA 4.10: Comparação entre resultados de coeficientes em escoamentos suaves e em escoamentos turbulentos .....	62
FIGURA 4.11: Feixes de Cabos: desenhos esquemáticos; (a) feixe duplo e (b) feixe quádruplo .....	65
FIGURA 4.12: Resultados modelo numérico de $C_a$ para 2 cabos do feixe quádruplo, $\alpha$ de $0^\circ$ .....	66
FIGURA 4.13: Resultados modelo numérico de $C_s$ para 2 cabos do feixe quádruplo, $\alpha$ de $0^\circ$ .....	66
FIGURA 4.14: Resultados modelo numérico de $C_a$ para 2 cabos do feixe quádruplo, $\alpha$ de $15^\circ$ .....	66
FIGURA 4.15: Resultados modelo numérico de $C_s$ para 2 cabos do feixe quádruplo, $\alpha$ de $15^\circ$ .....	66
FIGURA 4.16: Relações de distâncias entre dois cabos .....	69
FIGURA 4.17: Curvas de coeficiente de arrasto médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância vertical entre cabos.....	69
FIGURA 4.18: Curvas de coeficiente de arrasto médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância horizontal entre cabos.....	70
FIGURA 4.19: Curvas de coeficiente de sustentação médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância vertical entre cabos .....	72
FIGURA 4.20: Curvas de coeficiente de sustentação médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância horizontal entre cabos.....	72
FIGURA 7.1: Cabo suspenso entre suportes (1 e 2) com alturas diferentes .....	91
FIGURA 7.2: Diferentes condições para os apoios de extremidade de um vão de linha.....	94
FIGURA 7.3: Desenho esquemático do perfil de velocidades do vento de uma tormenta TS atuando em uma linha .....	95
FIGURA 7.4: Esquemas de diferentes configurações de espaçadores.....	97
FIGURA 8.1: Leis constitutivas do cabo Rook.....	99
FIGURA 8.2: Posições do cabo na condição inicial e após aplicação da força peso.....	100
FIGURA 8.3: Primeiro modo simétrico e anti-simétrico de cabos .....	101
FIGURA 8.4: Freqüências naturais do cabo Rook nos primeiros modos, simétrico e anti-simétrico, verticais .....	103
FIGURA 8.5: Freqüências naturais do cabo Rook no primeiro modo pendular .....	103
FIGURA 8.6: Deslocamento vertical de cabo submetido à tração de 28287N .....	104
FIGURA 8.7: Caso (a) - Freqüências naturais do cabo Rook no primeiro modo simétrico vertical comparadas com aquelas obtidas por formulação analítica .....	105
FIGURA 8.8: Caso (b) - Freqüências naturais do cabo Rook no primeiro modo pendular comparadas com aquelas obtidas por formulação analítica .....	105

FIGURA 8.9: Deslocamentos vertical e horizontal de cabo/ $T=43972N$ : caso (b).....	106
FIGURA 8.10: Caso (a)-Carga peso distribuída ao longo do cabo / $T=20060 N$ .....	107
FIGURA 8.11: Caso (b)-Carga peso e carga de vento distribuídas ao longo do cabo/ $T=43972N$ .....	108
FIGURA 8.12: Caso (b)-Carga peso e carga de vento distribuídas ao longo do cabo/ $T=43972N$ .....	109
FIGURA 8.13: Localização geográfica e topografia da travessia.....	111
FIGURA 8.14: Travessia de São José do Norte (dimensões em m) .....	111
FIGURA 8.15: Torre de concreto e torre de aço no seu topo, layout do sistema de aquisição de dados. (dimensões em metros).....	112
FIGURA 8.16: Vista do topo da torre de concreto das áreas do entorno .....	112
FIGURA 8.17: Torre metálica de suporte .....	113
FIGURA 8.18: Intensidade de turbulência na altura de referência $z_0 = 10m$ em termos da velocidade média do vento (setor $80^\circ$ a $130^\circ$ ).....	115
FIGURA 8.19: Desvios padrão das reações nos suportes na direção x em termos da velocidade média do vento normal à linha de transmissão .....	117
FIGURA 8.20: Desvios padrão das reações nos suportes na direção y em termos da velocidade média do vento normal à linha de transmissão .....	117
FIGURA 8.21: (a) Histograma dos valores medidos para a intensidade de turbulência e (b) Gráfico da função de Weibull – eq. (8.2.2) com $\gamma = 3.76$ e $\theta = 0.0684$ – ajustada aos dados .....	118
FIGURA 8.22: (a) Histograma dos valores medidos para as reações nos suportes na direção x e (b) Gráfico da função Weibull – eq. (8.2.2) com $\gamma = 2,43$ e $\theta = 661N$ – ajustados aos dados.....	119
FIGURA 8.23: (a) Histograma dos valores medidos para as reações nos suportes na direção y e (b) Gráfico da função Weibull – eq. (8.2.2) com $\gamma=1,57$ e $\theta = 793N$ – ajustados aos dados.....	120
FIGURA 8.24: Tração média devido ao peso próprio do cabo .....	123
FIGURA 8.25: Catenária do cabo para as condições com e sem a atuação de um vento EPS .....	124
FIGURA 8.26: Histograma dos valores simulados para as reações nos suportes na direção x.....	124
FIGURA 8.27: Histograma dos valores simulados para as reações nos suportes na direção y.....	125
FIGURA 8.28: Gráfico da função de Weibull – eq. (8.2.2) – ajustados aos valores das reações no suporte na direção x – Comparação entre valores medidos e simulados .....	126
FIGURA 8.29: Gráfico da função de Weibull – eq. (8.2.2) – ajustados aos valores das reações no suporte na direção y – Comparação entre valores medidos e simulados .....	126
FIGURA 8.30: TS simulada com a identificação do intervalo mostrado na Figura 8.31 .....	129
FIGURA 8.31: Variação da distância entre cabos $d(t)$ com o tempo em diferentes posições – Velocidade média $U_0= 20m/s$ e Intensidade de Turbulência $I = 0,2$ .....	131
FIGURA 8.32: Vista em planta dos condutores quando é registrada a distância mínima entre eles durante a simulação ( $U_0=20m/s$ , $I_t = 20\%$ ) .....	132

FIGURA 8.33: Seção transversal dos cabos na posição onde ocorre a distância mínima entre eles ( $l = 80\text{m}$ ) .....	132
FIGURA 8.34: Seção transversal dos cabos na posição do primeiro espaçador ( $l = 120\text{m}$ ).....	133
FIGURA 8.35: Função densidade de probabilidade da distância entre cabos na posição 0,2 l ( $I_t = 20\%$ ) .....	133
FIGURA 8.36: Comportamento da média da distância entre cabos com a variação da velocidade média do vento a 20% do vão .....	134
FIGURA 8.37: Função densidade espectral de potência da distância entre cabos $d(t)$ para diferentes velocidades médias do vento.....	135
FIGURA 8.38: Função densidade de probabilidade da distância entre cabos na posição 0,2 l ( $V_m = 20\text{m/s}$ ).....	136
FIGURA 8.39: Densidade Espectral do afastamento na posição a 20% do vão ( $U_m = 20\text{m/s}$ ) – intensidade de turbulência variável .....	136
FIGURA 8.40: Configuração do feixe (exemplo ilustrativo).....	138
FIGURA 8.41: Função densidade de probabilidade da distância entre os cabos 1 e 2 para diferentes posições ao longo do vão .....	138
FIGURA 8.42: Função densidade de probabilidade da distância entre os cabos 3 e 4 para diferentes posições ao longo do vão .....	139



## LISTA DE TABELAS

TABELA 3.1: Parâmetros filtro .....	35
TABELA 4.1: Coeficientes aerodinâmicos segundo a orientação de incidência do vento; (a) dois cabos e (b) quatro cabos .....	65
TABELA 4.2: Características de modelos e ensaios para obtenção de coeficientes aerodinâmicos .....	68
TABELA 8.1: Propriedades do cabo Rook .....	98
TABELA 8.2: Coeficientes das equações constitutivas não lineares do cabo Rook.....	99
TABELA 8.3: Frequências naturais verticais - soluções analíticas .....	107
TABELA 8.4: Frequências naturais pendulares - soluções analíticas.....	107
TABELA 8.5: Frequências naturais do condutor no módulo tipo pêndulo.....	122
TABELA 8.6: Frequências naturais do condutor no modo simétrico .....	122

## RESUMO

Até os dias de hoje, a abordagem estática tem sido a usualmente empregada para a avaliação da resposta de cabos de Linhas de Transmissão (LTs), apesar da resposta dinâmica ser, em muitos casos, reconhecidamente importante na avaliação do desempenho dos cabos. Para uma análise completa, não se pode desconhecer a natureza dinâmica da maioria dos fenômenos a que as LTs estão submetidas, sendo exemplos típicos as excitações mecânicas causadas pela ação do vento (carregamentos de baixa e alta frequência) e a ruptura de cabos. Cabe salientar que mesmo a análise estática empregada tem sido simplificada, considerando normalmente apenas casos contemplados com soluções analíticas.

A justificativa para emprego da análise estática baseia-se no menor esforço numérico exigido. Entretanto, essa justificativa já não se sustenta dado os grandes avanços na área computacional, possibilitando o estudo do desempenho de LTs na ocorrência de fenômenos que provocam carregamentos dinâmicos. Adicionalmente, há uma crescente demanda para que se obtenha um melhor entendimento de muitas questões relativas ao comportamento dinâmico das LTs, que possam explicar desempenhos observados e/ou sustentar o desenvolvimento de novas alternativas mais arrojadas de projeto e construção.

Entre os diversos métodos utilizados na engenharia estrutural, a integração direta das equações do movimento, através de métodos numéricos como as diferenças finitas centrais, se constitui numa poderosa ferramenta de cálculo. Esta ferramenta possibilita o tratamento de problemas envolvendo não linearidades geométricas e do material, como são os casos onde se avalia a resposta de cabos suspensos submetidos a carregamentos variáveis no tempo.

Esta pesquisa objetiva a aplicação do método da integração direta das equações do movimento na análise de feixes de cabos de LT, quando submetidos à ação de carregamentos

mecânicos variáveis no tempo, principalmente à excitação de ventos oriundos de fenômenos com natureza complexa (tormentas elétricas, por exemplo).

É apresentado um método para determinar a resposta dinâmica de feixes que considera a interação entre o vento incidente e o movimento do condutor. A solução é obtida por integração numérica, no domínio do tempo, das equações de movimento de um modelo tridimensional não-linear discreto de feixe, as quais definem as forças nos espaçadores e cabos através de coeficientes aerodinâmicos obtidos experimentalmente.

Também são apresentados modelos dos fenômenos meteorológicos mais comuns em nosso país (Brasil): tormenta extratropical (EPS) e tormenta elétrica (TS).

Como ilustração, são apresentados exemplos de modelagem de vãos de LTs com condutor singelo e com feixes de condutores. Os exemplos demonstram a capacidade de avaliação de Estados Limites relacionados à distância relativa entre subcondutores, à estabilidade do feixe, à representação das suas propriedades e ao comportamento dinâmico, bem como aos carregamentos transmitidos às estruturas. A análise emprega conhecidas relações constitutivas para representar o comportamento tensão-deformação dos cabos. O enfoque utilizado possibilita a avaliação mais precisa de casos reais que ainda não podiam ser convenientemente tratados, além de permitir a extensão para estudos bem mais complexos, tais como feixes com disposições assimétricas.



## 1 INTRODUÇÃO

Geralmente a análise de estruturas considera apenas cargas estáticas, admitindo que cargas aplicadas lentamente não induzem oscilações significativas. Contudo, existem estruturas que são submetidas a forças cujas amplitudes variam rapidamente com o tempo, tais como o vento; as ações decorrentes de abalos sísmicos, que podem levar edificações ao colapso; as ondas sonoras; as vibrações produzidas por máquinas rotativas; etc. Sob esse tipo de carregamento, as estruturas vibrarão; portanto a análise dinâmica das estruturas é tão importante na garantia da estabilidade estrutural quanto a sua análise estática.

A determinação de valores de pico da resposta de sistemas estruturais, aparentemente simples, em particular, as avaliações da confiabilidade de tais sistemas, freqüentemente apresentam dificuldades inesperadas para o projetista. Estas dificuldades se manifestam quando há (a) grande variabilidade dos parâmetros de projeto recomendados por códigos ou práticas diferentes; (b) alta freqüência de falhas dos sistemas citados anteriormente. Linhas de transmissão são sistemas que têm provado ser sensíveis tanto à incerteza de modelo da estrutura como também à incerteza do carregamento. Nelas os problemas de vibrações dos condutores são freqüentemente ignorados, levando-se em consideração apenas as trações estáticas. Embora os esforços estáticos nos condutores prevaleçam, os esforços dinâmicos não podem ser desprezados.

Embora estes fatos estejam sendo amplamente reconhecidos, há uma surpreendentemente escassa evidência experimental referente às ações e respostas de condutores submetidos ao vento atmosférico. A escassez de dados experimentais é atribuída pelos diversos autores ao alto custo da instrumentação e monitoramento de protótipos de estruturas de transmissão elétrica, como também às dificuldades técnicas para registrar, armazenar e transmitir os dados a uma estação base. Entre essas, podem ser mencionadas

restrições para o uso de equipamento eletrônico na proximidade de condutores de altas voltagens e o risco de curtos circuitos. Além disso, armazenamento de mais de algumas horas de registro de vibrações de cabo era, até poucos anos atrás, inviável. Muitas destas dificuldades técnicas estão sendo eliminadas rapidamente, assim o custo de monitorar estruturas já existentes é continuamente decrescente, fator que pode conduzir à disponibilidade de novos dados experimentais no futuro. Porém, até agora muito poucos estudos sobre protótipos foram encontrados na literatura, com a exceção dos estudos experimentais preliminares efetuados na Itália nos anos setenta por Manuzio [1974]. Deve ser notado que, em latitudes médias, ventos extremos responsáveis por danos a condutores e a torres de linhas de transmissão são causados principalmente por tempestades extra-tropicais ou sistemas de pressão estendidos, agora denominados ventos EPS, e por temporais ou ventos TS. O último refere-se a tempestades violentas, passageiras, associado a correntes descendentes verticais (*downdrafts*) que acontecem em certas nuvens cumulusnimbos, inicialmente estudadas em Engenharia Aeronáutica.

Desde a construção das primeiras linhas de transmissão de energia elétrica, observa-se a ruptura de fios e cabos depois de algum tempo de serviço, sem razão aparente. A linha corretamente projetada, ou seja, sem sobrecargas mecânicas ou elétricas em seus diversos elementos além daquelas previstas em projeto, portanto sem trações anormais ou aquecimento exagerado dos condutores, deveria ter durabilidade praticamente ilimitada. Isso, no entanto, não acontece. Na procura das causas prováveis, observou-se que em condições normais de serviço acontecem vibrações nos diversos elementos, principalmente nos condutores. Elas podem ser vistas do solo, ouvidas e medidas, fazendo vibrar ferragens e estruturas. São produzidas pela incidência do vento contínuo através da linha. Chegou-se eventualmente à conclusão de que elas são em grande parte responsáveis pela ruptura de cabos e pelos problemas de fadiga.

Com o uso de cabos de alumínio, especialmente com alma de aço e com o emprego de maiores seções para a transmissão de maiores potências, de estruturas mais pesadas, mais complexas, mais altas e mais espaçadas, e de trações mecânicas maiores, as vibrações tornaram-se um inimigo ainda mais perigoso, pois a ruptura dos cabos, fio a fio, passou a ser muito mais precoce, a ponto de se tornar a condição limite nos projetos. Além das vibrações, há o problema de oscilação dos condutores, que pode alcançar amplitudes de vários metros, dando origem a curto-circuito entre fases e introduzindo assim perigosos esforços nos

condutores e suportes, capazes de danificar a linha. Esse problema de oscilações de grande amplitude também pode provocar violações de distâncias elétricas mínimas necessárias à operação da linha de transmissão causando riscos à segurança e desligamentos. Cabe ressaltar que os desligamentos são atualmente (2005) duramente penalizados pelas agências reguladoras do setor elétrico.

Nos últimos cinquenta anos, estes problemas vêm sendo estudados em todo o mundo, e as soluções mais variadas vêm sendo experimentadas. Isso tem permitido a ampliação das dimensões dos vãos de linhas e o prolongamento da vida útil dos condutores. Não se chegou até agora, porém, a resultados satisfatórios. As soluções hoje existentes são de vários tipos, mas quanto a elas, não há acordo entre os especialistas no assunto. Isso se deve à complexidade do tema, à dificuldade de execução de experiências coerentes e completas e, principalmente, à diversidade de situações.

Sendo os condutores os elementos ativos no transporte da energia e considerando que os mesmos são mantidos sob trações elevadas, todos os demais elementos da linha de transmissão devem ser dimensionados em função dessas trações, como também em função das solicitações mecânicas que os cabos transmitem às estruturas. Por essa razão, é de extrema importância o estudo do comportamento dinâmico dos condutores.

## 1.1 OBJETIVOS

Este trabalho tem por objetivo central abordar o problema de avaliação da resposta dinâmica de feixes de condutores em linhas aéreas de transmissão de energia quando expostos ao vento. Para isso, será desenvolvida uma metodologia numérica para a análise de previsão do comportamento dinâmico dos condutores, que também sirva como ferramenta de vasta aplicação no projeto de novas linhas.

Para a análise numérica da linha serão caracterizados a estrutura cabo, as estruturas de suporte e os demais elementos da linha, bem como identificados os parâmetros essenciais para a determinação das forças atuantes nos condutores e como esses parâmetros podem ser obtidos. Por exemplo, serão realizados estudos sobre as formas de obtenção dos coeficientes aerodinâmicos de cabos em feixes. Além disso, serão desenvolvidos modelos do campo de

velocidades do vento para as tormentas do tipo EPS, TS e a condição de atuação conjunta das duas tormentas. Esses modelos serão tridimensionais, com variações temporais e espaciais da parcela média da velocidade e das suas flutuações em torno da média. Também serão realizadas simulações para alguns estudos de caso, procurando comparar as respostas obtidas com resultados existentes na literatura, buscando validar a metodologia empregada. Por último, será determinado um procedimento para avaliar a confiabilidade de condutores em feixes quando submetidos à ação do vento.

Para alcançar os objetivos propostos, o trabalho seguiu as etapas descritas a seguir, que são divididas em oito capítulos.

No Capítulo 2 é apresentado um breve histórico sobre o desenvolvimento das linhas de transmissão ao longo do tempo, materiais e formas mais utilizadas, além da apresentação das novas tendências a serem incorporadas nas configurações de feixes e seus acessórios. Ainda no Capítulo 2 são caracterizados os diferentes tipos de movimento de um condutor e feixe de condutores: vibrações por desprendimento de vórtices, galope e movimentos induzidos pela esteira. No caso de feixes, é dada ênfase ao estudo de oscilações induzidas pela esteira, as quais abrangem os movimentos de subvão e de vão completo (corpo rígido), que são característicos de linhas constituídas por mais de um condutor. Também são apresentadas as propriedades da estrutura: amortecimento estrutural e aerodinâmico dos cabos, equação constitutiva do cabo, tipos de espaçadores empregados em feixes, ferragens e acessórios.

No Capítulo 3 é descrito o ambiente através da caracterização dos tipos de fenômenos meteorológicos mais comuns e apresentados os modelos para as tormentas EPS e TS, bem características da região sul de nosso país (Brasil).

O Capítulo 4 apresenta conceitos básicos da ação do vento na linha de transmissão. Para isso, é descrito o campo de velocidades na esteira de um cilindro, apresentados modelos que definem as forças atuantes sobre um único cabo e/ou feixes de cabos, além de discutida a identificação dos parâmetros essenciais para o estudo e como esses podem ser obtidos.

No Capítulo 5 são identificados os parâmetros que devem ser considerados na modelagem de cabos. Além disso, são apresentados os modelos teóricos de comportamento de condutores singelos e de feixes propostos por outros autores na literatura. Posteriormente, se



estabelecem alguns critérios de desempenho para a análise do comportamento das linhas de transmissão (Capítulo 6).

No Capítulo 7 é explicado como será realizada a simulação do comportamento de linhas de transmissão, apresentando: as equações que definem a posição do cabo, o método utilizado de análise numérica, a aplicação deste método na análise de cabos e as características do programa de análise desenvolvido neste trabalho.

Posteriormente chega-se ao Capítulo 8, onde são mostradas algumas aplicações do modelo numérico, apresentados os resultados obtidos através do mesmo e, sempre que possível, comparada a resposta simulada com resultados existentes de outros trabalhos da literatura. Como exemplo de aplicação incluem-se a determinação de frequências naturais de condutores singelos, estudo comparativo dos resultados obtidos na análise numérica e resultados experimentais obtidos por outro autor, estimativas das probabilidades de falhas de condutores em feixes submetidos a diversos tipos de solicitação e obtenção das reações dos cabos nas estruturas de suporte.

Finalmente, tem-se o Capítulo 9 onde são apresentadas as conclusões do trabalho, bem como sugestões de temas para pesquisas posteriores.

## 2 ESTRUTURAS DE LINHA DE TRANSMISSÃO

### 2.1 EVOLUÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO

As linhas aéreas de transmissão têm como função transportar energia elétrica a longas distâncias. A teoria da transmissão sustenta que os agentes do transporte são os campos elétrico e magnético, para os quais os condutores constituem “guias”. Os condutores empregados em linhas de transmissão são constituídos por cabos e são obtidos pelo encordoamento de fios metálicos, ou seja, sobre um fio de seção transversal circular ou não, são enrolados, em forma helicoidal, outros fios envolvendo-o, formando uma, duas ou mais camadas. O sentido de enrolamento de cada uma das camadas é sempre oposto ao da camada anterior. Sua escolha e dimensionamento adequados são decisivos na limitação das perdas de energia (por efeitos Joule, Corona, etc.), como também para controlar os níveis de radiointerferência e ruídos audíveis. Problemas de natureza mecânica também podem ocorrer, em casos de curtos-circuitos. Ainda existe a possibilidade de instabilidade dinâmica, que está vinculada à disposição dos condutores.

As perdas por efeito Joule são controladas pela escolha de condutores com áreas da seção transversal adequadas às correntes que deverão conduzir, concomitantemente com a escolha de materiais com resistividade compatíveis. As correntes são proporcionais às potências a serem transmitidas e inversamente proporcionais aos níveis de tensão adotados. Já as manifestações do efeito Corona, que dependem do gradiente de potencial nas imediações dos condutores, aumentam com o nível de tensão e diminuem com o aumento do diâmetro dos condutores. Este efeito é caracterizado por uma nuvem de íons que envolve o condutor,

constituindo perda de energia da linha por ionização do ar. Dessa forma, a escolha das dimensões dos condutores deve obedecer a critérios de minimização das manifestações do efeito Corona.

O aumento progressivo das tensões das linhas de transmissão de energia elétrica foi uma decorrência natural da necessidade de se transportar economicamente, e também sob condições técnicas satisfatórias, potências cada vez maiores a distâncias igualmente crescentes.

Para uma mesma potência a transmitir em tensões maiores, resultam correntes menores, conseqüentemente perdas menores por efeito Joule e, igualmente melhor regulação das tensões. Esse aumento nos valores da tensão a partir de certo nível exigia, por outro lado, um aumento do diâmetro dos condutores, a fim de minimizar as conseqüências do efeito Corona. O aumento do diâmetro dos condutores provoca um aumento em seus custos, como também daquele das estruturas que devem suportá-los. Um aumento do diâmetro dos cabos sem um acréscimo da área da seção transversal útil dos cabos era, pois, desejável.

Em resposta, os fabricantes desenvolveram os cabos ocos de diversas construções e também cabos de alumínio de diâmetros muito maiores que os convencionais. Entretanto, o custo elevado destes cabos levou à busca de outras soluções.

Em 1909 foram apresentados dois trabalhos por P. H. Thomas, sugerindo o emprego de mais de um condutor por fase, montados paralelamente entre si a pequenas distâncias. Com isso seria possível uma substancial redução da impedância das linhas, em especial de sua reatância, permitindo uma substancial melhoria em sua regulação. Os condutores utilizados seriam de fabricação normal, existente no mercado, e mantidos separados por espaçadores adequados. O grau de redução de sua reatância indutiva dependia do número de subcondutores e do espaçamento entre eles. O feixe assim formado, em termos elétricos e magnéticos, comportava-se como se fosse utilizado um cabo de diâmetro muito alto, suspenso no centro e em lugar do feixe. Assim, Thomas concluiu que os campos magnéticos individuais dos subcondutores se compunham para formar um único. O mesmo acontece com os campos elétricos, resultando num grande aumento na capacitância da linha.

Além disso, a utilização de feixes de condutores garante um menor gradiente de potencial nas superfícies dos subcondutores, reduzindo com isso a intensidade do efeito Corona.

A generalização do uso de feixes ocorreu a partir do início da década de 1950/60. Os feixes são utilizados, normalmente, em linhas com tensão nominal igual ou maior que 345kV (345, 500 e 750kV, corrente alternada e 600kV, corrente contínua), embora existam alguns casos em 138 e 239kV. Os feixes são normalmente de 2, 3 ou 4 condutores. A disposição dos condutores no feixe pode ser configurada na forma simétrica, denominados feixes convencionais, ou assimétrica.

Para que os cabos mantenham entre si um espaçamento constante ao longo do vão são posicionados espaçadores, que podem ser rígidos ou com amortecedores. Estes últimos têm como função diminuir possíveis movimentos relativos que os condutores possam sofrer sob a ação do vento. As cadeias de isoladores, como o próprio nome diz, servem para afastar a parte energizada (condutores) da parte aterrada (torres). O espaçamento entre condutores nos feixes convencionais se encontra no intervalo de 200 a 500mm, o comprimento dos vãos entre torres situa-se na faixa de 300m a 700m e o comprimento dos subvãos na faixa de 40 a 80m.

Recentemente, o crescente congestionamento nos sistemas de transmissão de energia elétrica, associado a uma realidade econômica que indica restrição na construção de novas linhas de transmissão, deu origem ao desenvolvimento de tecnologias como a LPNE (Linha de Potência Natural Elevada) ou HSIL (*High Surge Impedance Loading Line*). O conceito original de LPNE propõe modificações consideráveis nos arranjos geométricos das fases e feixes dos condutores e resulta num aumento da capacidade de transmissão de até duas vezes a capacidade de transmissão das linhas tradicionais nos mesmos níveis de tensão. A tecnologia LPNE pode ser utilizada tanto para novos projetos quanto para recapitação de linhas em operação. O seu emprego, para uma mesma potência a ser transmitida, garante um projeto mais econômico que os projetos tradicionais de linhas de transmissão.

Esta tecnologia baseia-se no fato demonstrado [Régis et al, 1993] que o aumento da potência natural para um dado nível de tensão depende do número e área dos subcondutores e da intensidade do campo na superfície dos condutores. Nesta técnica, o espaçamento entre condutores passa a ser de 800 a 1500mm, obtendo-se o chamado feixe expandido, onde os condutores podem estar dispostos em configurações simétricas ou não. Além disto, os vãos e

subvãos são muito maiores, de algumas centenas de metros. A Figura 2.1 apresenta o protótipo de um feixe expandido com disposição assimétrica de condutores.

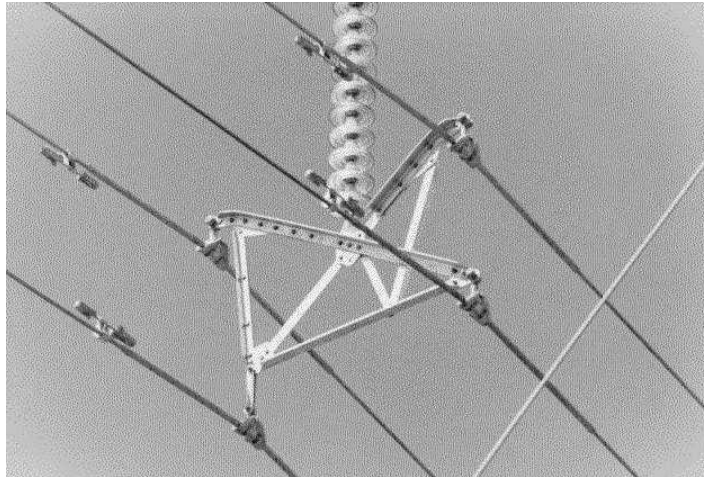


FIGURA 2.1: Feixe de quatro condutores com configuração assimétrica

O transporte de energia em linhas de transmissão pode ser modelado, usando a relação da teoria eletromagnética, como uma onda que se propaga no ar, guiada pelo condutor da linha de transmissão, cuja potência é dada pelo produto da intensidade do campo elétrico pelo magnético. Usando estes resultados é possível proceder a uma conveniente otimização no arranjo dos condutores, maximizando o campo na superfície dos condutores e assim aumentando a potência transmitida para uma mesma área de condutores. A área do condutor é usualmente definida pelas perdas, densidade de corrente econômica e intensidade de corrente. A potência natural  $P_0$  é inversamente proporcional à impedância natural sendo dada por:

$$P_0 = \frac{V^2}{Z_0} \quad (2.1.1)$$

sendo:

$V$ : tensão nominal da linha em kV;

$Z_0$ : impedância natural da linha em  $\Omega$ , que é dada por:

$$Z_0 = \sqrt{\frac{z_i}{y_i}} \cong \sqrt{\frac{I_f}{c}} \quad (2.1.2)$$

onde:

$z_i \cong \omega \cdot I_f$ , sendo  $z_i$  a impedância de seqüência positiva da linha, desprezando a resistência, dada em  $\Omega/\text{km}$

$I_f$  : indutância de seqüência positiva, dada em H/ km;

$y_i \cong \omega \cdot c$ , sendo  $y_i$  a admitância transversal de seqüência positiva da linha, desprezando a condutância, dada em S/ km;

$c$ : capacitância de seqüência positiva.

A indutância de seqüência positiva ( $I_f$ ) é dada por:

$$I_f = I_p - I_m \quad (2.1.3)$$

sendo:

$I_p$  : indutância própria equivalente de uma fase;

$I_m$  : indutância mútua equivalente entre duas fases.

O aumento da distância entre condutores do feixe reduz a indutância própria ( $I_p$ ) e a redução do espaçamento entre fases aumenta a indutância mútua ( $I_m$ ), ou seja, qualquer um desses dois efeitos acarreta a redução da indutância de seqüência positiva ( $I_f$ ). Por outro lado, estes mesmos efeitos acarretam o aumento da capacitância da seqüência positiva. Assim sendo, a utilização de feixes expandidos acarreta a redução da impedância natural ( $Z_0$ ) e o conseqüente aumento da potência natural da linha ( $P_0$ ).

No Brasil, a técnica original foi modificada [Régis et al, 1993]. Utiliza-se a mesma estrutura e apenas se modifica a geometria dos feixes. O acréscimo da Potência Natural Elevada é menor que a técnica original, mas mesmo assim se conseguem ganhos atrativos.

Em nosso país as LPNE estão sendo implantadas desde o final da década de 90. As primeiras experiências vieram com a Companhia Hidrelétrica do São Francisco (Chesf), que na década de 90 implantou as pressas a técnica para suprir de modo emergencial a cidade de Fortaleza que, na época, apresentava crescentes déficits de energia. A otimização das linhas de transmissão já existentes foi a solução mais rápida e econômica para aumentar o abastecimento da cidade, o que foi possível através do projeto LPNE desenvolvido pelo Centro de Pesquisas de Energia Elétrica (Cepel).

No aspecto estrutural, o comportamento dinâmico de condutores de feixes convencionais, com arranjos simétricos, ainda não está suficientemente estudado, sendo a bibliografia escassa. Há numerosos fenômenos ainda não dominados, como choque ou atrito de cabos, amortecimento próprio de feixe, interferência entre os cabos devido à proximidade dos mesmos, que são identificados nas concepções de linhas em feixes. No caso de arranjos assimétricos, típicos de linhas que utilizam a tecnologia LPNE, esta deficiência é ainda maior. Sendo assim, o entendimento completo do comportamento de feixes convencionais é um passo importante para o estudo das linhas de potência natural elevada.

## 2.2 CARACTERIZAÇÃO DO MOVIMENTO DE CABOS SUSPENSOS

A ação do vento sobre as linhas de transmissão provoca oscilações dos condutores, que são caracterizadas por movimentos repetitivos ou cíclicos. A energia absorvida por um condutor pode ser dissipada por atrito interno ao nível molecular, atrito entre os fios que formam os condutores, por transferência para os grampos de fixação, amortecedores, espaçadores e elementos de suspensão, transferência aos cabos adjacentes em feixes e pode ocorrer o retorno da energia para o vento. A taxa de energia dissipada indica se o movimento do condutor será suprimido, sustentado ou acelerado.

De acordo com a classificação do Transmission Line Reference Book [1979], existem três categorias de movimento cíclico de condutores elétricos. São elas:

- Vibração eólica ou vibração por desprendimento de vórtices;
- Galope;

- Oscilações induzidas pela esteira.

As categorias são distinguidas por diferentes mecanismos de transferência de energia, por diferentes padrões de movimentos, frequência, amplitude, efeitos sobre os condutores e outros componentes da linha de transmissão. A primeira categoria, vibração eólica, vem sendo estudada há muitos anos sendo as abordagens razoavelmente satisfatórias. A utilização de amortecedores nos vãos reduziu bastante a amplitude destas oscilações nas linhas de transmissão. A segunda categoria, galope, é um problema típico de regiões onde se tem a incidência de nevascas associadas a ventos fortes. Nesse caso, este problema não é relevante no Brasil.

Por outro lado, a utilização de feixes convencionais e recentemente da técnica de feixes expandidos tem suscitado a necessidade de aprofundar o conhecimento sobre movimentos induzidos pela esteira. Dessa forma, os estudos desenvolvidos neste trabalho priorizam esse tipo de movimento.

### 2.2.1 Vibração Eólica ou Vibração Induzida por Desprendimento de Vórtices

À medida que a velocidade de escoamento é aumentada ou diminuída, a frequência de desprendimento de vórtices varia de acordo com a lei de Strouhal, até que para valores próximos de uma das frequências naturais ocorre o fenômeno da sincronização (*lock-in*). Neste caso o desprendimento de vórtices e a oscilação da estrutura ocorrem na frequência da estrutura.

Este movimento se produz por desprendimento alternado de vórtices na parte superior e inferior do condutor. A formação destes vórtices causa o surgimento de forças de sucção após o ponto de separação do escoamento da superfície do cabo. São os chamados “Vórtices de Kármán” que originam estas forças periódicas, oblíquas em relação à direção do vento médio. Considerando suas componentes, as forças alternadas na direção do vento (designadas forças de arrasto) ocorrem na frequência do desprendimento individual dos vórtices, enquanto que as forças alternadas na direção transversal ao vento (designadas forças laterais ou de sustentação) apresentam uma frequência igual a duas vezes a frequência de desprendimento de vórtices.



O dano mais comum causado por vibrações eólicas em linhas aéreas de transmissão, é o rompimento de fios individuais do condutor por fadiga. A fadiga ocorre normalmente nos pontos em que o movimento dos condutores é restringido, e está diretamente relacionada com a rigidez com a qual esta restrição é feita, principalmente no sentido vertical. Por isso, a ruptura de fios é mais comum no interior e nas proximidades de grampos de suspensão, pois em outros dispositivos tais como grampos de ancoragem, espaçadores, emendas, etc., sempre há alguma mobilidade vertical. A fadiga é causada pelos esforços dinâmicos resultantes do dobramento alternado do condutor nos pontos de restrição de movimento. Os efeitos dos esforços dinâmicos são agravados pela abrasão (*fretting*) entre a superfície dos fios, que causa a mútua remoção de material. Esse material finamente dividido reage com o oxigênio do ar formando um pó preto (óxido de alumínio) mais duro que o próprio metal, que acelera a taxa com que os fios são desgastados. Já os esforços dinâmicos que surgem no cabo, junto ao grampo de suspensão, são proporcionais à amplitude de vibração, sendo que a constante de proporcionalidade depende das características do cabo e da tração.

Para prevenção dos movimentos vibratórios deve-se aumentar o amortecimento estrutural e/ou a massa. Isto pode ser conseguido pela utilização de materiais de alto amortecimento interno, ou seja, materiais viscoelásticos, como borracha e madeira ou pela utilização de amortecedores externos entre os elementos estruturais. Um exemplo de amortecedor externo é o Stockbridge, que há muito tempo vem sendo utilizado para reduzir vibrações induzidas por vórtices em linhas de transmissão [Hagedorn, 1982].

### 2.2.2 Galope

Estruturas leves e flexíveis, com pequeno amortecimento, podem apresentar oscilações causadas pelo fenômeno de instabilidade aerodinâmica denominado galope. São oscilações de frequência muito baixa (0,1 a 1 Hz) e grande amplitude que principalmente acontecem em sentido vertical. São produzidas quando ventos estacionários e razoavelmente fortes (5 a 15m/s) atuam sobre a superfície de um condutor que apresenta assimetria em razão, por exemplo, de depósitos de gelo. Nestas condições, uma rotação do condutor em resposta ao vento pode causar variação da sustentação aerodinâmica e iniciar a oscilação do condutor na direção vertical. Sendo assim, o vento incide sobre o condutor de seção assimétrica devido ao

gelo com uma inclinação variável e origina forças de arrasto, sustentação e momento conforme mostra a Figura 2.2.

No galope, a amplitude de oscilação na direção transversal à do vento aumenta com a velocidade deste. Durante esta oscilação o ângulo de incidência do vento em relação ao corpo oscilante está continuamente mudando. Se em resposta a esta incidência variável, for desenvolvida uma força na direção e sentido do movimento do corpo, energia será retirada do vento e a oscilação será mantida. A energia transmitida ao condutor pelo vento é muito maior que no caso de vibração eólica. As amplitudes das oscilações por galope podem chegar a exceder a flecha do condutor. A amplitude desse movimento, de pico a pico, pode chegar a valores em torno de 10 metros.

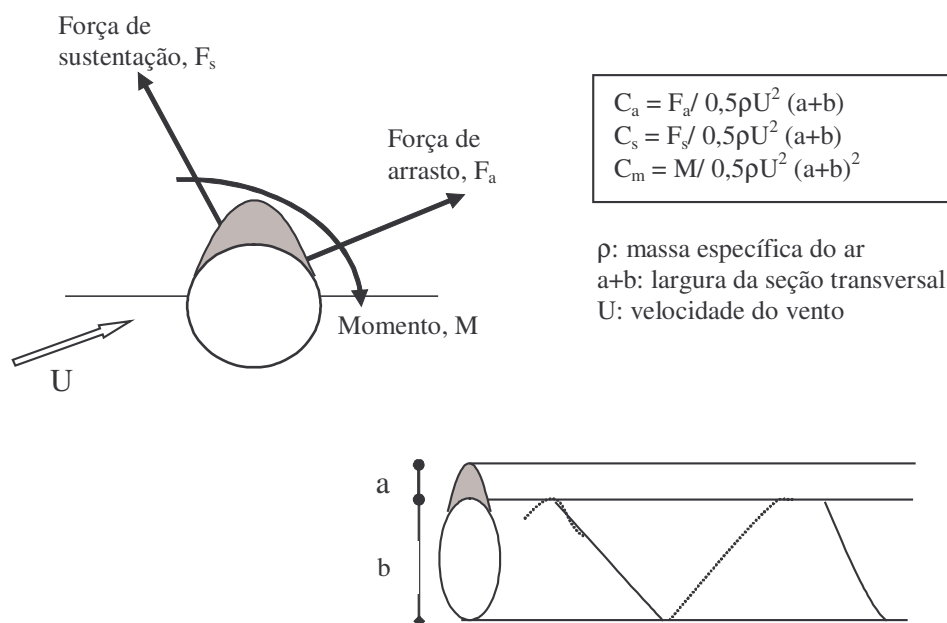


FIGURA 2.2: Modelo bidimensional

Estudos recentes indicam que em alguns casos de condutores que estão em galope, particularmente, em linhas com mais de um condutor, não envolvem somente movimentos verticais, mas também significativos movimentos horizontais e de torção dos condutores. A composição destes movimentos é denominada drapejamento (*flutter*). Geralmente, considera-

se que os últimos dois movimentos não são essenciais para promover e manter o primeiro. Entretanto, Simpson e Lawson [1968] foram dos primeiros a demonstrar que no caso de um feixe de dois condutores, sob certas condições, pode ocorrer instabilidade, envolvendo grandes movimentos verticais, horizontais e de torção. O acoplamento entre estes movimentos surgem quando as frequências naturais em relação ao eixo vertical e horizontal do cabo são múltiplas uma da outra ou muito próximas disso. Descobriu-se que a variação no ângulo de incidência do vento em relação ao cabo é significativa e esta é a causa fundamental de galope. A velocidade crítica do vento, ou velocidade de disparo (*onset velocity*), na qual surgem subitamente oscilações por galope, está relacionada a este ângulo, à frequência natural e ao amortecimento estrutural.

Os danos causados podem ser o rompimento dos fios do condutor ou a ruína dos amortecedores, cadeia de isoladores, elementos de suspensão e torres. Já os métodos de proteção se baseiam em mecanismos de prevenção, seja de remoção dos depósitos de gelo, interferência nos mecanismos que desencadeiam o galope, ou ainda, a adoção de configurações mais robustas.

### 2.2.3 Oscilações Induzidas pela Esteira

Oscilações induzidas pela esteira são características de linhas constituídas por mais de um condutor por fase. A esteira produzida por um condutor a barlavento pode provocar forças variáveis e complexas sobre o condutor localizado a sotavento. Em função das magnitudes relativas e das relações de fases das forças, o condutor imerso na esteira pode adquirir um movimento oscilatório caracterizado por uma órbita elíptica irregular e amplitudes de movimento tão grandes que ocasionem o contato entre os condutores. Os movimentos ocorrem sob ventos de moderados a fortes, normalmente na faixa entre 4 e 18 m/s. Embora estes possam ocorrer em condutores cobertos de gelo ou sob chuva, os movimentos são mais frequentemente observados quando a superfície dos condutores está seca e descoberta.

As oscilações induzidas pela esteira podem originar quatro tipos de movimentos de diferentes características. Três destes tipos são os movimentos que afetam o vão como um

todo, mostrados em B, C, D da Figura 2.3. São chamados modos de corpo rígido, já que ocorre pequena distorção da seção transversal do feixe de cabos.

Os modos de corpo rígido envolvem movimentos em três graus de liberdade: vertical, horizontal e giro. Entretanto, nenhum destes deslocamentos ocorre de forma isolada. Os modos de corpo rígido vertical ou horizontal estão sempre acoplados a alguma rotação, enquanto no modo de rotação ou torção aparece um pouco de movimento vertical. A classificação baseia-se no movimento dominante, o qual é sempre bem caracterizado.

O quarto movimento (A da Figura 2.3) é o modo de subvão que é característico do condutor a sotavento, o qual pode-se deslocar em forma completamente independente dos outros cabos vizinhos. Este problema é conhecido como problema de oscilação de subvão, e será um dos fatores que determinará a distância entre espaçadores. As trajetórias dos subcondutores são elípticas, e os pares barlavento-sotavento de condutores freqüentemente se deslocam, aproximadamente, em fases opostas. Movimentos em subvãos adjacentes são normalmente sincronizados, mas não necessariamente em fase ou exatamente fora de fase. Os movimentos mais comuns são os de pares de condutores que possuem amplitudes semelhantes (condutor a sotavento possui maior amplitude) e com o primeiro modo de subvão excitado entre 1 e 4 Hz de freqüência. Os pares de condutores pertencentes ao mesmo feixe não necessariamente possuem a mesma amplitude de movimentos, por exemplo, no caso de feixe de quatro cabos, um par pode estar se movimentando com amplitude bem superior ao outro.

Apesar de existirem muitos estudos em relação a estes fenômenos, sua grande complexidade não permite, ainda, ter critérios claros quanto à estabilidade para a configuração de linhas deste tipo. Quando o cabo de sotavento está livre para executar movimentos de translação, a questão da descrição do comportamento aerodinâmico torna-se mais complicada. Neste caso, é adotada pelos pesquisadores uma aproximação que utiliza uma teoria quase-estática, baseando-se em séries de resultados de ensaios em túneis de vento.

Na base da teoria clássica de drapejamento (*flütter*), é mostrado que oscilações instáveis do cabo de sotavento podem ocorrer em certas orientações relacionadas às oscilações de seu correspondente a barlavento (no caso de dois cabos). Esta instabilidade, para um cabo liso, normalmente, só poderá ocorrer quando existir uma diferença entre as freqüências naturais no sentido de movimento vertical e horizontal do cabo a sotavento.

A teoria foi comprovada por testes dinâmicos aplicados em pares de cabos tubulares de alumínio ensaiados em túnel de vento. Ciclos limites de grande amplitude dos cabos de sotavento (até 20 diâmetros) são obtidos em orientações e velocidades do vento previstas pela teoria linear, fornecendo o valor da frequência natural dos constituintes do movimento.

A teoria aplica-se ao regime de baixa velocidade, onde as taxas de variação dos coeficientes aerodinâmicos com o número de Reynolds são insignificantes. Entretanto, é admitido que o número de Reynolds é suficientemente alto para apresentar outros tipos de instabilidade (como influência do desprendimento de vórtices do cabo de barlavento na vizinhança de sotavento), sendo assim ignoradas.

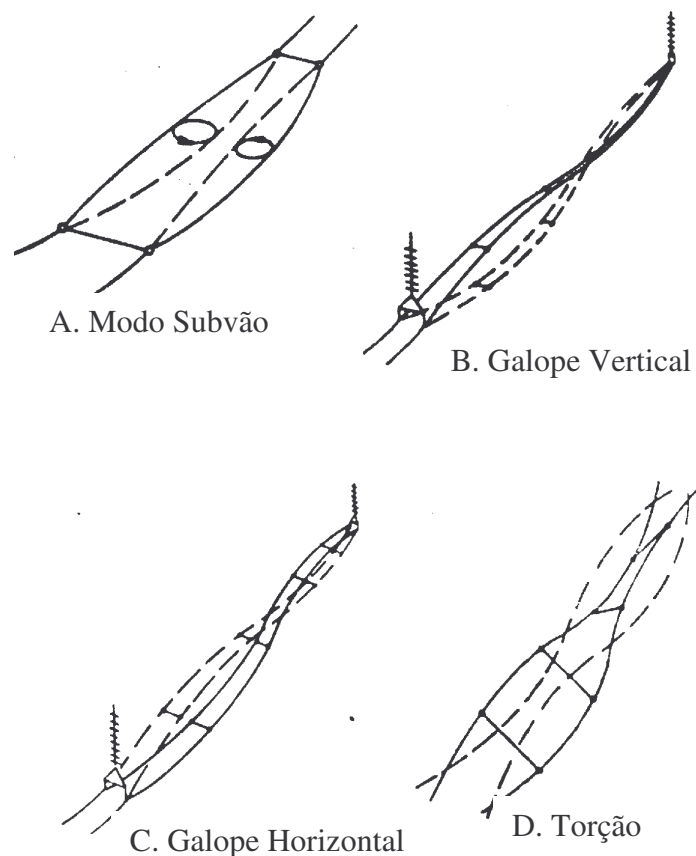


FIGURA 2.3: Diferentes tipos de movimento ocasionados por oscilações induzidas pela esteira [Cooper e Watts, 1975]

## 2.3 PROPRIEDADES DA ESTRUTURA

### 2.3.1 Cabos

#### 2.3.1 Amortecimento Estrutural de Cabos (Auto-amortecimento)

Designa-se auto-amortecimento de um cabo a característica física do condutor que define sua capacidade de dissipar energia internamente enquanto vibra. Quando um condutor tracionado é sujeito a uma deformação na sua condição estática normal, ele dissipa alguma energia. Tal dissipação de energia se relaciona diretamente ao tipo de deformação e, portanto, será relacionada aos parâmetros que descrevem a mesma. De maneira simplificada, as oscilações ou vibrações de condutor podem ser admitidas como harmônicas e em ressonância. A distorção, então, pode ser expressa por uma função harmônica simples [22-11 CIGRE]:

$$y(x) = \frac{Y_0}{2} \operatorname{sen}\left(\frac{2\pi}{\lambda} x\right) \quad (2.3.1)$$

onde  $\frac{Y_0}{2}$  é o deslocamento do anti-nó e  $\lambda$  o comprimento de onda.

O auto-amortecimento de um condutor sujeito a uma tração  $T$  é, portanto, definido pela energia por ciclo  $E$ , ou a potência por unidade de comprimento, de um condutor vibrando em cada um dos seus modos naturais, com um comprimento de onda  $\lambda$  e deslocamento do anti-nó  $Y$  (amplitude), sendo então  $E$  uma função de  $T$ ,  $\lambda$  e  $Y$ . Para condutores normalmente utilizados em linhas aéreas de transmissão, essa energia pode ser expressa através da função empírica:

$$E = \frac{\pi}{2} H \lambda^{-n} \left(\frac{Y_0^m}{2}\right). \quad (2.3.2)$$

Como a função não é linear, mas está dentro dos valores usuais de  $T$ ,  $\lambda$  e  $Y_0$  encontrados nas linhas de transmissão,  $n$  e  $m$  são encontrados nos intervalos de 3 a 3,5 e de 2 a 2,5, respectivamente. A variação do parâmetro de amortecimento  $H$  com a tração pode ser vista na Figura 2.4. Nota-se que quanto maior a tração no cabo, menor será o parâmetro  $H$ , e conseqüentemente se terá uma menor quantidade de energia dissipada por amortecimento estrutural do condutor.

Se a energia fornecida pelo vento é relacionada à amplitude (deslocamento) resultante do condutor, obtém-se uma curva para a função de auto-amortecimento. Representando-se estas relações em papel log-log normalmente se encontra uma linha praticamente reta para resultados de testes para uma dada freqüência. Se forem feitos testes para várias freqüências em um mesmo condutor obtém-se uma série de linhas paralelas, sendo cada linha referente a uma dada freqüência.

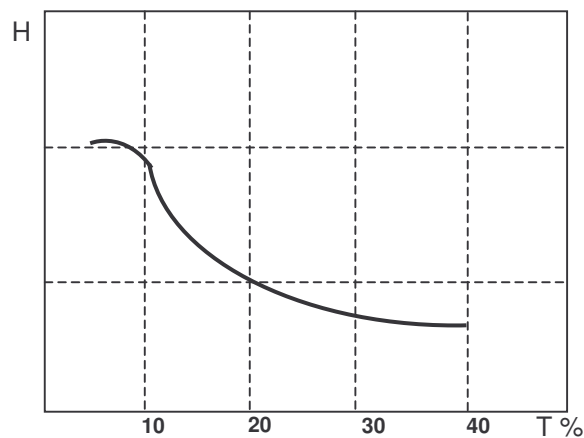


FIGURA 2.4: Variação típica do parâmetro de amortecimento  $H$  com a tração no condutor

As duas principais fontes de amortecimento estrutural em um condutor tracionado são:

- Amortecimento material, isto é, a dissipação de energia na matéria sólida formadora do próprio condutor;

- Atrito seco entre superfícies deslizantes em contato.

Numerosas investigações têm indicado que o amortecimento material é pequeno, em comparação com a contribuição do atrito. Embora o mecanismo do amortecimento por deslizamento ainda não seja claramente conhecido, ele está evidentemente relacionado com as deformações dinâmicas ocorridas sobre os fios individualmente. Essas deformações dependem da deformação do cabo (parâmetros  $\lambda$  e  $Y_0$ ), do atrito nas interfaces e da pressão entre os fios, que depende da formação dos cabos e da tração  $T$ .

Para uma dada geometria de condutor (diâmetro, número de fios), uma variação na tração afeta a dissipação de energia de duas maneiras. Primeiro, para uma dada frequência ou velocidade do vento, o comprimento de onda varia de acordo com a expressão simplificada para condição de ressonância:

$$\lambda = \frac{1}{f} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (2.3.3)$$

Como um exemplo, um aumento da carga para  $1,25T$  causa um aumento no comprimento de onda de 12%, assim diminui a energia em 30%. Em segundo lugar, uma variação em  $T$  modifica o parâmetro  $H$ , de acordo com a Figura 2.4. Tomando o mesmo exemplo, uma variação na tração de 25% de  $T$  causa uma redução em  $H$  de 20%, portanto conduzindo a 60% a redução total de energia.

Existem vários métodos de medição de auto-amortecimento em condutor discutidos, por exemplo, por Sakai e Murata [1968], Hard [1965] e Slethel [1966]. Bachmann [1995] afirma que o movimento do cabo é dominado pelo amortecimento aerodinâmico, sendo o amortecimento estrutural ( $\zeta_s \cong 0,0005$ ) menos importante, especialmente em ventos fortes. Diana et al. [1999] apresentam como valores típicos de amortecimento estrutural de cabos aéreos, em termos de amortecimento não dimensional  $h$ , na ordem de  $10^{-4} - 10^{-3}$  (decremento logarítmico  $\delta = 2\pi h$ ). MacDonald [2002] confirma recentemente que a parcela referente ao amortecimento estrutural é pequena, com a tendência de menores valores no caso de longos vãos de condutores.



### 2.3.2 Amortecimento Aerodinâmico de Cabos

Davenport [1988] define o amortecimento aerodinâmico como uma força retardadora que deriva do movimento relativo entre a estrutura e o ar. É uma função linear da velocidade do vento  $U$  e, no caso de uma estrutura prismática em escoamento uniforme e movimento na direção do vento (arrasto), pode ser dado pela expressão:

$$\zeta_{aj} = \left( \frac{C_a}{4\pi} \right) \left( \frac{\rho D^2}{m} \right) \left( \frac{U}{f_j D} \right) \quad (2.3.4)$$

sendo  $U$  a magnitude do vento no plano normal ao eixo do cabo,  $\rho$  a massa específica do fluido,  $D$  o diâmetro do cabo,  $C_a$  o coeficiente de arrasto (equivalente a 1,1 para o caso de um cilindro no regime de Reynolds sub-crítico),  $m$  a massa por unidade de comprimento do cabo,  $f_j$  a frequência natural do cabo em Hz.

O amortecimento é apresentado como uma fração do crítico, para o modo  $j$ . Como cabos de linhas de transmissão geralmente possuem baixos valores de massa por unidade de comprimento ( $m \cong 2 \text{ kg/m}$ ), o amortecimento aerodinâmico pode chegar a 60% do crítico para valores extremos. O papel do amortecimento aerodinâmico na resposta à ação do vento de estruturas tracionadas é amplamente discutido por Davenport [1988].

MacDonald [2002] apresenta expressões simples para o amortecimento aerodinâmico de cabos baseadas na teoria quase-estática. Estas são válidas na ausência de qualquer tipo de instabilidade do cabo, para velocidades reduzidas maiores que a unidade ( $> 5$ ) e na faixa de regime de Reynolds subcrítico (o que define o limite superior de velocidade para a qual as expressões ainda são válidas). Assim, para um cabo sujeito a vento normal ao seu eixo, a razão de amortecimento aerodinâmico será:

$$\zeta_{aj} = \frac{\rho D C_a}{4 \omega_n m} U (1 + \cos^2(\phi)) \quad (2.3.5)$$

sendo  $\phi$  a direção do vento no plano normal ao eixo do cabo e  $\omega_n$  a frequência natural do cabo em rad/s. O autor compara resultados de medições em campo do amortecimento de cabos de pontes estaiadas com resultados de amortecimento aerodinâmico calculados via expressão teórica deduzida para cabos inclinados. Através dessa comparação é determinada

uma componente residual, que representa a parcela referente ao amortecimento estrutural do cabo.

A análise é feita através de gráficos que relacionam velocidade normal do vento (m/s) e razão de amortecimento (%). A curva traçada com os dados de campo, prolongada até o eixo do amortecimento, determina o valor do amortecimento estrutural do cabo. E o gradiente da curva representa a variação de amortecimento aerodinâmico com a velocidade do vento. A análise também pode ser feita utilizando-se a expressão teórica determinada para amortecimento aerodinâmico. Assim, o amortecimento estrutural pode ser estimado para qualquer linha desejada. MacDonald [2002] conclui no trabalho que as expressões acima propostas fornecem uma boa estimativa do amortecimento de cabos. Mas ressalta que o enfoque apresenta limitações, já que é admitido que a velocidade do cabo é pequena em relação à velocidade do vento (teoria quase-estática).

Utilizando o método proposto por MacDonald [2002], determinou-se o amortecimento aerodinâmico e estrutural para um dado cabo de uma linha de transmissão. As propriedades do cabo e fluido são:

$$D = 0,0248m, \text{ massa} = 1,195kg/m, \omega_n = 1,310rad/s, \rho = 1,2kg/m^3, C_a = 1,1, \phi = 0^\circ.$$

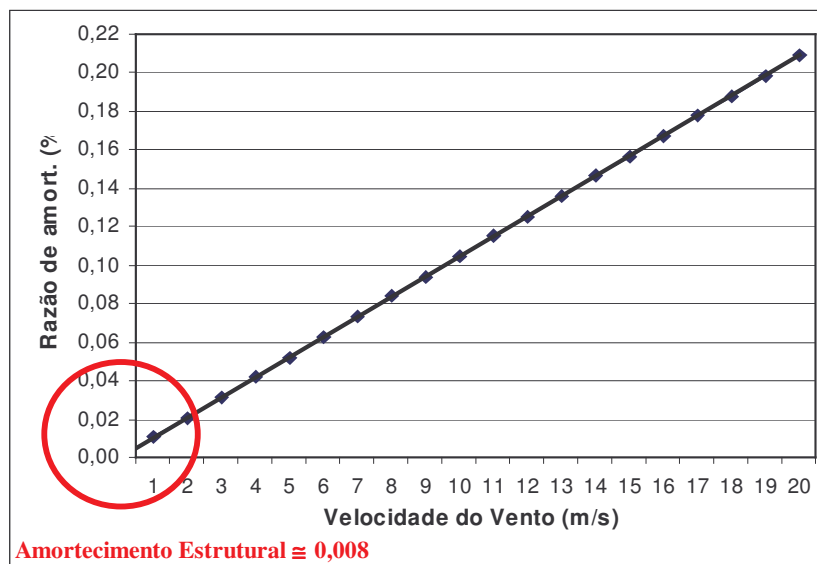


FIGURA 2.5: Determinação do amortecimento estrutural pelo método proposto por MacDonald

Através da expressão  $\zeta_{aj} = \frac{\rho DC_a}{4\omega_n m} U(1 + \cos^2(\phi))$  obtiveram-se os resultados mostrados no gráfico da Figura 2.5.

### 2.3.3 Equações Constitutivas do Cabo

Cabos homogêneos (constituídos de um único material), em suas condições iniciais, para uma temperatura de referência constante, apresentam comportamento perfeitamente elástico linear, ou seja, módulo de Young constante e dado pela inclinação da sua curva tensão-deformação.

Em cabos constituídos de mais de um material, cada material possui sua própria curva tensão-deformação. Assim, a curva de tensão-deformação ( $\sigma$ ) combinada é obtida pela soma do produto da equação da curva do material 1 (camada externa) pela sua área da seção transversal e do produto da equação da curva do material 2 (interno) pela sua área da seção transversal (equação 2.3.6). A equação da curva combinada pode ser normalizada dividindo-se pela área total da seção transversal do cabo. Para os condutores mais comumente empregados, o material externo é alumínio e o interno (alma) é aço. A equação constitutiva do cabo será:

$$\sigma = \sigma_{al} \left( \frac{A_{al}}{A_t} \right) + \sigma_a \left( \frac{A_a}{A_t} \right) \quad (2.3.6)$$

$$A_t = A_{al} + A_a \quad (2.3.7)$$

$$\sigma_{al} \left( \frac{A_{al}}{A_t} \right) = a_0 + a_1 \varepsilon + a_2 \varepsilon^2 + a_3 \varepsilon^3 + a_4 \varepsilon^4 \quad (2.3.8)$$

$$\sigma_a \left( \frac{A_a}{A_t} \right) = b_0 + b_1 \varepsilon + b_2 \varepsilon^2 + b_3 \varepsilon^3 + b_4 \varepsilon^4 \quad (2.3.9)$$

O subscrito nas áreas se refere ao material, indicando “al” alumínio e “a” aço. Os coeficientes  $a_0, a_1, \dots, a_i$  e  $b_0, b_1, \dots, b_i$  são dados do fabricante dos cabos.

### 2.3.4 Espaçadores

O emprego de linhas em feixes de condutores trouxe a necessidade da utilização de espaçadores, estruturas necessárias para manter a geometria do feixe, ou seja, o espaçamento adequado entre condutores. O comportamento dinâmico dos condutores quando submetidos à excitação do vento é dependente da distribuição dos espaçadores ao longo do vão e do tipo de espaçador empregado. A otimização do tipo e das posições de cada espaçador em um vão é realizada visando a minimização dos problemas de vibrações e de oscilações induzidas pelo vento, principalmente do fenômeno de oscilação de subvão.

#### Número e Localização

No caso de vibrações eólicas, o principal parâmetro de interesse é o número de espaçadores, suas posições são menos importantes. Isso porque os valores dos comprimentos de ondas envolvidos nesses fenômenos (máximo alguns metros) resultam em ser praticamente impossível que, para todos os modos de vibrações dos condutores, todos os espaçadores estejam em nós de deflexão e não contribuam para a dissipação de energia. Para se evitar as vibrações eólicas, uma solução seria o emprego de amortecedores junto às extremidades dos vãos, entretanto, para linhas em feixes, esta solução obviamente não mantém a geometria do feixe ao longo do vão.

No caso de instabilidade dos condutores resultante de oscilações de subvão, os parâmetros de interesse são a localização dos espaçadores ao longo do vão (razão entre os comprimentos de dois subvãos adjacentes) e o comprimento máximo de subvão. Esses parâmetros são importantes porque interferem nas frequências horizontais e verticais dos cabos, que estão relacionadas ao fenômeno de instabilidade, o qual é resultante do acoplamento entre dois modos de vibração do feixe, um tendo uma componente horizontal de movimento e outro uma componente vertical.

A instabilidade do tipo corpo rígido, aonde todo o vão entre torres oscila, é influenciada principalmente pelo comprimento global do vão e pelas condições de apoio em suas extremidades. Assim, esse tipo de instabilidade não está vinculado ao número de espaçadores no vão.

É comumente aceito que os vãos divididos em iguais subvãos são mais propensos à oscilação que aqueles divididos em subvãos desiguais. Isto porque subvãos de iguais comprimentos definem uma frequência horizontal na qual todos os subvãos vibram ao mesmo tempo, com um modo de vibração que pode facilmente ser acoplado a um modo de torção. Sendo assim, é aconselhável a quebra da simetria nos comprimentos de subvão.

Em geral, subvãos longos são mais sujeitos à instabilidade porque, à medida que seu comprimento aumenta, não somente as frequências diminuem, mas também a amplitude de vibração associada aumenta. Os subvãos extremos, junto aos apoios, são geralmente mais curtos (20 a 30m) que os outros: um bom valor para a razão entre um vão junto ao apoio e um vão adjacente é entre 0,55 e 0,65. Esse procedimento permite o aumento da rigidez torcional do feixe, e assim, contribui para a redução do risco de colapso da estrutura por torção e redução da possibilidade de acoplamento entre os modos de vibração de torção e vertical do feixe. O máximo comprimento de subvão depende da velocidade do vento e do tipo de terreno da região. Também depende da amplitude máxima de oscilação permitida nas especificações de projeto da linha. A configuração do feixe exerce grande influência na performance da linha, afinal todas as configurações de feixe experimentam oscilações de subvão em maiores ou menores amplitudes. O limite máximo de comprimento de subvão é relacionado a certas condições, por exemplo: para feixes com separação entre condutores entre 15 e 17 diâmetros de cabo e submetidos a velocidades de vento na ordem de 20m/s, esse valor deve ser em torno de 65m. Em condições não severas, subvão com comprimento em torno de 80m já foram empregados sem apresentar problemas de instabilidade.

No caso de um vão de linha em feixe sem espaçadores os cabos se movimentam de forma independente, como se houvesse oscilações de subvão ao longo de todo o vão, acarretando movimento de grande amplitude e choque dos condutores. Isso pode ser observado durante a construção das linhas, antes da instalação dos espaçadores.

## Tipos de Espaçadores

Típicos feixes de linhas são formados por 2, 3 ou 4 condutores de mesma fase. Em casos particulares, feixes com 6 ou 8 condutores também podem ser utilizados. Esses condutores podem estar dispostos em configuração simétrica ou assimétrica.

A classificação mais utilizada para definir os diferentes tipos de espaçadores empregados nestas linhas é a que considera as características das conexões entre espaçadores e condutor (tipo de grampo). Dessa forma os espaçadores são divididos em quatro grupos: rígidos, articulados, flexíveis e amortecedores (alguns estão ilustrados na Figura 2.6).

Nos espaçadores rígidos, os grampos não permitem movimento significativo entre os condutores, ou seja, os movimentos são muito pequenos quando comparados ao diâmetro do condutor. Esses são constituídos de garras parafusadas e corpo em cordoalha de aço zincado, e têm como objetivo apenas proporcionar o espaçamento uniforme do feixe ao longo do vão. Nas linhas onde são empregados espaçadores rígidos, usualmente são utilizados amortecedores de vibração, geralmente do tipo Stockbridge, instalados próximo às cadeias de isoladores.

Da mesma forma que os espaçadores rígidos, os articulados restringem as distâncias entre os condutores, entretanto, eles permitem a rotação do grampo do condutor em relação ao eixo central da peça. Deve-se cuidar os apoios das articulações para minimizar o desgaste nas mesmas. Os espaçadores flexíveis permitem grandes deslocamentos dos condutores, com relação um aos outros, no plano perpendicular ao eixo do condutor. Tipicamente, são incorporadas aos espaçadores propriedades elásticas para garantir que estes restaurem a configuração inicial do feixe quando as cargas externas forem removidas.

Os espaçadores amortecedores são espaçadores flexíveis que dissipam energia quando permitem grandes deslocamentos entre condutores, ou seja, já possuem a função amortecedora incorporada, dispensando-se a utilização de outros amortecedores de vibração.



(a) Espaçador flexível – garras acopladas a um cabo de aço em forma de anel, que é flexível



(b) Espaçador amortecedor com garras parafusadas



(c) Espaçador amortecedor com garras parafusadas e parafusos break-away



(d) Garra do espaçador amortecedor

FIGURA 2.6: Espaçadores (adaptado de Yamamura et al., 2003)

Os materiais que formam os espaçadores precisam apresentar as seguintes características: adequada resistência mecânica para toda a faixa de temperatura de serviço (temperatura que varia em função do clima e das correntes de serviço nos condutores), resistência à corrosão química causada por umidade, poluição atmosférica e contato entre diferentes materiais, resistência à fadiga, apropriada resistência para resistir a cargas impulsivas e, finalmente, resistência à radiação ultravioleta.

### 2.3.5 Ferragens e Acessórios

Em linhas de transmissão, os condutores são suspensos e fixados às cadeias de isoladores, as quais os suportam e transmitem todos os esforços às torres. No caso de linhas com apenas um cabo por fase, este será fixado ao isolador inferior da cadeia através de um único grampo ou pinça. Havendo mais de um cabo por fase, é utilizada uma placa multiplicadora, a qual serão fixados tantos grampos ou pinças quantos forem os cabos por fase.

Além das solicitações elétricas, como exemplo as sobretensões de impulso devidas às descargas atmosféricas, os isoladores são solicitados mecanicamente, devendo apresentar, portanto, resistências mecânicas compatíveis com os esforços máximos esperados. A norma NBR 5422 limita esses esforços a 40% da carga de ruptura dos isoladores e respectivas ferragens.

As cadeias de isoladores empregadas podem ser do tipo reto (“cadeia em I”), constituídas de uma coluna de isoladores e mesmo duas, montadas verticalmente. O segundo tipo, conhecido por “cadeia em V”, é composto de duas colunas de isoladores montadas de forma a manterem com a vertical um ângulo de 45 a 55 graus, fixadas, em sua parte inferior, a uma chapa duplicadora que suporta os grampos de suspensão e, na sua parte superior, cada coluna é fixada à estrutura. Esse segundo tipo de cadeia impede o efeito de balanço da cadeia de isoladores, devido à pressão do vento incidindo lateralmente sobre os cabos, o que permite uma redução nas dimensões horizontais das estruturas de suporte. Essa redução normalmente compensa o acréscimo no número de isoladores e das ferragens.

Os isoladores são confeccionados com porcelana vitrificada, vidro temperado ou material sintético composto. O comprimento das cadeias depende de parâmetros tais como: geometria dos isoladores (dados do fabricante), tensão de operação da linha e grau de poluição da região.



### 3 DEFINIÇÃO DO AMBIENTE

Os efeitos dos ventos são responsáveis por numerosos acidentes na área da aviação e por danos a estruturas civis. Pelas suas características aleatórias, a previsão da ação do vento é sempre complexa, devendo admitir enfoques que permitam considerar fenômenos típicos de cada região.

A extensão do território brasileiro, com grandes variedades de relevo, clima e vegetação, implica em diferentes condições climáticas locais. Como exemplo temos os ventos que atingem a cidade de Campinas/ SP, que são formados pela canalização de massas de ar que se deslocam a sotavento das Serras do Japi e dos Cristais, na região de Jundiaí. As características dessa região ocasionaram nos últimos anos um elevado número de episódios de intensas rajadas de ventos em superfície. A partir de 1995 foram verificados casos de ventos atingindo a velocidade de cerca de 45m/s, causando um acidente com uma aeronave em 1996 e outros acidentes com edificações do aeroporto de Viracopos em março de 1998.

Ventos de superfície mais localizados e de alta velocidade também são responsáveis por muitos danos a linhas de transmissão. Como exemplo, pode-se citar a queda em abril de 1998 de sete torres de linhas no estado do Paraná, que transmitiam energia gerada na Hidrelétrica de Itaipu, prejudicando as populações do Sudeste, Sul e Centro-Oeste brasileiro. Também no Paraná, em 11/ 1997, dez torres de linhas foram derrubadas pelo vento.

Os fenômenos meteorológicos mais característicos do centro-sul do Brasil, regiões do território brasileiro de ventos mais intensos, são as tormentas extratropicais (EPS) e as tormentas elétricas (TS). Cada um desses fenômenos corresponderá a um estado de carga específico: diferentes perfis de velocidade, magnitudes das componentes de velocidade, características de turbulência, assim como, diferentes tempos de duração e frequência de eventos destrutivos para cada fenômeno.

### 3.1 TIPOS DE FENÔMENOS METEOROLÓGICOS

Os fenômenos meteorológicos mais frequentes na região do centro-sul do Brasil, de interesse para fins de projeto de linhas de transmissão, são os seguintes:

#### 3.1.1 Ciclones Extratropicais ou Sistema Extensos de Pressão (EPS)

As tormentas extratropicais (EPS – *extratropical or extended pressure systems* na literatura inglesa) são tormentas com grandes frentes que variam de algumas centenas a alguns poucos milhares de quilômetros de diâmetro. São caracterizadas por uma atmosfera verticalmente estável e sopram mantendo uma velocidade média razoavelmente constante por até algumas dezenas de horas. Estão associadas a elas intensidades de vento bem acima da média local. Nestas tormentas, a rugosidade da superfície terrestre, ou seja, a densidade e dimensão dos obstáculos encontrados na região, exerce influência dominante no perfil de velocidades.

Na região sul do Brasil, as tormentas EPS são responsáveis por aproximadamente quatro de cinco observações da velocidade anual máxima [Riera, 2002]. Apesar disso, a ausência de mudanças bruscas na sua direção reduz bastante a capacidade destrutiva desse tipo de tormenta.

#### 3.1.2 Tormentas Elétricas ou TS

As tormentas elétricas (*thunderstorm* ou TS na literatura inglesa) são caracterizadas por uma atmosfera verticalmente instável, com violentos movimentos verticais de ar. A força ascensional que movimenta verticalmente o ar pode ter sua origem no aquecimento da superfície terrestre, em uma frente fria, na diferença de temperatura entre terra e mar ou no movimento do ar subindo a encosta de uma montanha. A chegada ao solo das correntes descendentes é geralmente brusca e caracterizada por rajadas violentas e chuva torrencial, seguida por descargas elétricas e intensa vibração do ar (trovão). Além disso, há queda da pressão atmosférica e mudanças bruscas da direção do vento e da temperatura do ar. São tormentas de pequena duração (de 4 a 30 minutos), com picos que podem atingir velocidade

da ordem de 40 m/s a, aproximadamente, um quarto do seu tempo total de duração. Na região centro-sul e sul do Brasil, aproximadamente um de cada cinco registros da velocidade máxima anual do vento é causado por tormenta TS. Porém, os ventos TS são os maiores responsáveis por acidentes em linhas de transmissão. [Riera, 2002]

Diferentemente das tormentas EPS, a turbulência dos ventos de tormentas TS não parece estar vinculada às características do terreno da região (rugosidade superficial), e sim, a uma turbulência de origem atmosférica, como sugerem Ponte e Riera [2004].

### 3.1.3 Sistemas Mistos

Na prática, numa expressiva quantidade de casos, os dois fenômenos descritos anteriormente, tormentas EPS e TS, ocorrem associados, originando os Sistemas Mistos. Nesses casos, pode-se caracterizar o fenômeno como uma tormenta TS sendo transportada por uma tormenta EPS.

### 3.1.4 Tornados

Os tornados são caracterizados por movimentos ciclônicos que concentram grande energia numa pequena região. Parecem funis que iniciam na base das nuvens em direção ao solo e que apresentam diâmetro de 100 a 3000 metros. A velocidade rotacional horizontal pode alcançar até cerca de 110m/s e as correntes de ar ascendentes cerca de 80m/s.

Tornados de fato ocorrem no Brasil, mas não são observados com a mesma frequência que nos Estados Unidos. Danos possivelmente causados (e às vezes confirmados) por tornados isolados são relatados todo ano, especialmente na parte do sul do país, junto às fronteiras com a Argentina e Paraguai. Isto porque as condições sinóticas favoráveis ao desenvolvimento de condições de tempo severo na América do Sul ocorrem ao leste dos Andes em torno de 30°S durante a estação quente, de setembro a março. Estas condições assemelham-se, de certo modo, às condições observadas sobre as planícies centrais dos Estados Unidos durante a temporada de tempo severo naquele país. Existem evidências fotográficas, tais como rotas de destruição abertas em florestas e campos, que nos fazem

acreditar que a ocorrência de tornados no Brasil, embora incomum, não seja tão rara quanto se pensava anteriormente [Nascimento, 2004].

### 3.1.5 Ciclones Tropicais

Os ciclones tropicais são semelhantes aos extratropicais, se diferenciam apenas pela massa de ar em rotação ser quente e úmida. Também os ciclones tropicais atingem o diâmetro de algumas centenas de quilômetros.

Esses ciclones se formam nas regiões dos oceanos próximas ao equador, entre latitudes  $5^\circ$  e  $30^\circ$ , onde a força de Coriolis pode ser significativa e ocasionar o início ao movimento circulatório do ar. O sentido de rotação dos ciclones é horário no hemisfério sul e anti-horário no hemisfério norte. São frequentes em extensas áreas da América do Norte e Central e no sul da Ásia, provocando ventos de até uns 50m/s.

Em geral, um ciclone forma-se sobre águas com temperaturas acima de  $27^\circ\text{C}$ , sendo que o calor liberado na condensação do vapor é que irá alimentar o ciclone. Esse fenômeno, ainda raro na costa brasileira, pode acontecer com mais frequência como consequência do aquecimento global, causado pelo efeito estufa. Esse aquecimento pode elevar a temperatura das águas do oceano Atlântico em  $2^\circ\text{C}$ , chegando aos  $26^\circ\text{C}$  ou  $27^\circ\text{C}$ . Uma das ocorrências do fenômeno no Brasil, primeira bem documentada, foi a do ciclone Catarina, que atingiu o litoral sul do estado de Santa Catarina e norte do estado do Rio Grande do Sul. O Catarina atingiu ventos de até 42m/s, destruindo, entre outras estruturas, trechos de linhas de transmissão, deixando mais de 11 mil pessoas desabrigadas e/ou sem luz e telefone.

## 3.2 MODELOS DE FENÔMENOS METEOROLÓGICOS

A evidência da relevância de diversos fenômenos meteorológicos implica na necessidade de considerá-los no projeto de linhas de transmissão. Assim, empregam-se modelos do escoamento ou modelos simplificados do campo de velocidade atmosférica para tormentas, tornados e ciclones.

Neste trabalho são simulados tormentas EPS, tormentas TS e sistemas mistos (linhas de instabilidade ou *squall lines*), por serem os fenômenos mais frequentes na região centro-sul e sul do Brasil e, também, os responsáveis por maior parte dos danos provocados pelo vento.

### 3.2.1 Modelo de Tormenta EPS

As tormentas EPS são caracterizadas por serem grandes massas de ar em movimento, com extensão de algumas centenas de quilômetros a poucos milhares de quilômetros. No caso de se estudar o efeito dessas tormentas em um vão de linha de transmissão, de cerca de 400m, as EPS podem ser consideradas como semelhantes a um denominado vento de fundo, ou seja, um vento com velocidade e direção constantes em relação às coordenadas espaciais horizontais  $x$  e  $y$ . Assim, o que diferencia a tormenta EPS do vento de fundo, quando atuando em uma estrutura de pequena dimensão, é a magnitude da velocidade média. O vento em eventos EPS pode alcançar velocidades médias de cerca de 25m/s, dependendo das características da região.

As tormentas EPS são caracterizadas por ventos que não mudam bruscamente de direção e apresentam velocidade média praticamente constante durante períodos de algumas horas. Dessa forma, num determinado período, a velocidade apresenta uma componente média adicionada de uma flutuação variante no tempo.

$$V(t) = \bar{V}_0 + \Delta V(t) \quad (3.2.1)$$

$$|V|_{\max} = \bar{V}_0 + \Delta V_{rms} \zeta \quad (3.2.2)$$

O coeficiente de pico  $\zeta$  varia de 3 a 5 (conforme características da região). Adotando  $\zeta = 4$ , flutuações  $\Delta V_{rms} = 0,15V_0$  e velocidade básica máxima ( $V_{max}$ ) de 40m/s, tem-se:

$$V_{\max} = \bar{V}_0 + 4\Delta V_{rms}$$

$$V_{\max} = \bar{V}_0 + 4(0,15\bar{V}_0) = 1,6\bar{V}_0$$

$$\bar{V}_0 = \frac{V_{\max}}{1,6} = \frac{40}{1,6} = 25m/s$$

Neste trabalho a componente flutuante  $\Delta V(t)$  é modelada como um processo aleatório estacionário, com a necessária função de densidade espectral de potência (psdf), conforme hipóteses habituais da engenharia de vento. Para geração de amostras de  $\Delta V(t)$ , um ruído branco é passado por um filtro de segunda-ordem que consiste em um oscilador linear amortecido com parâmetros escolhidos para obter o melhor ajuste entre a psdf do filtro produzido e a psdf desejada. A seguir é descrito como foi obtido o filtro utilizado e quais foram os parâmetros utilizados no mesmo.

Se definida uma função:

$$g(t) = C_1 y(t) + C_2 \dot{y}(t) + C_3 \ddot{y}(t) \quad (3.2.3)$$

sendo  $y(t)$  a resposta do filtro e  $C_1, C_2, C_3$  constantes arbitrárias, e se admitimos que o filtro é um oscilador linear amortecido e a excitação é dada por um ruído branco  $u(t)$ , sua equação de movimento será:

$$\ddot{y}(t) + 2\zeta_f \omega_f \dot{y}(t) + \omega_f^2 y(t) = u(t) \quad (3.2.4)$$

onde  $\omega_f$  é a frequência natural do filtro,  $\zeta_f$  é o coeficiente de amortecimento do filtro e  $u(t)$  é um ruído branco que representa um processo aleatório estacionário com energia espectral constante. Os parâmetros  $f_f$ ,  $\omega_f$ ,  $\zeta_f$  e  $C_i$  determinam as propriedades do filtro.

As cargas aleatórias produzidas por flutuações da velocidade do vento são descritas através do espectro de potência das componentes flutuantes do vento atmosférico. Diversas expressões têm sido propostas para ditos espectros, como por exemplo, as expressões de Davenport e Harris, as quais são independentes da altitude em relação ao solo [Blessmann, 1995].

Utilizando um oscilador linear amortecido para filtrar o ruído branco, os espectros de resposta a um ruído branco são dados pelo quadrado do fator de ganho  $|H(f)|^2$ , sendo a frequência dada por  $f = \frac{\omega}{2\pi}$ . As expressões dos espectros de resposta em termos de deslocamento  $S_y(f)$ , velocidade  $S_{\dot{y}}(f)$  e aceleração  $S_{\ddot{y}}(f)$  são, de acordo com Bendat e Piersol [1971]:

$$S_y(f) = \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{f}{f_f}\right)^2\right]^2 + \left[2\zeta_f \left(\frac{f}{f_f}\right)\right]^2} \quad (3.2.5)$$

$$S_{\&}(f) = \frac{4\pi^2 f^2}{\left[1 - \left(\frac{f}{f_f}\right)^2\right]^2 + \left[2\zeta_f \left(\frac{f}{f_f}\right)\right]^2} \quad (3.2.6)$$

$$S_{\&&}(f) = \frac{16\pi^2 f^4}{\left[1 - \left(\frac{f}{f_f}\right)^2\right]^2 + \left[2\zeta_f \left(\frac{f}{f_f}\right)\right]^2} \quad (3.2.7)$$

A comparação com os espectros de Davenport e Harris permite estabelecer que o melhor ajuste se obtém utilizando a expressão:

$$S_f(f) = aS_{\&}(f) + bS_{\&&}(f) \quad (3.2.8)$$

Mesmo sendo os espectros de Davenport e Harris independentes da altitude, quando se expressam em função das frequências, é produzido um deslocamento nas frequências dos mesmos de acordo com a variação da velocidade média, que por sua vez, depende da altitude na atmosfera. Os parâmetros do filtro obtidos para uma velocidade média de 20m/s que melhor se ajustaram aos espectros de Davenport e Harris estão apresentados na tabela a seguir (ver Tabela 3.1 e Figura 3.1).

TABELA 3.1: Parâmetros filtro

Parâmetros	Velocidade média = 20 m/s
$f_f [Hz]$	0,041
$\zeta_f$	2
$a$	60
$b$	6

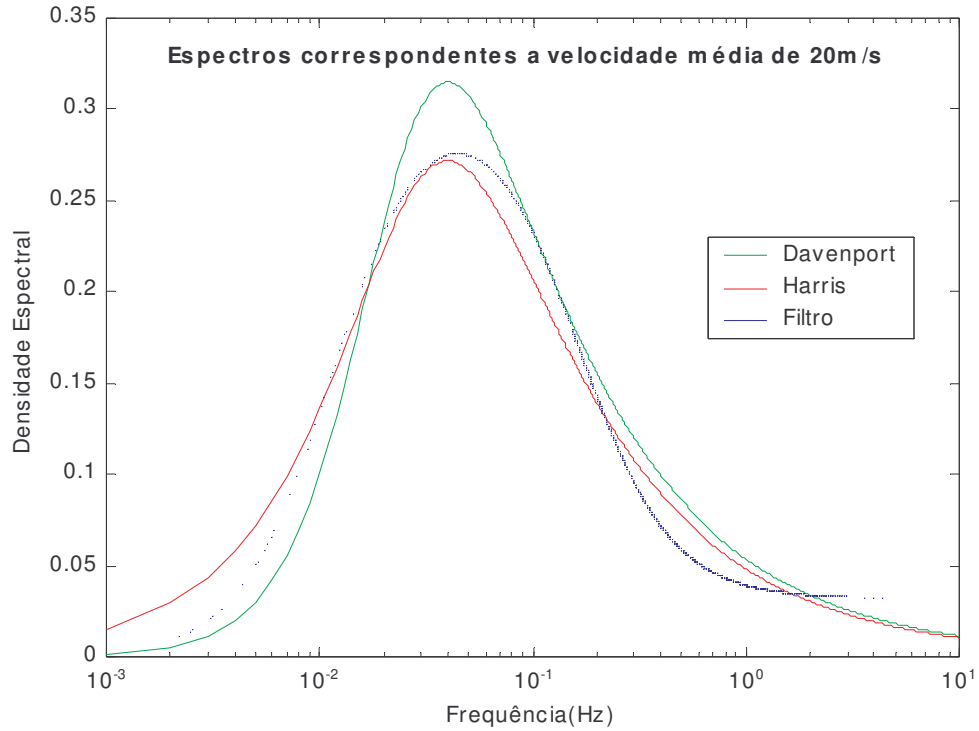


FIGURA 3.1: Comparação entre os espectros de Davenport, Harris e o filtrado

A Figura 3.2 apresenta uma tormenta EPS de velocidade média em torno de 25m/s e flutuações que chegam a 15% do valor médio. As flutuações foram geradas através do espectro filtrado determinado pelas equações (3.2.6), (3.2.7) e (3.2.8) com os parâmetros apresentados na Tabela 3.1.



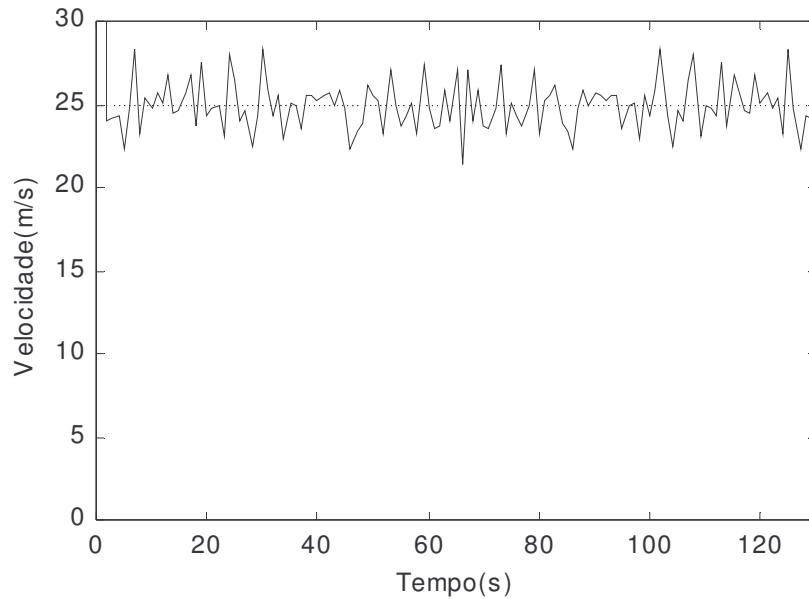


FIGURA 3.2: Flutuações de velocidade de uma tempestade EPS

### 3.2.2 Modelo de Tempestade TS

Zhu & Etkin [1985] propõem um modelo que procura descrever o campo de velocidades durante uma tempestade TS estacionária, isto é, uma tempestade na qual a nuvem cumulonimbus não se desloca e o jato descendente é contínuo. Posteriormente esse modelo foi utilizado por Riera & Rocha [1998] para simular o campo de velocidades próximo ao solo quando a tempestade TS é transportada por um vento de fundo com velocidade constante. Ainda visando os mesmos objetivos, Holmes & Oliver [2000] propõem um modelo empírico. Mais recentemente, este assunto vem sendo estudado por Ponte [2002], que parte do modelo proposto por Riera & Rocha [1998]. Ponte [2002] apresenta as seguintes expressões que definem temporal e espacialmente as tempestades TS.

A velocidade tangencial é dada por:

$$V_t = \left( 2 \cdot \left( \frac{(h-z) \cdot \Delta P}{h \cdot \rho} \right) \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.2.9)$$

sendo:

$h$ : altura da nuvem;

$z$ : distância do solo ao ponto de interesse;

$\rho$ : massa específica do ar;

$\Delta P$ : diferença de pressão (2 a 8 mb) = ( 200 a 800 N/m<sup>2</sup>).

Em um ponto fixo, independente das coordenadas  $x$ ,  $y$  porque o escoamento é considerado axissimétrico em relação aos eixos principais (Figura 3.3), e a uma altitude variável, a velocidade tangencial é modelada em função do tempo:

$$V_t(t) = 1,58 \cdot V_t \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \quad \text{para } t \leq T \quad (3.2.10)$$

$$V_t(t) = V_t \cdot e^{-\left(\frac{t-T}{T}\right)}, \quad \text{para } t > T \quad (3.2.11)$$

sendo:

$T$ : duração característica da tormenta; parâmetro que depende da intensidade da tormenta, dado pelo tempo que a tormenta leva para atingir sua velocidade máxima.

1,58: constante que corrige o modelo para que este obedeça a uma condição de contorno, ou seja, para  $t = T$  tem-se  $V_t(T) = V_t$ .

As componentes de velocidade são dadas em coordenadas espaciais ( $h$ ,  $r$ ) por:

$$V_r = V_t \left( \frac{r^2}{h^2 + r^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad V_a = V_t \left( \frac{h^2}{h^2 + r^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.2.12)$$

sendo:

$$r = (x^2 + y^2)^{\frac{1}{2}} \quad (3.2.13)$$

$V_a$ : velocidade axial e  $V_r$ : velocidade radial

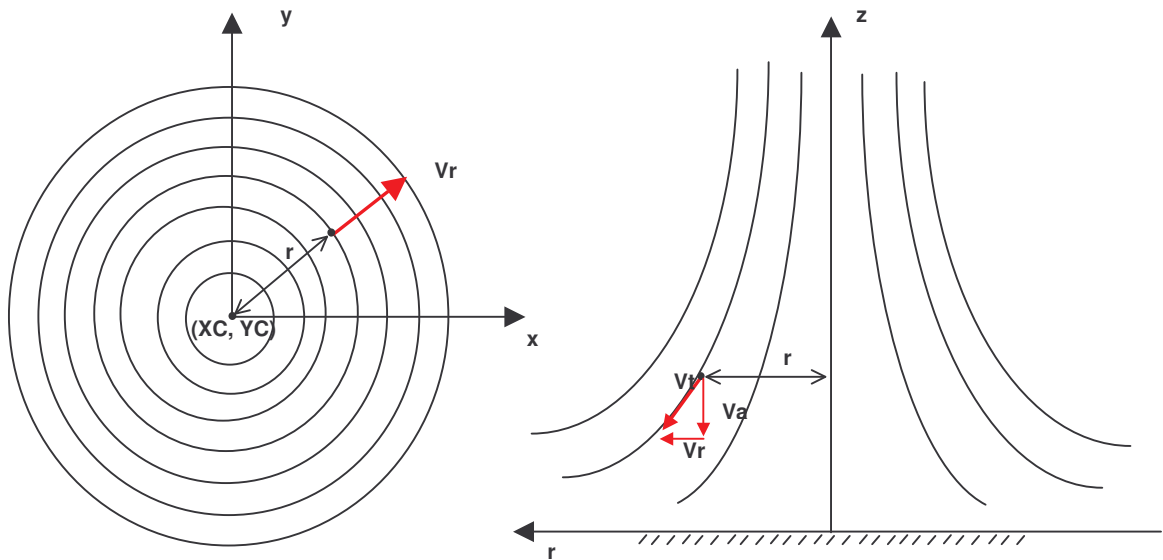


FIGURA 3.3: Desenho esquemático da forma de uma TS - componentes de velocidade tangencial, radial e axial

O parâmetro diferença de pressão  $\Delta P$  determina a curva de velocidade tangencial característica da tormenta elétrica, implicando em valores diferentes para a velocidade máxima alcançada (Figura 3.4).

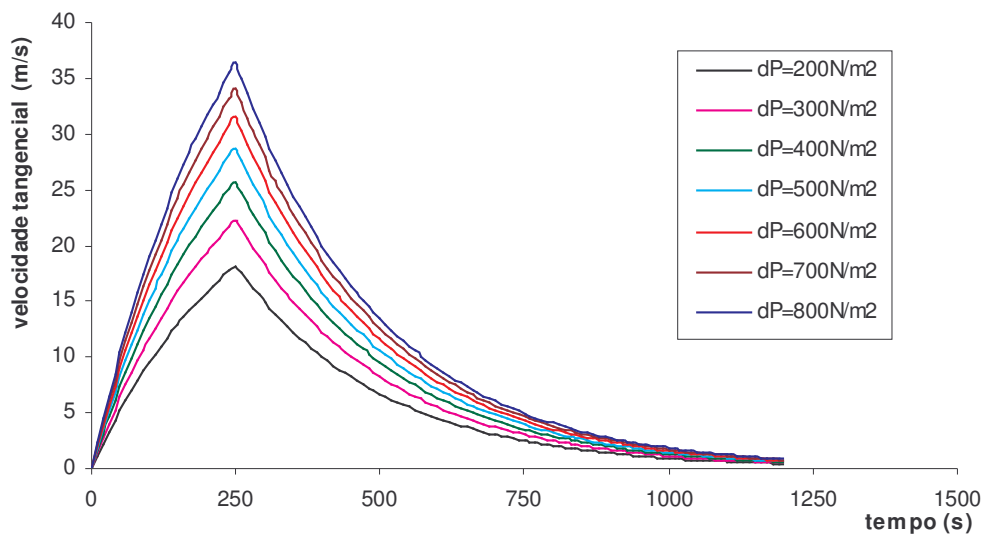


FIGURA 3.4: Curvas de velocidade tangencial em função do tempo para tormentas com diferenças de pressão entre 200 e 800N/m<sup>2</sup>

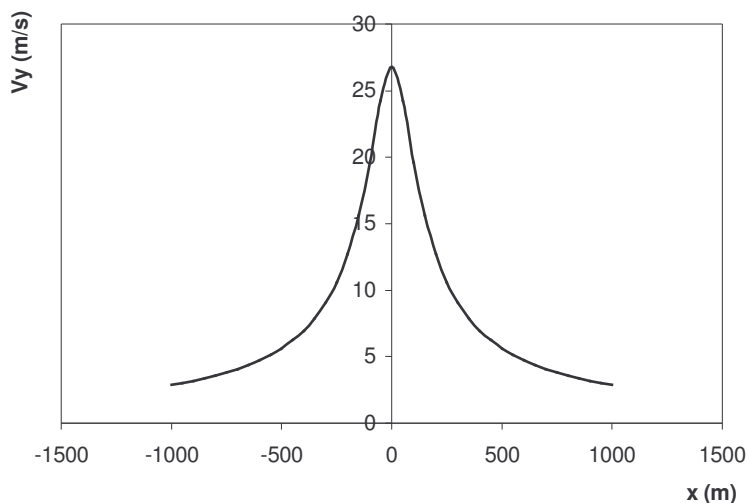


FIGURA 3.5: Variação espacial da velocidade na direção do eixo  $y$  (Fig. 3.3) para uma dada TS

Os modelos propostos de tormentas TS consideram uma velocidade média e flutuações em torno dessa velocidade, que são originadas pela presença de uma turbulência atmosférica. Assim como para eventos EPS, as flutuações de velocidade nas TS podem ser simuladas por uma componente aleatória. É preciso ainda definir a função densidade espectral (fdep) das ditas componentes e a sua estrutura de correlação, temas que são motivo de estudos em andamento (Ponte, 2004). Ainda são escassas as evidências sobre as flutuações de velocidade (turbulência) durante os eventos TS. Conseqüentemente, no presente trabalho foi admitido que a fdep das componentes flutuantes da velocidade do vento em eventos TS é similar às propostas na literatura para eventos EPS. A intensidade da turbulência está relacionada ao coeficiente de variação dessas flutuações em torno da sua componente determinística.

No caso de uma tormenta TS com tempo característico de 62,5 segundos e diferença de pressão de  $500 \text{ N/m}^2$ , temos o comportamento da velocidade do vento ao longo do tempo apresentado nas Figuras 3.6, 3.7 e 3.8, para diferentes coeficientes de variação das flutuações.

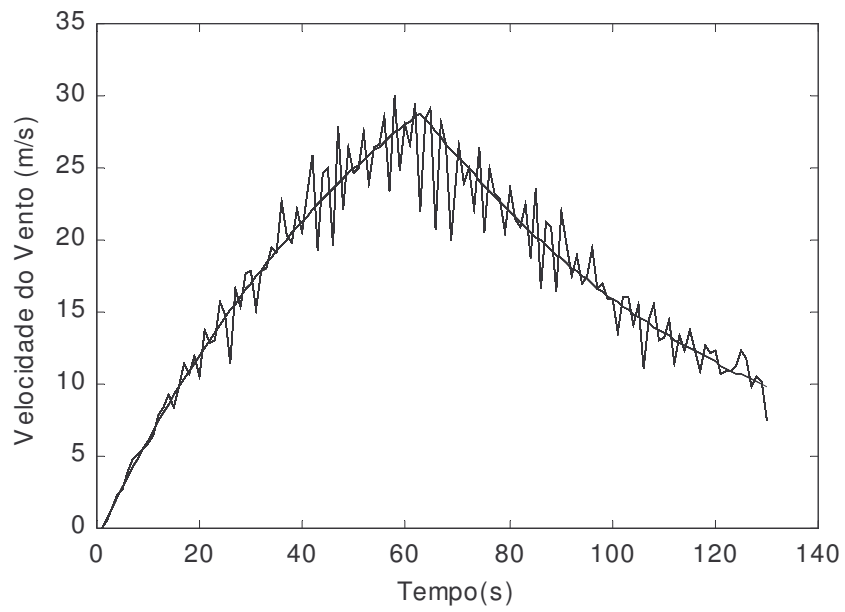


FIGURA 3.6: Velocidades do vento de tormenta TS com coeficiente de variação de 20%

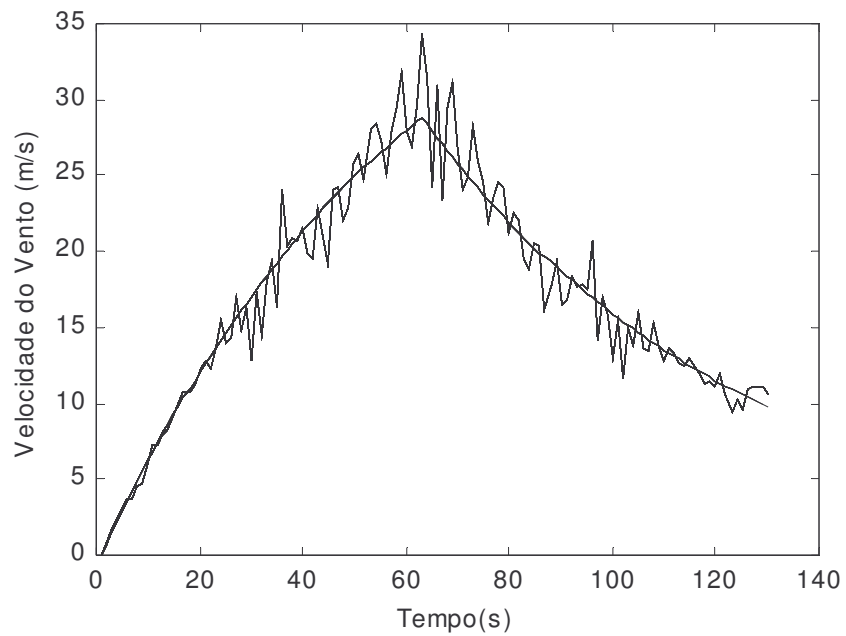


FIGURA 3.7: Velocidades do vento de tormenta TS com coeficiente de variação de 25%

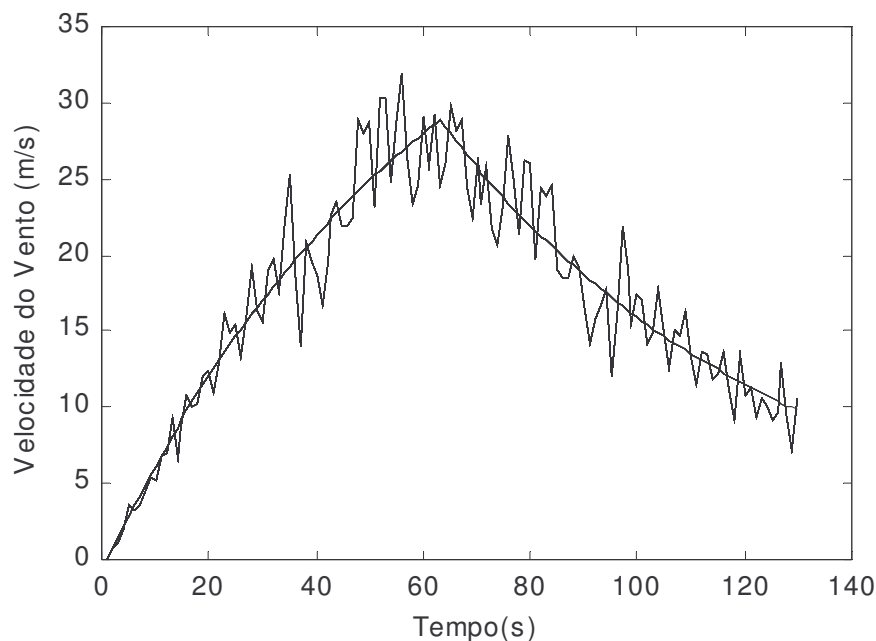


FIGURA 3.8: Velocidades do vento de tempestade TS com coeficiente de variação de 30%

O modelo do campo de velocidades de uma TS exige a especificação das coordenadas do centro da tempestade em relação às coordenadas do sistema global da linha. Nos chamados sistemas mistos, as TS podem ser transportadas por uma EPS ou por um vento de fundo, definido como um vento com velocidade e direção constantes em relação às coordenadas espaciais  $x$  e  $y$ . No caso de um vão de linha de transmissão, devido a sua pequena extensão, as EPS são equivalentes a um vento de fundo, se diferenciando apenas na magnitude da velocidade média.

### 3.2.3 Modelos do campo de velocidade do vento

Foi desenvolvido um programa que determina a velocidade do vento atuante em cada nó da estrutura, ao longo do tempo, nas direções das coordenadas espaciais, devido às tempestades com características definidas em arquivo de dados fornecido pelo usuário.

O modelo de TS (tormenta elétrica), detalhado no item 3.2.2, permite a escolha das coordenadas do centro da tormenta em relação ao eixo de coordenadas global da linha (localizado na extremidade de um dos cabos). A tormenta TS é simulada sendo transportada por vento de fundo e/ ou por tormentas EPS.

Para a geração das flutuações de velocidade das tormentas EPS se aplicou o filtro citado no item 3.2.1 (Tabela 3.1) a sinais aleatórios provindos de distribuição normal com média zero e variância equivalente à unidade, após isso, se aplicou a Transformada Inversa de Fourier ao sinal filtrado. Da mesma forma, obteve-se as flutuações de velocidade das tormentas TS, só que essas são multiplicadas pela curva de velocidade média e depois somadas a essa.

As flutuações geradas variam com o tempo e são diferentes para cada elemento do cabo ao longo do comprimento do vão. Considerando-se a existência de correlação espacial da excitação do vento, se determinou as componentes de flutuações conforme equações apresentadas a seguir.

O comprimento de correlação adotado é de 40m. A correlação varia linearmente, sendo igual a 1 quando a distância entre dois pontos do vão é zero (totalmente correlacionados) e igual a zero quando a distância é igual a 40m (não correlacionados).

As componentes flutuantes da velocidade do vento  $\tilde{z}$  e  $\tilde{y}$  serão:

$$\tilde{z} = \frac{a_1 u_1 + a_2 u_2}{(a_1^2 + a_2^2)^2} \quad \text{e} \quad \tilde{y} = \frac{a_1 v_1 + a_2 v_2}{(a_1^2 + a_2^2)^2} \quad (3.2.14)$$

$$a_1 = 1 - \xi \quad , \quad a_2 = \xi \quad \text{e} \quad \xi = \frac{\Delta x}{L_c}$$

sendo  $u_1, u_2, v_1, v_2$  variáveis aleatórias independentes,  $\Delta x$  a distância entre os pontos e  $L_c$  o comprimento de correlação.

A Figura 3.9 apresenta as flutuações de velocidade na direção principal do vento, acrescidas da velocidade média, em quatro pontos distintos de um vão de LT. Os pontos foram escolhidos a cada quatro metros, assim temos as distâncias:

$$d_{p11p12} = d_{p18p19} = 4\text{m}$$

$$d_{p12p18} = 24\text{m}$$

$$d_{p11p18} = d_{p12p19} = 28\text{m}$$

$$d_{p11p19} = 32\text{m}$$

Faz-se claramente notável a forte correlação entre os pares de pontos 11-12 e 18-19 e a fraca correlação entre os demais pares (Figura 3.9).

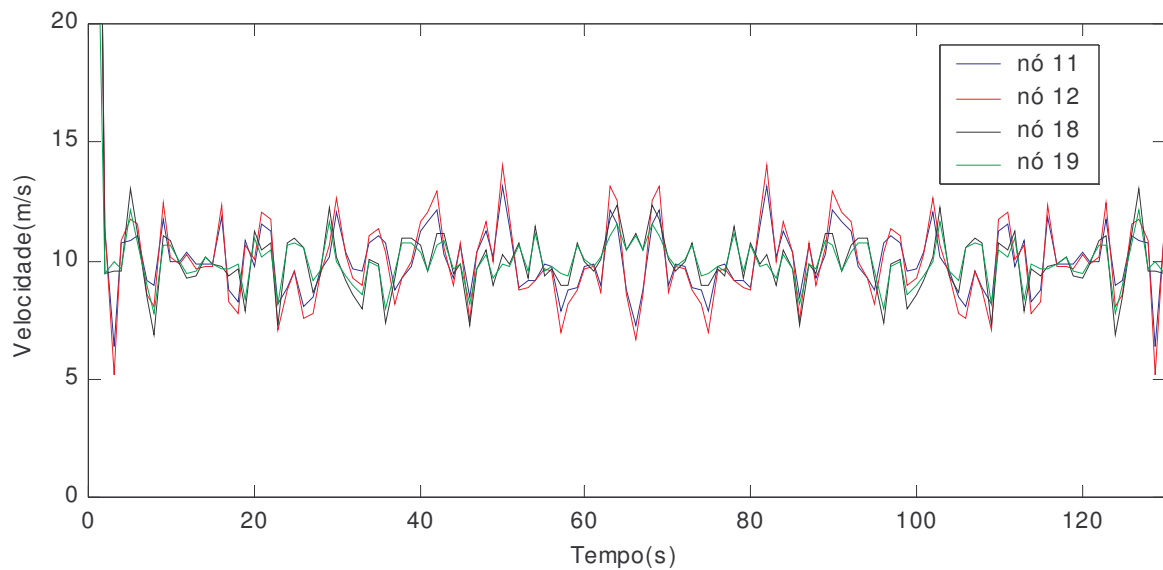


FIGURA 3.9: Velocidade do vento na direção principal em quatro diferentes pontos ao longo de um vão de linha

As flutuações nas diferentes direções, direção da velocidade média do vento, normal a esta e direção paralela à linha, foram consideradas como não correlacionadas. A relação adotada entre elas é de 0,5, ou seja, as componentes na direção normal e paralela à linha apresentam valor rms 2 vezes menor que a componente na direção do vento, conforme se admite usualmente [Blessmann, 1995].

Pela proximidade entre os condutores do feixe, foi considerado que as flutuações de velocidade são idênticas nos diferentes cabos dentro da mesma seção transversal do feixe.



As componentes de turbulência foram geradas empregando um programa desenvolvido em MatLab, que resultou em arquivo de dados com os valores das componentes a cada um segundo.

## 4 AÇÃO DO VENTO NA LINHA DE TRANSMISSÃO

### 4.1 CAMPO DE VELOCIDADES NA ESTEIRA DE UM CILINDRO

O escoamento em torno de cilindros circulares constitui um fenômeno muito complexo. As dificuldades estão relacionadas à diversidade de fatores que interferem nas características do escoamento.

Um cilindro imerso num escoamento gera uma região denominada de esteira, resultante da separação do escoamento nos dois lados do corpo. Em um fluido ideal, sem viscosidade, o escoamento apresenta-se perfeitamente simétrico, com a mesma forma a barlavento e a sotavento do cilindro. As pressões externas atuantes no cilindro têm resultante na direção normal ao escoamento nula. Já para os fluidos reais aparece a influência da viscosidade, que se faz sentir no estudo dos fatores que interferem nas características do escoamento.

Prandtl, em 1904 [Blessmann, 1990], mostrou que os efeitos de viscosidade são de grande importância em uma região representada por uma fina camada sobre a superfície do corpo, quando imerso em fluidos de baixa viscosidade, como o ar e a água. A esta fina camada, Prandtl denominou de camada limite. A camada limite separa-se do corpo do cilindro e dá origem aos vórtices. Estes, localizados na região da esteira, originam pressões negativas (sucções) atrás dos vórtices que são desprendidos, o que gera uma sucção ao longo da face de sotavento do cilindro, contribuindo em grande parte para o aumento da força de arrasto.

De modo geral, os fatores que interferem de forma mais pronunciada nas características do escoamento são o Número de Reynolds, a turbulência presente no

escoamento incidente, a rugosidade superficial e ainda o efeito de vizinhança ou de interferência, característico de estruturas compostas por mais de um corpo. Os vórtices se desprendem da estrutura numa frequência que está associada a todos esses fatores.

Os vórtices são produzidos alternadamente em ambos os lados do corpo, desprendendo-se em períodos regulares de tempo na esteira e formando uma fila dupla como se mostra na Figura 4.1. Estes vórtices aparecem em cada fila espaçados a uma distância constante  $a$ . O espaçamento entre vórtices é determinado por considerações teóricas através da relação  $h/a = 0,281$  (Von Kármán [1912], apud Lamb [1977]), onde  $h$  é a distância lateral entre os centros de vórtices em filas opostas a uma certa distância atrás do corpo. Para propósitos teóricos se supõe que as duas filas de vórtices são paralelas, em fluidos reais as duas filas tendem a divergir a sotavento, difundindo-se e finalmente se dissipando por atrito interna. A formação de vórtices e sua descarga contínua na esteira produzem distribuições de pressão e velocidade alternadas sobre ambos os lados do corpo, gerando-se forças alternadas em direção transversal ao vento incidente. Essas forças são as responsáveis pelos efeitos de vibração induzida por vórtices [Blevins, 1989].

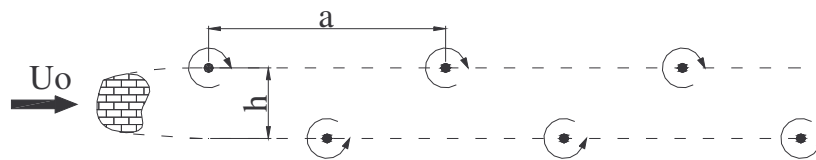


FIGURA 4.1: Esteira de Vórtices

A frequência de desprendimento de vórtices comumente é expressa em forma adimensional mediante o número de Strouhal  $S_t$ . Este número é um parâmetro adimensional utilizado para quantificar a frequência de desprendimento de vórtices, definido pela relação:

$$S_t = \frac{f_s D}{U} \quad (4.1.1)$$

sendo:

$f_s$ : frequência de desprendimento de vórtices;

$U$ : velocidade de escoamento incidente, longe do obstáculo;

$D$ : dimensão linear característica, no caso de cabos, o diâmetro.

O número de Strouhal refere-se à frequência predominante no espectro observado na esteira. Na realidade, há em geral uma faixa de frequências na qual surgem contribuições aleatórias para as forças flutuantes. Em certos casos a frequência predominante enfraquece (vórtices de Kármán fracos) e fica mascarada pelas frequências aleatórias vizinhas, ou desaparece [Blessmann, 1998]. O número de Strouhal depende da forma da seção, da oscilação do cilindro, de sua rugosidade superficial, do número de Reynolds e das características do escoamento.

No estudo do fenômeno do desprendimento cadenciado de vórtices, resultados obtidos com distintos diâmetros, e inclusive com distintos fluidos, podem se correlacionar considerando o número de Reynolds  $R_e$ , dado pela seguinte expressão:

$$R_e = \frac{UD}{\nu} \quad (4.1.2)$$

sendo:

$U$ : velocidade do vento (m/s)

$D$ : diâmetro do condutor (m)

$\nu$ : viscosidade cinemática do ar  $\cong 1,4286 \times 10^{-5}$  m<sup>2</sup>/s para CNPT (condições normais de pressão e temperatura).

O número de Reynolds representa a razão entre as forças de inércia e de viscosidade. Estruturas com superfícies curvas (sem arestas vivas) possuem comportamento aerodinâmico dependente do número de Reynolds. Mais especificamente, no estudo de cilindros circulares, observam-se variações no coeficiente de arrasto conforme o regime de escoamento. Isto se deve ao fato de que, distintamente dos corpos com arestas vivas, as zonas de separação em superfícies curvas não são fixas.

Observa-se que as características físicas do escoamento em torno de superfícies circulares mudam com o valor de  $R_e$ , conforme mostrado qualitativamente na Figura 4.3. Em particular, com o aumento do número de Reynolds, a energia fornecida pelo vento à estrutura torna-se menor, e o fenômeno pode ser completamente modificado quando se aproxima da faixa de valores de Reynolds críticos (também chamada de faixa de transição). Entretanto para  $R_e$  maiores que os críticos, também é possível distinguir alguns intervalos ou regimes, onde as características do escoamento podem ser consideradas praticamente constantes.

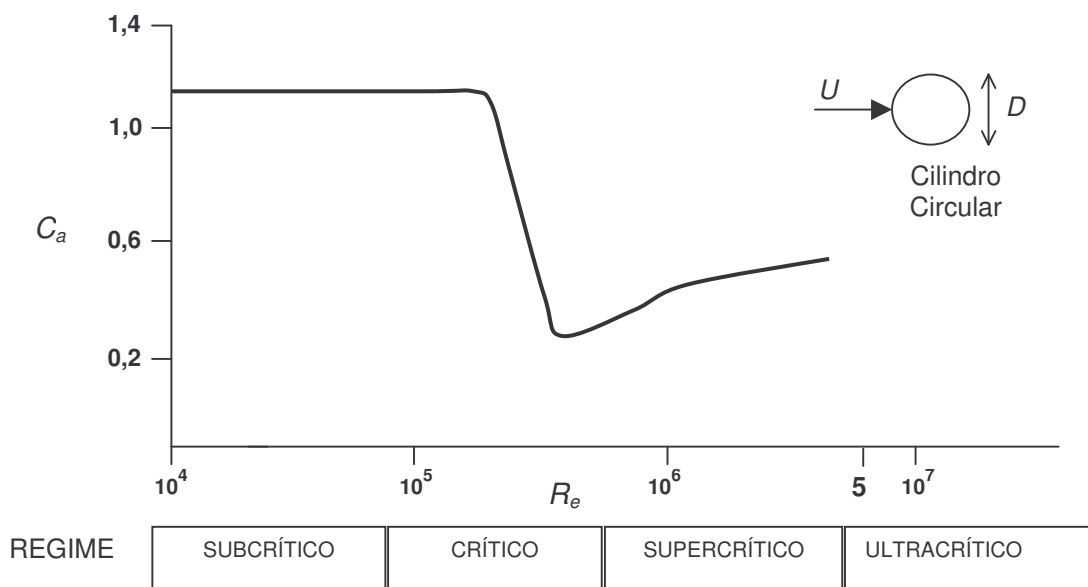


FIGURA 4.2: Influência do número de Reynolds ( $R_e$ ) no coeficiente de arrasto ( $C_a$ ) de um cilindro circular liso [Blessmann, 1990]

Para  $R_e$  variando entre 500 e 2000, para cilindros de características geométricas semelhantes às dos condutores, pode considerar-se um  $S_r$  de 0,185, sendo a frequência de desprendimento de vórtices,  $f_s$ , dada por:

$$f_s = \frac{0,185U}{D} \Rightarrow U_{crit} = \frac{f_n D}{0,185} \quad (4.1.3)$$

Conhecendo-se a frequência natural da estrutura  $f_n$ , pode-se calcular, pela equação acima, a velocidade do vento que produz ressonância na estrutura (velocidade crítica). Ou seja, a velocidade crítica é aquela para a qual a frequência  $f_s$  coincide com  $f_n$ . A velocidade reduzida  $U_r$  e a frequência reduzida  $f_r$  são definidas por:

$$U_r = \frac{U}{f_n D} = \frac{1}{f_r} \quad (4.1.4)$$

Estruturas esbeltas e flexíveis, como cabos de linhas de transmissão, devem ser projetados para resistirem à ação dinâmica do vento, conhecida como desprendimento alternado de vórtices, que em geral acontece para velocidades menores que a velocidade do vento de projeto, podendo levar a estrutura a sofrer grandes vibrações. Os fatores que irão limitar a amplitude das oscilações provenientes deste efeito são o amortecimento e a rigidez estrutural.

Os diferentes regimes de escoamento são mostrados nas Figuras 4.2 e 4.3. Destas observa-se que na faixa de escoamento subcrítico ( $2 \times 10^4 < R_e < 2 \times 10^5$ ), em escoamento suave (de baixa intensidade de turbulência) e uniforme, o escoamento na camada limite é sempre laminar. A separação dos vórtices se dão aproximadamente no ângulo de  $80^\circ$  na face a barlavento, e a pressão permanece constante na parte a sotavento. O desprendimento de vórtices é extremamente regular e ordenado, e a esteira larga origina um coeficiente de arrasto elevado. A sotavento do ponto de separação, a pressão torna-se negativa (efeito de sucção). A camada limite separada torna-se turbulenta depois da distância além da linha de separação.

Na faixa de escoamento crítico ( $2 \times 10^5 < R_e < 4 \times 10^5$ ), o ponto de separação move-se para trás, em direção a sotavento, há um estreitamento da esteira e a sucção decresce. O ponto de separação move-se para  $120^\circ$ . Isto origina uma drástica queda no coeficiente de arrasto. Neste regime a regularidade do desprendimento de vórtices diminui consideravelmente.

Na faixa de escoamento supercrítico ( $4 \times 10^5 < R_e < 3 \times 10^6$ ), o desprendimento de vórtices torna-se aleatório, e a estrutura vibra em baixas amplitudes, em uma ou mais de suas frequências naturais. No caso da superfície do cabo ser rugosa, esta possibilita o desprendimento alternado de vórtices iniciar em baixos números de Reynolds, até mesmo inferior a  $R_e = 10^5$ , assim provocando uma pequena redução da amplitude de oscilação da estrutura.

Por último, na faixa de escoamento ultracrítico, o desprendimento de vórtices restabelece-se nitidamente. A transição da camada limite continua a mover-se mais e mais para barlavento. A posição da linha de separação (no ângulo de aproximadamente  $105^\circ$ ), a largura da esteira e outras características do escoamento parecem tender para uma condição de independência em relação ao número de Reynolds.

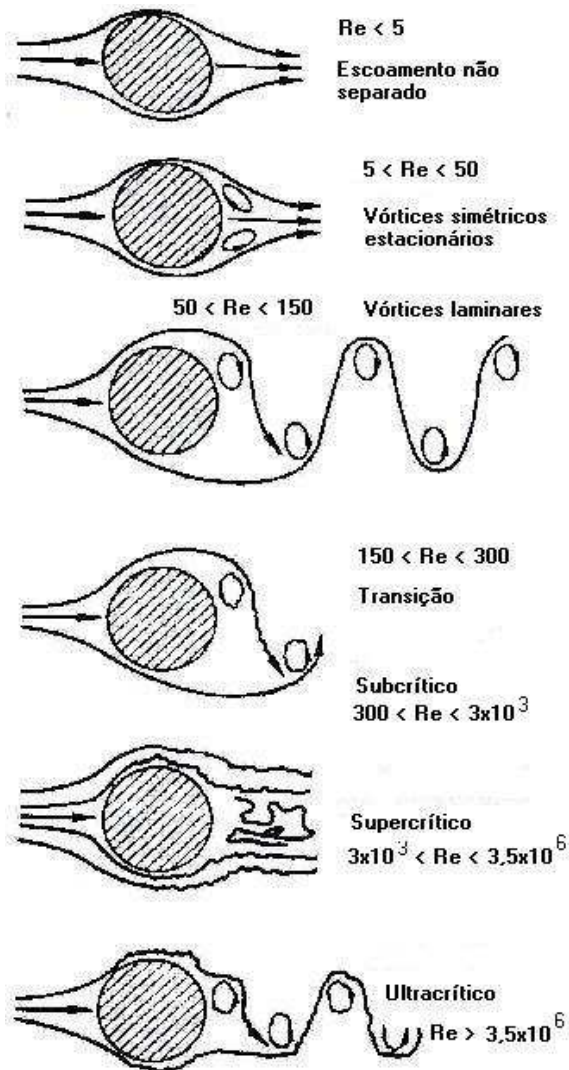


FIGURA 4.3: Definição dos regimes de escoamento para cilindros circulares bidimensionais [Blessmann, 1990]

## 4.2 FORÇAS ATUANTES EM CABOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

### 4.2.1 Modelo de forças sobre um cabo singelo

Um único cabo de seção circular sem rugosidade, quando imerso em um escoamento, estaria sujeito apenas a forças de arrasto. A força de sustentação apresentaria nesse caso média nula quando avaliada ao longo de um intervalo de tempo. Mas, caso haja assimetria da seção, este estará sujeito a forças de sustentação médias não-nulas, o que pode acontecer na presença de gelo ou em cabos de seções não circulares (galope).

Jones [1992] apresenta um modelo de dois graus de liberdade (GL) para analisar instabilidade de condutores com depósito de gelo, ou seja, de cabos que estão sujeitos também a forças de sustentação médias não-nulas. Admitindo que o escoamento tem velocidade  $U$  uniforme, que o corpo de diâmetro  $D$  se move com velocidades  $x'$  e  $y'$  e sendo  $x', y' \ll U$ . A velocidade relativa será dada por:

$$U_r = \left\{ (U - x')^2 + y'^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4.2.1)$$

$$-\alpha = \operatorname{tg}^{-1} \frac{y'}{U - x'} \quad (4.2.2)$$

Como a velocidade relativa não é horizontal, as forças de arrasto e sustentação possuem componentes em ambas direções, horizontal e vertical.

$$F_x = F_a \cos(-\alpha) + F_s \sin(-\alpha) \quad (4.2.3)$$

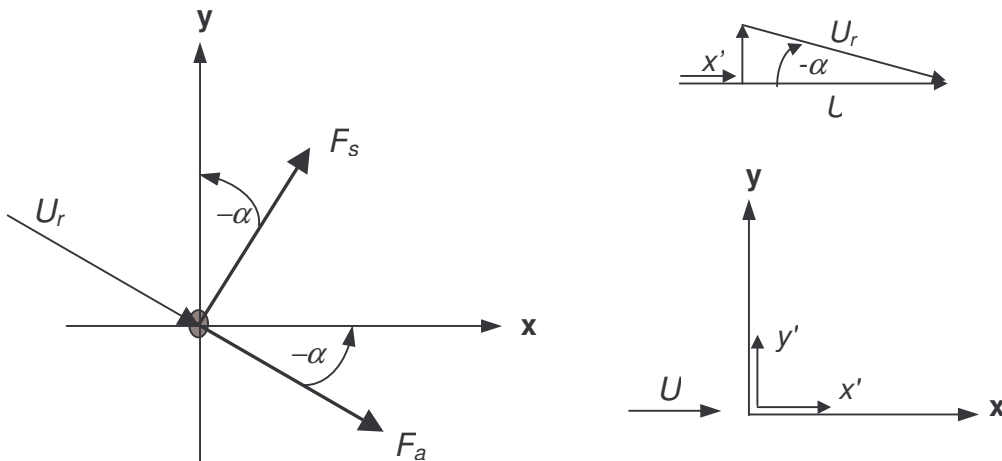
$$F_y = -F_a \sin(-\alpha) + F_s \cos(-\alpha) \quad (4.2.4)$$

sendo,

$$F_a = \frac{1}{2} \rho D U_r^2 C_a \quad (4.2.5)$$



$$F_s = \frac{1}{2} \rho D U_r^2 C_s \quad (4.2.6)$$



A variação dos coeficientes de arrasto  $C_a$  e de sustentação  $C_s$  com o ângulo  $\alpha$  pode ser representada mediante os primeiros termos da expansão em série de Taylor ao redor de  $\alpha_0$ , admitindo que tem-se uma variação suave dos coeficientes em torno de  $\alpha_0$ . Admitindo também que  $x', y' \ll U$ , as forças horizontal e vertical são:

$$F_x = \frac{1}{2} \rho D U^2 \left[ C_a - 2C_a \frac{x'}{U} + (C_s - C_{a,\alpha}) \frac{y'}{U} \right] \quad (4.2.7)$$

$$F_y = \frac{1}{2} \rho D U^2 \left[ C_s - 2C_s \frac{x'}{U} - (C_{s,\alpha} + C_a) \frac{y'}{U} \right] \quad (4.2.8)$$

sendo:

$$C_{a,\alpha} = \frac{\partial C_a}{\partial \alpha} \quad \text{e} \quad C_{s,\alpha} = \frac{\partial C_s}{\partial \alpha} \quad (4.2.9)$$

#### 4.2.2 Modelo de forças atuantes sobre o cabo a sotavento de um feixe duplo

Simpson [1971] propõe um modelo para o caso de feixe de dois cilindros lisos dispostos lado-a-lado. O cilindro de barlavento é considerado fixo. O modelo considera apenas os movimentos nas direções  $\bar{x}$  e  $\bar{z}$ .

Considere-se um cilindro circular liso de diâmetro  $D$  e massa  $m$  por unidade de comprimento, imerso na esteira de um cilindro vizinho com as mesmas propriedades e um sistema de molas que permite somente movimentos de translação nas direções  $\bar{x}$  e  $\bar{z}$  (conforme Figura 4.4). Inicialmente, e em todos os movimentos subsequentes, os cilindros são supostos paralelos um ao outro e com incidência de vento uniforme e normal. O cilindro a barlavento é fixo. No estado de equilíbrio, quando a velocidade do vento é  $U$ , a posição do cilindro a sotavento em relação a seu vizinho é definida pelo espaçamento  $s_0$  e “inclinação”  $\alpha_0$ . Em movimento, em um instante  $t$ , o espaçamento e a inclinação são respectivamente  $s$  e  $\alpha$ . De acordo com a Figura 4.4, tem-se :

$$\Delta \text{sen } \alpha = \text{sen } \alpha_0 + z \quad \Delta \text{cos } \alpha = \text{cos } \alpha_0 - x \quad (4.2.10)$$

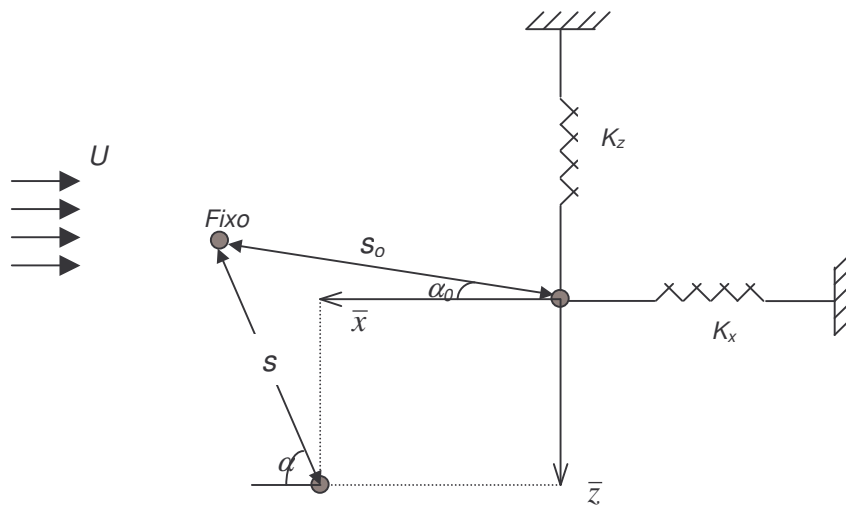


FIGURA 4.4: Arranjo experimental para suporte de cilindro a sotavento e sistema de molas

Assim, podem-se definir os coeficientes aerodinâmicos médios  $\bar{C}_a$ ,  $\bar{C}_s$  e  $\bar{C}_m$  baseando-se na velocidade local  $\bar{U}$  (suposta horizontal) da posição  $\alpha$  da esteira. Os coeficientes de arrasto  $\bar{C}_a$  e de sustentação  $\bar{C}_s$  do cilindro a sotavento são funções da posição na esteira, enquanto o coeficiente de momento  $\bar{C}_m$  é desprezado para seções de forma circulares lisas. Se, além disso, define-se os coeficientes  $C_a$  e  $C_s$  baseados na velocidade de escoamento  $U$ , e se  $b = \bar{U}/U$ , então:

$$C_a = b^2 \bar{C}_a \quad C_s = b^2 \bar{C}_s \quad (4.2.11)$$

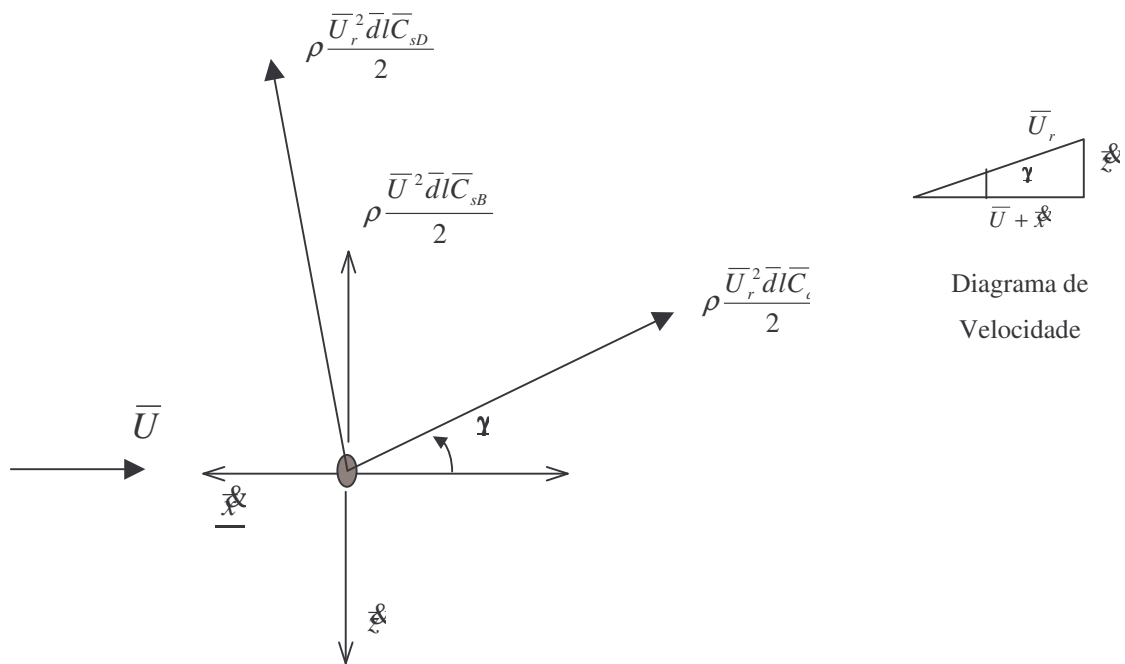


FIGURA 4.5: Forças aerodinâmicas de um cilindro a sotavento

Referindo-se agora a Figura 4.5, a velocidade local da esteira em relação ao movimento do cilindro de sotavento é mostrada na equação (4.2.12). As variáveis  $\dot{x}$  e  $\dot{z}$  são as derivadas do deslocamento em relação ao tempo nas direções  $\bar{x}$  e  $\bar{z}$ , respectivamente.

$$\bar{U}_r = \left\{ (\bar{U} - \dot{x})^2 + \dot{z}^2 \right\}^{1/2} \quad (4.2.12)$$

e a inclinação  $\gamma$  é definida por:

$$\gamma = \arcsen\left(\frac{\bar{z}}{\bar{U}_r}\right) = \arccos\left[\frac{(\bar{U} + \bar{x})}{\bar{U}_r}\right] \quad (4.2.13)$$

Best e Cook [Simpson, 1971] indicam que uma certa proporção do coeficiente de sustentação da esteira pode ser atribuída à flutuabilidade devida à variação de pressão estática ao longo da esteira. Esta proporção é de aproximadamente 30% do valor total do coeficiente de sustentação de cilindros lisos espaçados de oito diâmetros. O restante do valor aparece da derivação do efeito de arrasto, desta forma tem-se:

$$\bar{C}_s = \bar{C}_{sB} + \bar{C}_{sH}, \quad (4.2.14)$$

sendo que o sufixo *B* denota efeito de flutuabilidade e *H* efeito de arrasto. Assim sendo, as forças aerodinâmicas atuantes em um cilindro de comprimento  $l$  em movimento são (Figura 4.5):

$$F_x = -\frac{1}{2} \rho l D \bar{U}_r \{ \bar{C}_a (\bar{U} + \bar{x}) - \bar{C}_{sH} \} \quad (4.2.15)$$

$$F_z = -\frac{1}{2} \rho l D \bar{U}_r \{ \bar{C}_{sH} (\bar{U} + \bar{x}) + \bar{C}_a \} - \frac{1}{2} \rho l \bar{d} \bar{U}^2 \bar{C}_{sB} \quad (4.2.16)$$

Com  $C_a$  e  $C_s$  conhecidos (como função de  $\alpha$ ) de testes estáticos, as equações (4.2.15) e (4.2.16) podem ser empregadas para a determinação das forças atuantes em um cabo quando imerso na esteira de outro. A aplicação da teoria da aerodinâmica quase-estática é, na maioria das vezes, justificada se  $\frac{\omega D}{U}$  é suficiente pequeno, sendo  $\omega$  a frequência circular aeroelástica.

### 4.2.3 Modelo de forças atuantes sobre os cabos de um feixe

As forças atuantes nos cabos dependem do campo de velocidades ao redor da estrutura. Se o campo de velocidades é uniforme, não haverá problemas de instabilidade da estrutura e a força atuante seria apenas a proveniente da pressão do vento incidindo na área do cabo exposta ao vento. Mas no caso de feixes, a presença dos cabos a barlavento modifica o

campo de velocidades ao redor dos cabos a sotavento, implicando em um campo de velocidade não uniforme e desconhecido. Nas equações de forças dos cabos, esse efeito é representado pelos chamados coeficientes de arrasto e sustentação.

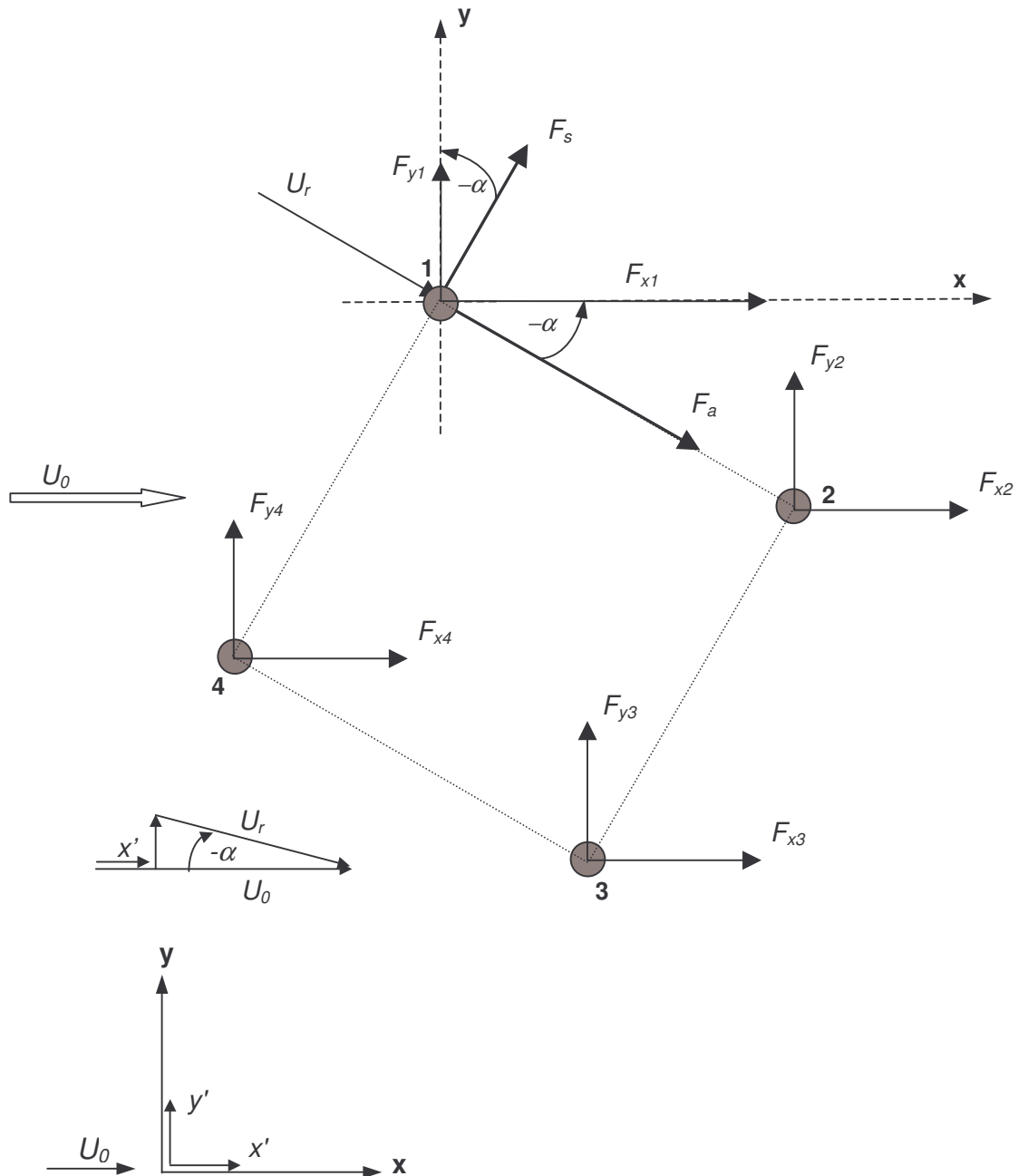


FIGURA 4.6: Forças aerodinâmicas atuantes em cabos de um feixe

As forças também dependem da velocidade de fundo  $U_0$ , que é a velocidade do escoamento. Esse escoamento é turbulento e isso causa uma influência que deve ser considerada. Na Figura 4.6 é apresentado o modelo para o caso de um feixe de quatro cabos, mas que pode ser utilizado para qualquer configuração de feixe.

Para um dos cabos:

$$U_r = \left\{ (U_0 - x')^2 + y'^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4.2.17)$$

$$-\alpha = \operatorname{tg}^{-1} \frac{y'}{U_0 - x'} \quad (4.2.18)$$

$$F_x = F_a \cos(-\alpha) + F_s \operatorname{sen}(-\alpha) \quad (4.2.19)$$

$$F_y = -F_a \operatorname{sen}(-\alpha) + F_s \cos(-\alpha) \quad (4.2.20)$$

sendo:

$$F_a = \frac{1}{2} \rho D U_r^2 C_a \quad (4.2.21)$$

$$F_s = \frac{1}{2} \rho D U_r^2 C_s \quad (4.2.22)$$

$$\cos(-\alpha) = \frac{U_0 - x'}{U_r} \quad (4.2.23)$$

$$\operatorname{sen}(-\alpha) = \frac{y'}{U_r} \quad (4.2.24)$$

Cada um dos cabos terá diferentes velocidades de deslocamento  $x'$  e  $y'$ , que está relacionada a sua posição no feixe. Sendo assim, tem-se:

$$F_{xi} = \frac{1}{2} \rho D \left[ (U_0 - x'_i)^2 + y_i'^2 \right]^{\frac{1}{2}} \left[ C_{ai}(U_0 - x'_i) + C_{si}(y'_i) \right] \quad (4.2.25)$$

$$F_{yi} = \frac{1}{2} \rho D \left[ (U_0 - x'_i)^2 + y_i'^2 \right]^{\frac{1}{2}} \left[ -C_{ai}(y'_i) + C_{si}(U_0 - x'_i) \right] \quad (4.2.26)$$

$i$  = referência do cabo ( $i = 1-4$ )

Os cabos a barlavento, caso dos cabos 1 e 4 do feixe exemplificado, possuem coeficientes de sustentação médios nulos. Agora, para os cabos a sotavento, no caso os cabos 2 e 3 do feixe da figura acima, a velocidade  $U$  é adicionada de uma flutuação de velocidade devido à esteira dos cabos 1 e 4. Para isso é preciso conhecer a influência da esteira dos cabos a barlavento na velocidade atuante nos cabos a sotavento. Essa influência é considerada nas equações de forças através dos valores dos coeficientes aerodinâmicos (coeficiente de arrasto,  $C_{ai}$  e sustentação,  $C_{si}$ ) individual de cada cabo do feixe. Esses coeficientes poderiam ser determinados através de ensaios experimentais em túnel de vento, de modelos numéricos e/ou de modelos analíticos que consigam reproduzir o campo de velocidades atuante nos diferentes feixes.

Neste trabalho serão utilizados coeficientes de arrasto e sustentação provenientes de modelos experimentais em túnel de vento.

### 4.3 PARÂMETROS ESSENCIAIS PARA O ESTUDO

Os modelos que caracterizam as forças atuantes em cabos de linhas, apresentados no item anterior, dependem dos coeficientes aerodinâmicos (arrasto e sustentação) individuais de cada cabo do feixe. Esses parâmetros surgem devido à formação de um campo de velocidades não uniforme, gerado pela presença dos cabos. O efeito da esteira de um cabo sujeito a um escoamento de velocidade de fundo  $U_0$  provoca flutuações no escoamento que dão origem a uma velocidade local  $U_l$  no cabo a sotavento, que vai depender da sua posição (Figura 4.7).

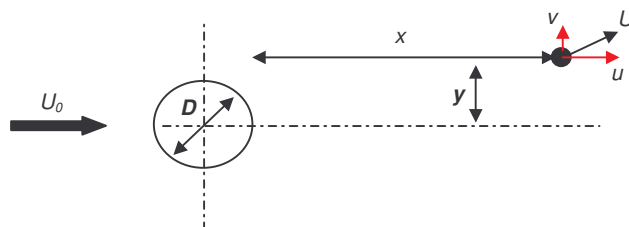


FIGURA 4.7: Componentes de velocidade na esteira de um cilindro

Wardlaw et al [1973] apresentam análises da velocidade local ( $V_l$ ) para diferentes espaçamentos de um cabo condutor (tipo Bersimis) de 35mm de diâmetro sujeito a um escoamento suave de velocidade de fundo ( $V_0$ ) de 9,9 m/s. Para tornar a análise adimensional, as distâncias do condutor são avaliada em termo de diâmetros do condutor ( $D$ ) (Figura 4.8).

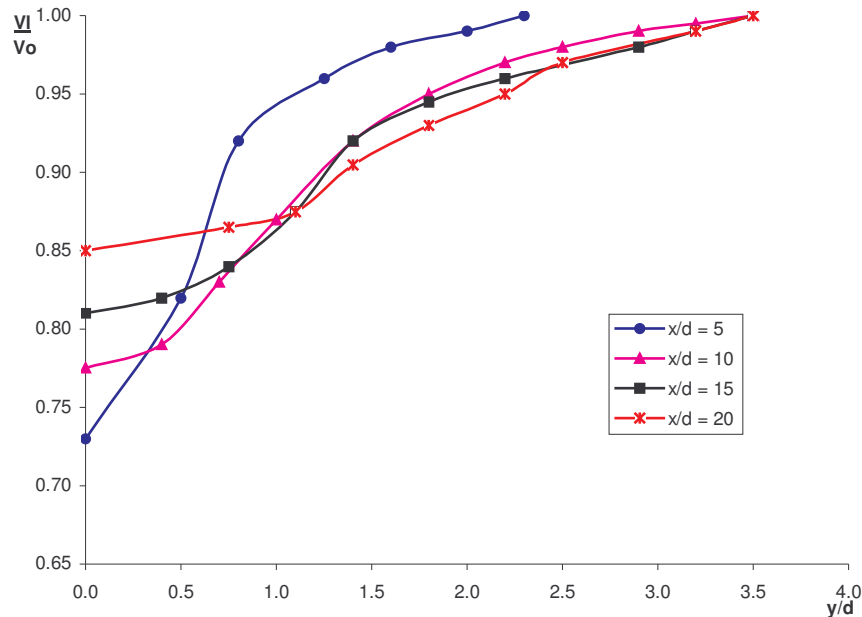


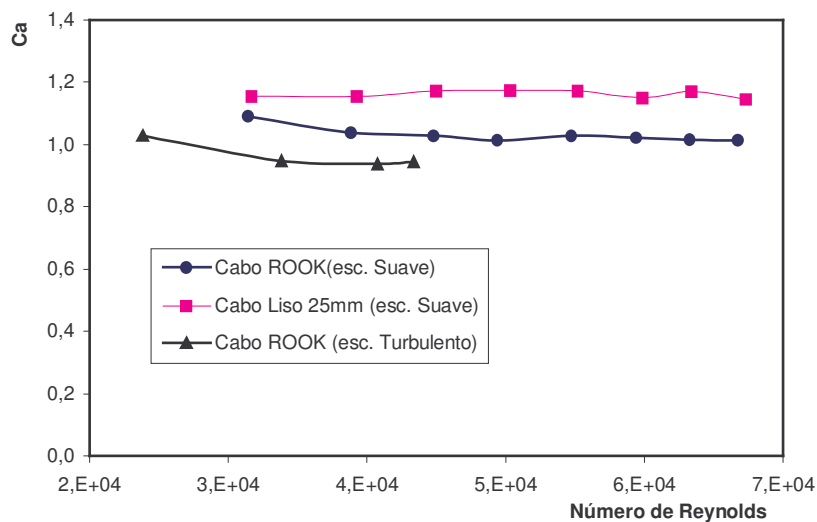
FIGURA 4.8: Distribuição de velocidade na esteira de um cilindro

Os coeficientes de cada um dos cabos vão depender das componentes de velocidades locais na posição onde se encontram. Essas componentes estão relacionadas à velocidade e turbulência do escoamento, à rugosidade do cabo e a sua localização na esteira, ou seja, estão também relacionadas ao espaçamento entre cabos e configuração do feixe.

A mudança da velocidade do escoamento altera o número de Reynolds ( $R_e$ ), mas para os cabos usuais em linhas, o  $R_e$  é sempre da ordem de  $10^5$ , ou seja, no regime sub-crítico. Dessa forma, para uma certa faixa de velocidades não há grandes alterações no comportamento dos coeficientes aerodinâmicos.



A Figura 4.9 apresenta a variação do coeficiente de arrasto com o  $Re$  para os casos de cabo liso e cabo condutor (tipo Rook) em escoamento suave (baixa intensidade de turbulência) e em escoamento turbulento gerado por grelha (intensidade de turbulência de 11%). Esses resultados são apresentados por Oliveira [2002] e foram obtidos em ensaios em túnel de vento com modelos seccionais em escala real.



FIFURA 4.9: Distribuição de velocidade na esteira de um cabo condutor

A turbulência do escoamento é um fator que contribui para amenizar os gradientes de velocidade e, conseqüentemente, os gradientes de forças. As curvas de coeficientes aerodinâmicos em relação ao ângulo de incidência do vento são suavizadas à medida que a intensidade de turbulência é aumentada. A Figura 4.10 apresenta resultados obtidos em ensaios em túnel de vento de modelo de feixe de quatro cabos do tipo Rook com condutores espaçados de dez diâmetros [Oliveira, 2002]. A turbulência foi gerada por grelha e apresenta intensidade de 11%. A velocidade do escoamento em todos os experimentos é de 23m/s.

Como apresentado, a análise dos coeficientes de cabos não é uma tarefa elementar, sendo esses dependentes de vários fatores que caracterizam a estrutura e o escoamento. É possível fazer algumas simplificações, mas essas devem ser cuidadosamente avaliadas.

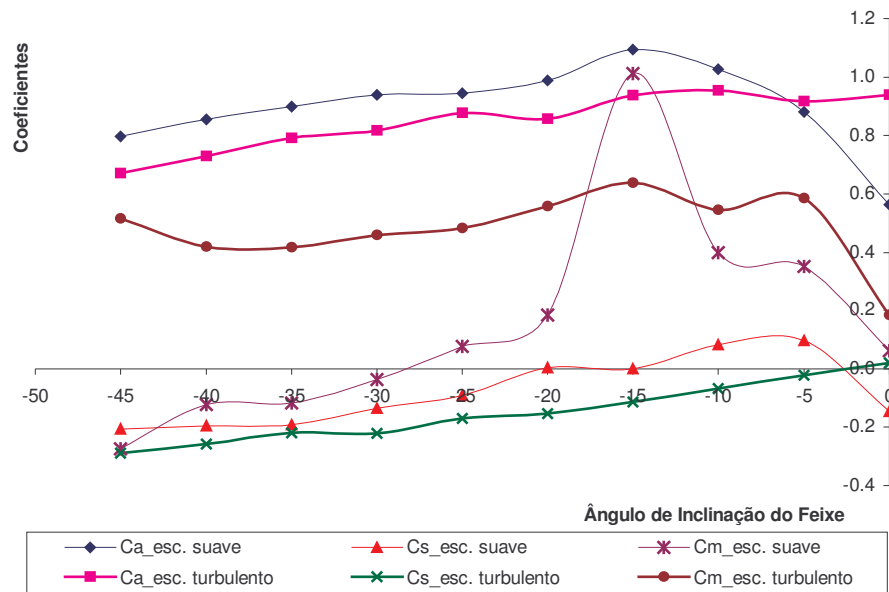


FIGURA 4.10: Comparação entre resultados de coeficientes em escoamentos suaves e em escoamentos turbulentos

#### 4.3.1 Obtenção dos parâmetros

A literatura técnica mostra que os coeficientes aerodinâmicos podem ser obtidos numérica ou experimentalmente. As duas alternativas constam da avaliação dos coeficientes para um modelo rígido e seccional do cabo ou feixe. Os coeficientes são medidos para diversos ângulos de incidência do vento.

A primeira alternativa demanda grande esforço computacional e requer aproximadamente 48 horas de processamento apenas para gerar a malha de elementos finitos, que serviria somente para uma dada configuração de feixe. Ainda é necessário determinar os coeficientes para diferentes ângulos de incidência do vento. A segunda maneira, experimental, também requer tempo e disponibilidade de equipamento e laboratorista.

Dessa forma, investiu-se na busca de uma solução analítica que seja facilmente aplicável a qualquer configuração de feixe, e que possa dispensar um trabalho numérico e/ou experimental. A premissa de estudo é que o campo de velocidades na esteira de um cabo é

formado pela superposição de um escoamento potencial [Shames, 1978], caracterizado pelas funções de corrente, e do escoamento originado pela presença dos vórtices, como estudado por Griffin e Rambert [1974]. Assim, estabeleceu-se um modelo analítico simplificado para caracterizar o escoamento no entorno de um cilindro e com ele determinaram-se as flutuações da velocidade do escoamento principal (velocidade de fundo) na região da esteira. Conhecendo-se o campo de velocidades, é possível determinar as forças geradas em um cabo a sotavento e, conseqüentemente, os coeficientes aerodinâmicos deste cabo. Os resultados obtidos através deste modelo analítico não coincidiram com os resultados encontrados na literatura técnica determinados por métodos experimentais e/ou numéricos. Sendo assim, concluiu-se que as simplificações atribuídas ao modelo analítico, tais como: não existência de turbulência, desconsideração dos efeitos de tridimensionalidade do escoamento e a consideração de cilindro liso (sem rugosidade), não possibilitam a avaliação correta dos coeficientes aerodinâmicos dos cabos de um feixe.

Sendo ainda inviável a utilização de um modelo analítico adequado, são estudadas as alternativas: modelos numéricos e modelos experimentais. A primeira alternativa dada pela utilização de modelo numérico foi aplicada por Braun [2002]. Neste modelo, a análise do escoamento é feita através de um esquema explícito de dois passos com uma formulação Arbitrária Lagrangeana-Euleriana, escoamento bidimensional e com a hipótese de leve compressibilidade. Considera-se ainda a presença da turbulência, simulada diretamente para as grandes escalas, sendo empregado o modelo simples de Smagorinsky para as escalas inferiores à resolução da malha. A discretização espacial é feita através do Método dos Elementos Finitos. A estrutura do conjunto de cabos é considerada como sendo um corpo único, trabalhando acopladamente, indeformável e com vínculos elásticos nas direções principais de deslocamento e de rotação da seção. Finalmente, o acoplamento entre fluido e estrutura é realizado pela imposição de condições de compatibilidade e de equilíbrio na interface sólido-fluido, sendo a equação dinâmica resultante resolvida pelo método clássico de Newmark. Este modelo permite a determinação de coeficientes aerodinâmicos individuais para cada cabo de um feixe e também os coeficientes do conjunto, podendo ser obtidos os valores dos coeficientes instantâneos e seus valores médios em um tempo de aquisição desejado. O modelo apresenta algumas desvantagens, sendo uma delas é o grande esforço computacional demandado para geração da malha e simulação numérica. Seria preciso estudar diferentes configurações de feixes, para ângulos de incidência do vento de 0 a 45 graus e

ainda diversas condições de velocidade e turbulência do escoamento. Assim, para cada configuração de feixe é necessário aproximadamente 48h de processamento. A outra desvantagem, é a dificuldade de simulação da rugosidade do cabo, sendo assim, empregam-se cabos lisos.

A segunda alternativa é a determinação dos coeficientes por meio de modelo experimental em túnel de vento. Wardlaw e Cooper [1973], Alam et al. [2003] e Oliveira [2002] desenvolveram modelos seccionais (em escala real) de cabos singelos ou de feixes, para espaçamentos entre cabos de cinco a trinta diâmetros. Foram medidos os coeficientes de arrasto, sustentação e torção para cada feixe ou isoladamente para cada cabo, variando o ângulo de incidência do vento e as condições de turbulência e velocidade do vento.

Independente da metodologia empregada, os resultados disponíveis na literatura técnica são escassos, principalmente em relação a feixes de cabos. Não há dados de coeficientes para o caso de linhas de potência natural elevada (LPNE), onde os feixes podem estar dispostos em configuração assimétrica e com afastamento entre cabos na ordem de 40 a 80 diâmetros. Para esses feixes, somente podemos fazer algumas previsões de comportamento baseados nos resultados conhecidos para feixes de dois cabos.

#### 4.3.2 Comparação de resultados

Para aprofundar o estudo dessas duas alternativas de modelo, a seguir são apresentados comparações entre resultados da análise aerodinâmica por modelo numérico [Braun, 2002] e por modelo experimental [Oliveira, 2002], para dois feixes de cabos. O primeiro conjunto analisado é constituído de um feixe duplo horizontal com cabos separados por uma distância igual a quatorze vezes o diâmetro dos condutores. No segundo caso, tem-se um feixe quádruplo disposto na forma quadrada e com cabos separados por uma distância de dez vezes o diâmetro dos condutores. Em ambos os casos, o diâmetro dos condutores é de 24,8 mm. Na Figura 4.11 são apresentadas as configurações dos feixes de cabos estudadas.

As análises numéricas foram realizadas até  $t = 15s$ . Na Tabela 4.1 são apresentados os resultados obtidos para os coeficientes de arrasto  $C_a$  e de sustentação  $C_s$  médios para os seguintes ângulos de incidência (ataque) do vento  $\alpha$ :  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $45^\circ$ . Os modelos

numéricos foram ambos analisados com cabos lisos, já os resultados experimentais foram obtidos para feixe de quatro cabos constituído de cilindros lisos e feixe de dois cabos constituído de cabos rugosos do tipo Rook (comercial para uso em linhas de transmissão).

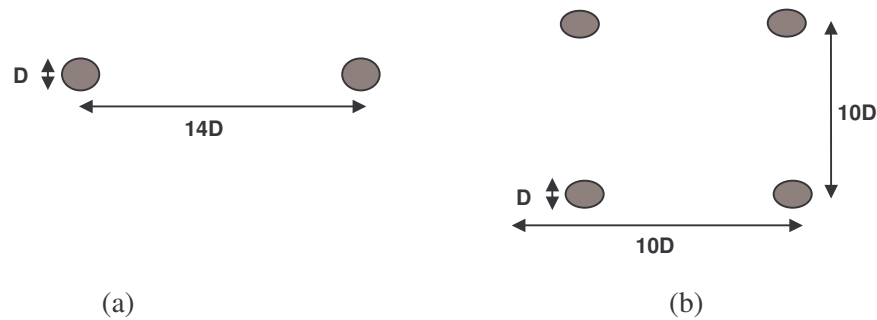


FIGURA 4.11: Feixes de Cabos: desenhos esquemáticos; (a) feixe duplo e (b) feixe quádruplo

TABELA 4.1: Coeficientes aerodinâmicos segundo a orientação de incidência do vento; (a) dois cabos e (b) quatro cabos

(a) 2 cabos	Coeficiente de Arrasto				Coeficiente de Sustentação			
	0°	15°	30°	45°	0°	15°	30°	45°
Modelo Experimental	0,50	1,00	1,05	0,85	0	-0,50	-0,78	-0,98
Modelo Numérico	0,55	1,10	1,15	0,90	0	-0,45	-0,70	-0,90
Erro relativo (%)	10,0	10,0	9,5	5,9	0	10,0	10,1	8,2

(b) 4 cabos	Coeficiente de Arrasto				Coeficiente de Sustentação			
	0°	15°	30°	45°	0°	15°	30°	45°
Modelo Experimental	0,90	1,12	1,10	0,80	0	-0,48	-0,74	-0,85
Modelo Numérico	0,90	1,15	1,12	0,80	0	-0,42	-0,62	-0,85
Erro relativo (%)	0	2,7	1,8	0	0	12,5	10,8	0

Nas Figuras 4.12, 4.13, 4.14 e 4.15 são apresentados os resultados obtidos numericamente [Braun, 2002] de coeficientes de arrasto e sustentação para um dos cabos localizado a barlavento e outro a sotavento do feixe de 4 cabos analisado. As curvas de coeficientes são apresentadas apenas para um dos pares de cabos do feixe de 4 cabos porque os resultados são muito semelhantes com os do outro par. Os coeficientes individuais desses cabos são obtidos em função do tempo para a condição de ângulo de ataque do vento de 0 e 15 graus. Os resultados apresentados na Figura 4.11 são as somas das médias temporais dos coeficientes individuais dos quatro cabos.

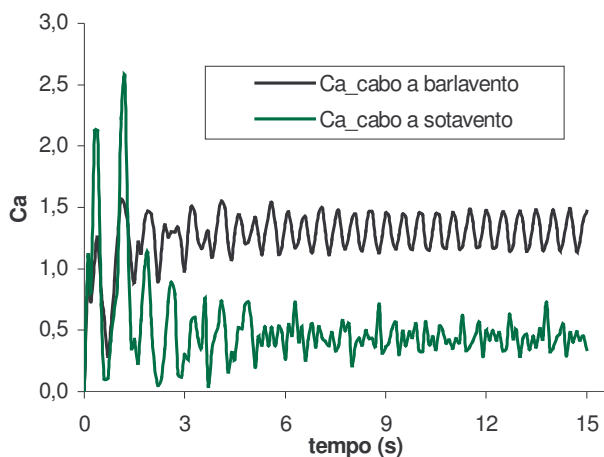


FIGURA 4.12: Resultados modelo numérico de  $C_a$  para 2 cabos do feixe quádruplo,  $\alpha$  de  $0^\circ$

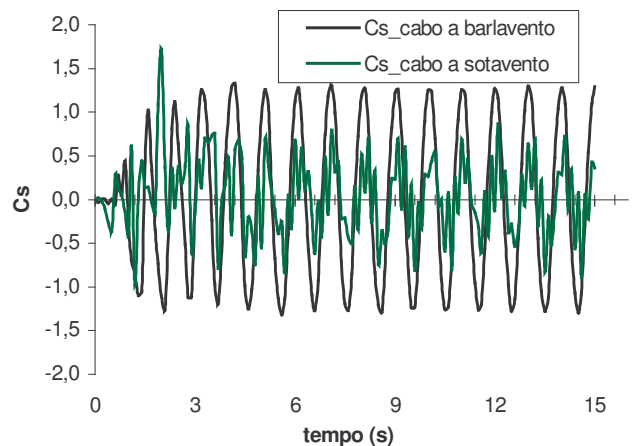


FIGURA 4.13: Resultados modelo numérico de  $C_s$  para 2 cabos do feixe quádruplo,  $\alpha$  de  $0^\circ$

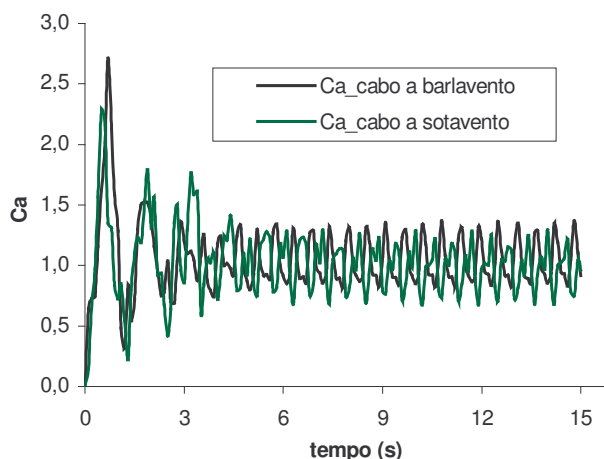


FIGURA 4.14: Resultados modelo numérico de  $C_a$  para 2 cabos do feixe quádruplo,  $\alpha$  de  $15^\circ$

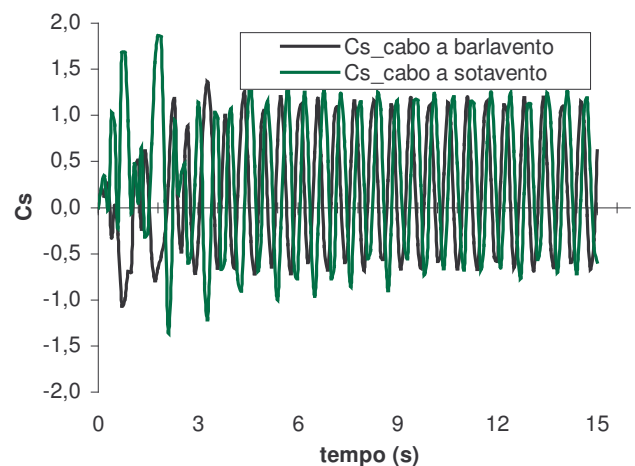


FIGURA 4.15: Resultados modelo numérico de  $C_s$  para 2 cabos do feixe quádruplo,  $\alpha$  de  $15^\circ$

Quanto às diferenças verificadas entre alguns dos resultados experimentais e os numéricos (Figura 4.11), algumas causas podem ser enumeradas. Primeiramente, como se sabe, todo processo experimental apresenta um certo nível de erro inerente aos aparatos utilizados em túneis de vento. O mesmo vale para as análises numéricas onde a malha usada, as condições de contorno e a constante de Smagorinsky (vinculada à reprodução da turbulência do escoamento), por exemplo, podem ser fontes de erro. Além disso, é importante destacar que os cabos utilizados no feixe de dois condutores são do tipo Rook, ou seja, rugosos, o que pode introduzir uma mudança significativa no comportamento aerodinâmico dos cabos. Mesmo assim, de uma forma geral, pode-se considerar que os resultados obtidos concordam satisfatoriamente com os valores experimentais.

#### 4.3.3 Coeficientes Aerodinâmicos

Os resultados apresentados para os coeficientes aerodinâmicos no item anterior ilustram a influência exercida pelos cabos a barlavento sobre aqueles a sotavento, devido à esteira gerada pelos primeiros. Esta influência é notada, sobretudo, nos valores de sustentação, fortemente ligados à ação da esteira. Para feixes expandidos (LPNE), ou seja, com espaçamentos na faixa de 40 a 80 diâmetros, é esperada a atenuação dos efeitos de interferência entre condutores que compõem os feixes. Em termos médios, talvez os coeficientes de sustentação alcançados sejam muito pequenos ou até nulos, fazendo com que os condutores do feixe se comportem como condutores singelos.

O que se propõe neste estudo é a possibilidade de determinar os coeficientes apenas para feixes de dois cabos, para diversos ângulos de incidência do vento, e por superposição, determinar-se os coeficientes para qualquer feixe de cabos. Essa suposição possibilita a obtenção de coeficientes para feixes de três ou mais cabos, permitindo que o árduo trabalho necessário para determinar esses parâmetros seja reduzido a apenas simulações numéricas ou experimentais de feixes de dois cabos dispostos lado-a-lado, para diversos ângulos de incidência do vento.

No trabalho de Cooper [1973] são determinados experimentalmente coeficientes de arrasto e sustentação de um cabo liso a sotavento de um cabo de iguais características, imersos em escoamento de Reynolds  $5 \cdot 10^4$ . Fez-se o ajuste de equações algébricas aos

resultados apresentados, considerando que os parâmetros  $y/D$  e  $x/D$  representam as distâncias verticais e horizontais entre os dois cabos divididos pelo diâmetro dos cabos (parâmetros adimensionais), obtendo-se as equações e correspondentes curvas apresentadas a seguir.

Esses coeficientes alimentaram os modelos empregados nas análises de linhas em feixes de diversas configurações, que foram desenvolvidas neste trabalho.

Os resultados experimentais de Cooper [1973] não puderam ser comparados diretamente aos valores encontrados, também experimentalmente, no trabalho de Oliveira [2002], devido às diferenças existentes entre o modelo e as condições de ensaio (Tabela 4.2).

TABELA 4.2: Características de modelos e ensaios para obtenção de coeficientes aerodinâmicos

Trabalho	Número de Reynolds	Modelo	Distância entre cabos – $x/D$	Medição Coeficientes
Cooper	$5 \times 10^4$	Cabos lisos	5,3/ 13,2/ 26,9/ 50	$C_a$ e $C_s$ do cabo a sotavento
Oliveira	$4 \times 10^4$	Cabo ROOK	14/ 18/ 22	$C_a$ e $C_s$ globais do feixe duplo

#### Coeficiente de Arrasto

As Figuras 4.17 e 4.18 apresentam as curvas de coeficientes de arrasto, determinados experimentalmente por Cooper [1973], ajustadas conforme as equações (4.3.1). Os coeficientes são graficados em função das distâncias vertical e horizontal entre os cabos, o que determina a posição do cabo a sotavento na esteira do cabo a barlavento (Figura 4.16).

$$C_a = \frac{a \cdot b + c \cdot \left(\frac{y}{D}\right)^d}{b + \left(\frac{y}{D}\right)^d} \quad (4.3.1)$$



$$a = 1,038 - 0,65 \cdot e^{-0,007 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^{1,55}} \quad (\text{Weibull})$$

$$b = 35,43 - 34,61 \cdot e^{-0,006 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^{1,71}} \quad (\text{Weibull})$$

$$c = 1,39 - 0,41 \cdot e^{-1,187 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^{-0,067}} \quad (\text{Weibull})$$

$$d = 5,51 - 0,095 \cdot \left(\frac{x}{D}\right) + 0,0016 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^2 \quad (\text{Quadrática})$$

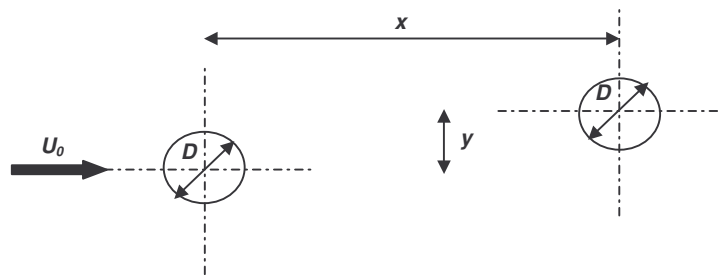


FIGURA 4.16: Relações de distâncias entre dois cabos

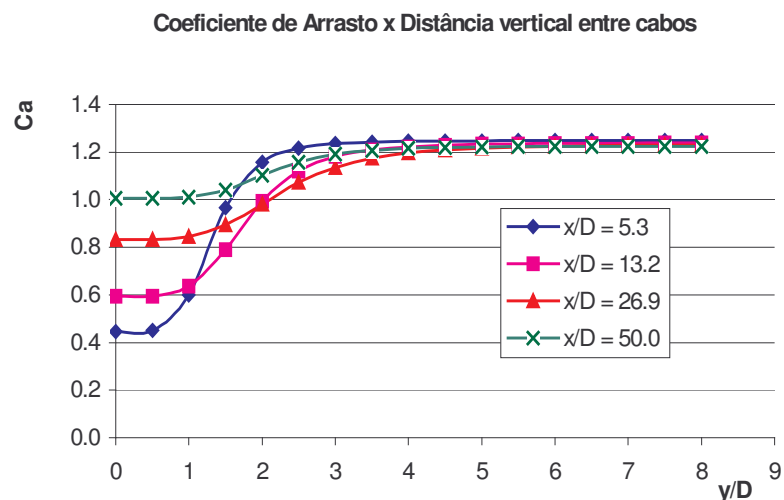


FIGURA 4.17: Curvas de coeficiente de arrasto médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância vertical entre cabos

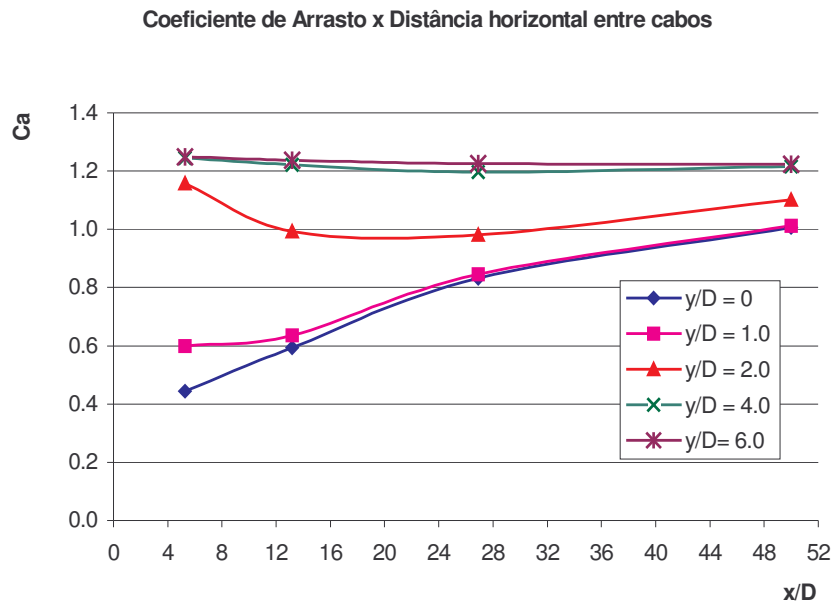


FIGURA 4.18: Curvas de coeficiente de arrasto médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância horizontal entre cabos

Os valores de coeficientes de arrasto do cabo a sotavento tendem a se aproximar dos valores de um cabo singelo conforme o afastamento horizontal e vertical do cabo a barlavento, segundo pode-se observar nas Figura 4.16 e 4.17. Para distâncias horizontais entre cabos acima de 60 diâmetros, podemos esperar coeficientes de arrasto constantes de 1,2 para qualquer distância vertical, ou seja, para qualquer ângulo de incidência do vento.

#### Coeficiente de Sustentação

As Figuras 4.19 e 4.20 apresentam as curvas de coeficientes de sustentação, determinados experimentalmente por Cooper [1973], ajustadas conforme as equações (4.3.2). Os coeficientes são graficados em função das distâncias vertical e horizontal entre os cabos, o que determina a posição do cabo a sotavento na esteira do cabo a barlavento (Figura 4.16).

$$C_s = \frac{a + b \cdot \left(\frac{y}{D}\right)}{1 + c \cdot \left(\frac{y}{D}\right) + d \cdot \left(\frac{y}{D}\right)^2} \quad (4.3.2)$$

$$a = -0,101 + 0,0049 \cdot \left(\frac{x}{D}\right) - 6,133E^{-5} \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^2 \quad (\text{Quadrática})$$

$$b = 0,0067 - 0,000298 \cdot \left(\frac{x}{D}\right) + 3,921E^{-6} \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^2 \quad (\text{Quadrática})$$

$$c = -1,32 + 0,0315 \cdot \left(\frac{x}{D}\right) - 0,000326 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^2 \quad (\text{Quadrática})$$

$$d = \frac{-7,975E^{-17} + 3,394E^{10} \cdot \left(\frac{x}{D}\right)}{1 + 5,04E^{10} + 5,822E^9 \cdot \left(\frac{x}{D}\right)^2} \quad (\text{Função Razão})$$

Da mesma forma que o comportamento dos coeficientes de arrasto médios, os valores encontrados para os coeficientes de sustentação médios do cabo a sotavento tendem a se aproximar dos valores de um cabo singular, segundo o afastamento horizontal e vertical do cabo a barlavento (Figura 4.19 e 4.20). Para afastamentos horizontais entre cabos acima de 60 diâmetros, podemos novamente esperar coeficientes de sustentação nulos para qualquer distância vertical, ou seja, para qualquer ângulo de incidência do vento.

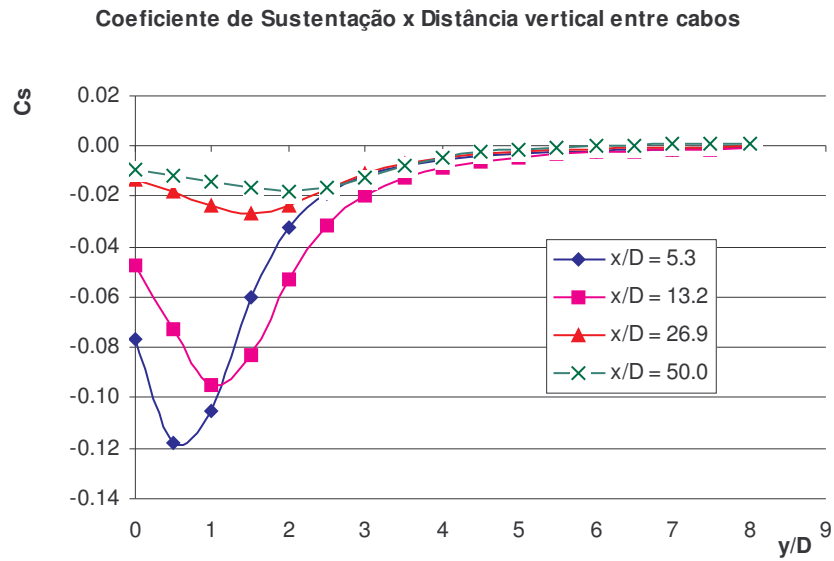


FIGURA 4.19: Curvas de coeficiente de sustentação médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância vertical entre cabos

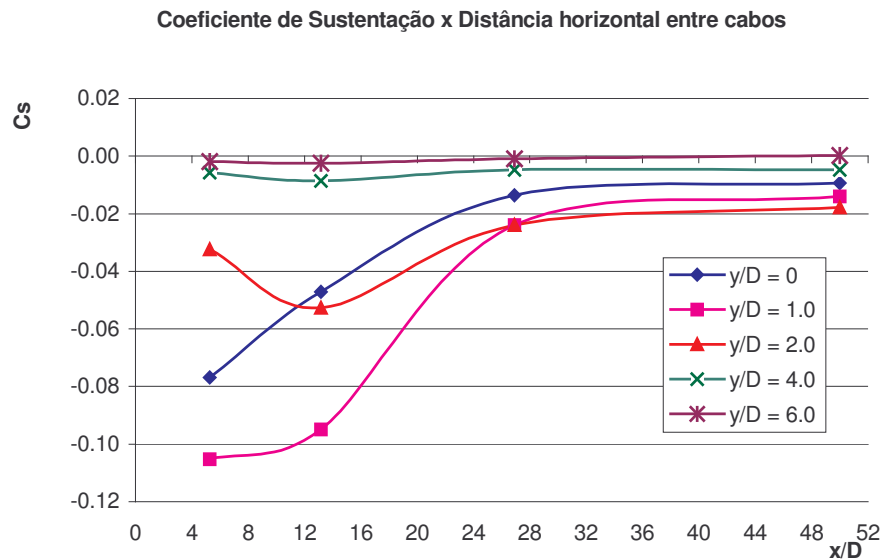


FIGURA 4.20: Curvas de coeficiente de sustentação médio do cabo a sotavento para o caso de feixe de 2 cabos em função da variação da distância horizontal entre cabos

## 5 MODELOS DE COMPORTAMENTO MECÂNICO

### 5.1 MODELAGEM DE CABOS

A análise de instabilidade de condutores é realizada através do emprego de modelos de um, dois e três graus de liberdade (GL) de acordo com as características da linha e do problema que se deseja estudar. Em muitos casos, diferentes considerações podem ser feitas a fim de simplificar a análise.

Em geral, os parâmetros estruturais mais relevantes são a tração no cabo, a sua massa, a rigidez à flexão e o auto-amortecimento. O efeito da flecha dos cabos somente é importante nos primeiros modos de vibração, isto é, só deverá ser levado em conta na simulação de vibrações que ocorram nestes modos, ou seja, em baixas frequências. Por exemplo, para o caso de vibrações eólicas, que ocorre principalmente em altas frequências, nos altos modos de vibração, este parâmetro pode ser desprezado, não sendo necessário um modelo estrutural muito refinado. Para este tipo de movimento podem ser utilizadas duas diferentes aproximações de modelo: o Método de Elementos Finitos e o Método do Balanço de Energia. Neste último, as forças aeroelásticas são modeladas através de “osciladores equivalentes”.

A rigidez à flexão é mais importante nos altos modos de vibração, ou seja, nas altas frequências. Ela é responsável principalmente por reproduzir efeitos locais, como deformações do cabo onde são aplicadas forças concentradas (espaçadores, amortecedores, restrições, etc.). Por outro lado, as trações no cabo não são afetadas pela rigidez à flexão e dependem principalmente da amplitude de vibração do anti-nó. A rigidez real de um cabo

formado por fios helicoidais encordoados (*stranded*) é aproximadamente de 30 a 70% da rigidez de um cabo de seção rígida.

A rigidez à torção é importante quando há excitação do movimento de torção, principalmente quando se tem acoplamento de movimentos longitudinais ou transversais, também denominado drapejamento (*flutter*), galope devido à presença de gelo ou oscilações induzidas pela esteira em feixes de cabos.

Outra modelagem estrutural de feixes baseia-se no Método dos Elementos Finitos, através da integração da equação de movimento no domínio do tempo, ou no Método da Matriz de Transferência. Ambos métodos permitem a determinação das frequências naturais do feixe e dos modos de vibração quando as equações de movimento podem ser linearizadas na vizinhança de uma posição de equilíbrio estático. As velocidades que atingem os condutores de sotavento são suficientemente grandes para possibilitar o uso da teoria quase estática.

O fenômeno de instabilidade dinâmica pelo efeito de esteira pode, então, ser considerado como se ocorresse em vento constante, mas somente quando a separação entre condutores for menor que 20 diâmetros (caso de feixes convencionais). Neste caso, sendo o comprimento de subvão de 30 a 80m, o movimento relativo no subvão devido à turbulência é pequeno e o efeito da turbulência poderá ser desprezado [Diana et al., 1992].

Além do método dos elementos finitos, a simulação de oscilações induzidas pela esteira pode ser realizada no domínio da frequência utilizando-se o Balanço de Energia. Neste método consideram-se condições estacionárias e permite-se apenas a avaliação de ciclos limites de amplitude de oscilações em vento não turbulento.

Os feixes com separação entre condutores maiores que 20 diâmetros (caso de feixes expandidos) são excitados em frequências mais baixas. O condutor de sotavento pode estar fora da esteira do condutor de barlavento, além disso, os subvãos são muito maiores (na ordem de centenas de metros), o que os torna menos rígidos. Essas diferenças fazem com que a turbulência e o efeito da catenária tornem-se importantes [Diana, 1999].

Quando se considera a turbulência, ocorre adicionalmente o fenômeno do martelamento. Neste caso, a modelagem se faz por meio de elementos finitos tridimensionais de modo a reproduzir os efeitos do vão adjacente, do tipo e da geometria dos isoladores, da

flecha e da distribuição real de trações ao longo do cabo. O feixe deve ser modelado usando um elemento de viga que reproduza o comportamento elástico e inercial do feixe, considerando também o efeito dos espaçadores. O tipo de turbulência é muito importante neste tipo de problema. O vetor de forças aerodinâmicas generalizadas depende da distribuição de velocidade do vento e do movimento do feixe.

Galope devido ao gelo em feixes deve ser estudado como o fenômeno de drapejamento (*flüiter*), onde os coeficientes aerodinâmicos a serem utilizados devem ser obtidos em ensaios em túnel de vento com diferentes perfis de gelo.

Quando os feixes estão sujeitos a movimentos de corpo rígido, sem a presença de gelo nos condutores, o efeito dos elementos de suspensão e as características dos vãos adjacentes são importantes para a reprodução do fenômeno, devendo ser introduzidos no modelo matemático. O movimento de subvão pode ainda ser acoplado ao movimento de vão completo quando ventos muito fortes sopram transversalmente a linha. Neste caso o movimento torcional do feixe sujeito a movimento de subvão induz a oscilação de flexão dos isoladores que se unem ao movimento horizontal do feixe. Aqui também é importante modelar as condições de extremidade.

Em suma, a simulação de oscilações de cabos de linhas aéreas de transmissão exige o cumprimento das seguintes etapas:

- escolha do modelo estrutural adequado para o cabo ou feixe de cabos, espaçadores, amortecedores, isoladores, ferragens e eventualmente da estrutura de suporte (torres);
- identificação e cálculo dos parâmetros estruturais de todos os elementos do vão;
- modelagem das forças de excitação.

## 5.2 MODELOS TEÓRICOS

Para um cabo singelo de seção simétrica e imerso em um escoamento uniforme, o coeficiente de sustentação médio é nulo, sendo assim, este é submetido apenas à força de arrasto. No caso de estrutura com seção assimétrica, como exemplo tem-se cabos com gelo, surgirão forças médias não-nulas atuando na direção normal à de incidência do vento (forças

de sustentação). A seguir são apresentados sucintamente alguns modelos, disponíveis na literatura, para análise de estabilidade de cabos condutores singelos e em feixes. Cada um destes modelos foi proposto para o estudo de um tipo específico de movimento do cabo, conforme definição apresentada no item 2.2.

### 5.2.1 Linhas com condutores singelos

Para a análise de galope vertical, na direção normal à de incidência do vento, é utilizado o critério de Den Hartog [Lawson, 1980] que emprega um modelo de um grau de liberdade (1GL). Este analisa as forças aerodinâmicas que se produzem sobre uma estrutura livre para mover-se na direção transversal ao vento e determina que a estrutura pode extrair energia do vento somente se:

$$\frac{\partial C_L}{\partial \alpha}(\alpha) + C_D(\alpha) < 0 \quad (5.2.1)$$

Yu et al. [1993] formulam um modelo de três graus de liberdade (3GL) para estudar instabilidade no comportamento de um condutor coberto de gelo. Ele considera o condutor como um oscilador discreto com os três movimentos acoplados; molas simulam as cadeias de isoladores e efeito dos vãos adjacentes. As torres de suporte são supostas rígidas e as forças inerciais e de amortecimento na direção longitudinal são desprezadas. O modelo considera a possibilidade de frequências naturais distintas para as diferentes direções.

### 5.2.2 Feixes de condutores

Na área de estudo de instabilidade de feixes de condutores existem alguns modelos analíticos encontrados na bibliografia que são utilizados para análise de movimentos de galope ou oscilações induzidas pela esteira em um feixe de condutores (modo subvão ou movimentos de vão completo). Mas não há ainda um modelo que contemple todos os tipos de instabilidade que possam ocorrer com o sistema feixes de condutores.

Um grupo de autores investigou a existência de oscilações de subvão, como Simpson [1971], Price [1975], Jones [1992] e Diana et al. [1999], analisando o comportamento de um



par de condutores dispostos lado-a-lado. Brzozowski et al. [1975] e Zhang [2000] investigaram teoricamente a ocorrência de oscilações de vão completo em feixes de condutores. Finalmente, Wardlaw and Cooper [1973] e Alam et al. [2003] procuraram determinar experimentalmente os coeficientes aerodinâmicos de feixes, necessários para a determinação das forças atuantes devidas à excitação do vento.

### 5.2.3. Instabilidade do condutor a sotavento: problema de subvão

Para a análise de drapejamento (*flutter*) de um condutor na esteira de outro condutor (problema de subvão), Simpson [1971] e Price [1975] utilizam um modelo de 2GL. O modelo considera os deslocamentos em sentido vertical e horizontal de um condutor a sotavento, enquanto o condutor a barlavento permanece fixo. Molas simulam as condições de apoio e o amortecimento estrutural é ignorado. Eles estudam a validade da aproximação quase estática para a análise do problema. As equações do sistema dependem de coeficientes aerodinâmicos e de suas derivadas em relação ao ângulo de incidência do vento. Em trabalho complementar em 1975, eles analisam o problema de drapejamento para um modelo que permite levar em conta a possibilidade de acoplamento mecânico estático entre os movimentos. Os autores verificam que não há drapejamento quando a relação de frequências naturais do sistema na condição de vento nulo é cerca de uma unidade.

Jones [1992] também utiliza um modelo de 2GL para analisar o problema de drapejamento. Seu modelo implementou a idéia que o movimento horizontal, quando acoplado ao movimento vertical, pode ser o responsável pelo início das oscilações verticais.

Os modelos de Simpson [1971], Price [1975] e Jones [1992] não consideram a possibilidade de oscilações torcionais e se limitam ao caso em que a rigidez do sistema é a mesma nas duas direções, o que equivale a admitir que as frequências naturais são iguais nas duas direções. Para linhas de grandes vãos, a catenária é bem significativa, e assim as frequências nas direções vertical e horizontal são perceptivelmente diferentes.

Diana et al. [1999] apresentam trabalho que aborda o estudo do comportamento aeroelástico de cabos em feixes. Neste trabalho são desenvolvidos modelos experimentais de dois cabos lisos com diferentes espaçamentos entre eles e também diferentes ângulos de

incidência do vento. São medidas as forças apenas no condutor a sotavento (forças de arrasto e sustentação), não sendo avaliados os efeitos de torção. As equações de movimento são definidas para cada condutor separadamente, dessa forma, as forças são incluídas de forma independente: separam-se aquelas que atuam nos condutores a barlavento (apenas força de arrasto) e aquelas que atuam nos condutores a sotavento (nessas aparecem o efeito da esteira). As análises desenvolvidas para feixes de quatro cabos admitem que as forças atuantes são equivalentes a de dois pares de feixes de dois cabos. As parcelas referentes aos espaçadores são incluídas diretamente nas matrizes de massa, amortecimento e rigidez, que restringem os movimentos horizontais e verticais relativos entre os condutores.

#### 5.2.4. Instabilidade do feixe: problema de vão completo

No estudo de feixes de condutores surge o problema de instabilidade de vão completo, onde os condutores oscilam como um conjunto entre as torres de suporte. Os modelos até aqui utilizados para analisar esse problema não levam em consideração os movimentos de subvão. Neste caso, o feixe é modelado como um único elemento, onde os condutores se movimentam em conjunto e são mantidos separados pela presença dos espaçadores.

Os modelos devem levar em conta a possibilidade de acoplamento dos três movimentos, que é comum acontecer nesse tipo de instabilidade. Além disso, seria interessante considerar o efeito das extremidades (cadeia de isoladores e vãos adjacentes) já que o movimento ocorre no vão entre as torres de suporte.

Brzowski e Hawks [1976] propõem um modelo de 3GL para analisar um feixe de dois cabos. As equações de movimento formuladas consideram os três movimentos do feixe: vertical, horizontal e rotação em torno de seu eixo longitudinal, mas não é considerado o acoplamento mecânico entre os 3GL. Da mesma forma que os modelos que analisam o movimento do subvão, as equações do vão completo dependem de coeficientes aerodinâmicos e de suas derivadas em relação ao ângulo de incidência do vento. Esses coeficientes aerodinâmicos são referentes ao feixe como um todo, os quais foram obtidos experimentalmente por Wardlaw and Cooper [1973]. As simplificações do modelo de Brzowski e Hawks são: (a) não considerar o efeito das extremidades, já que as

extremidades dos cabos são consideradas ancoradas, (b) desconsiderar a massa dos espaçadores e (c) desprezar o amortecimento estrutural.

Zhang et al. [2000] desenvolveram uma ferramenta de projeto para feixes de condutores utilizando um modelo híbrido de três graus de liberdade, baseado na formulação desenvolvida por Yu et al. [1993] para galope de um condutor singelo. Esta formulação utiliza expressões analíticas para investigar os parâmetros que dão início e mantém constantes as amplitudes de galope. O modelo considera as interações dos movimentos horizontais, verticais e torcionais, cargas aerodinâmicas não lineares, a geometria não uniforme ocasionada pelo gelo, os equipamentos controladores de galope e a variação do vento ao longo do vão. O movimento completo do feixe é estudado com todos os condutores se movendo em fase. O vetor de forças aerodinâmicas é determinado na curva de referência do feixe (linha que passa pelo centro de massa da seção do feixe) para dados aerodinâmicos medidos no centro de cada condutor do feixe. Sendo assim, não são consideradas as interações aerodinâmicas entre os diferentes condutores do feixe. Os autores consideram esta hipótese razoável quando a separação entre os condutores do feixe é superior a 10 diâmetros. Nesse caso, as forças aerodinâmicas e momentos medidos em cada condutor individual podem ser meramente somadas na curva de referência. Em resumo, o modelo proposto por Zhang é mais refinado mas, assim como o de Brzozowski, despreza a existência de movimentos relativos entre condutores do feixe (modo subvão) e considera, simultaneamente, somente um modo por direção global.

Esses modelos para análise de movimentos de vão completo de feixes de condutores consideram que não há movimentos relativos entre os cabos, ou seja, o movimento é sempre em fase. O espaçamento entre os cabos é fixo e é mantido pela presença de espaçadores. Assim, talvez seja possível analisar o comportamento de feixes através de modelos de forças aerodinâmicas para pontes esbeltas, já que estas também estão sujeitas à instabilidade do tipo drapejamento. A seguir é apresentado um estudo de alguns modelos encontrados na bibliografia.

### 5.2.5. Modelos de Forças Atuantes sobre Pontes

A vibração de um corpo que está sujeito à ação do vento causa modificações nas condições do escoamento e faz surgir forças aerodinâmicas que são dependentes, principalmente, das velocidades e deslocamentos do dado corpo. Estas forças podem produzir o fenômeno de instabilidade dinâmica e, por isso, devem ser consideradas nas equações de movimento da estrutura. Os métodos apresentados a seguir possibilitam levar em conta o acoplamento dos movimentos de oscilações nas análises de instabilidades de estruturas tipo pontes.

Scanlan [1972] propôs um método para avaliação das forças atuantes em um corpo devido à ação do vento. As forças dependem de coeficientes ( $A_1^*, A_2^*, A_3^*, A_4^*, H_1^*, H_2^*, H_3^*, H_4^*$ ) que são função de valores de pressão flutuante e da diferença de fase da pressão flutuante. As equações dos coeficientes são descritas por Matsumoto et al. [1996]. Essas são determinadas experimentalmente.

Para estimar a resposta multi-modal das estruturas de pontes sujeitas ao vento é comum se considerar a resposta em cada modo separadamente e então determinar o valor RMS da resposta total. Jain, Jones e Scanlan [1996] propõem uma análise no domínio da frequência que permite considerar simultaneamente o efeito de mais de um modo de vibração, assim, permite levar em consideração o acoplamento dos movimentos. Os autores dividem as forças em duas parcelas: aeroelásticas e de martelamento (*buffeting*). As últimas são forças que surgem devido à turbulência do vento. Estas são admitidas como independentes do movimento da estrutura (dos coeficientes  $A_1^*, A_2^*, A_3^*, A_4^*, H_1^*, H_2^*, H_3^*, H_4^*$ ) e sem a componente da força estática, dependem apenas dos coeficientes aerodinâmicos e de suas derivadas em relação ao ângulo  $\alpha$ .

Brito e Riera [1995] definem as forças que surgem devido a esta interação fluido-estrutura como dependentes dos coeficientes aerodinâmicos (arrasto, sustentação e torção) e de matrizes ( $A$  e  $B$ ) que apresentam as derivadas dos coeficientes aerodinâmicos em função de  $\alpha$  (ângulo entre o vetor velocidade e o eixo do corpo) e de  $\dot{\phi}$  (velocidade de rotação do corpo ao redor do seu centro de corte). Estas matrizes também dependem de  $\phi_x, \phi_y, \phi_{x,x}$ , etc.,

que são funções das coordenadas espaciais que caracterizam o escoamento na localização do corpo. Os coeficientes aerodinâmicos são determinados através de ensaios com modelos reduzidos. As matrizes propostas por Brito e Riera [1995] são indicadas a seguir:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & C_{a,\alpha} \\ 0 & 0 & C_{s,\alpha} \\ 0 & 0 & DC_{m,\alpha} \end{bmatrix} \text{ e } \mathbf{B} = \frac{1}{U_0} \begin{bmatrix} -2C_a & -(C_s - C_{a,\alpha}) & U_0 C_{a,\theta} \\ 2C_s & -(C_s - C_{s,\alpha}) & U_0 C_{s,\theta} \\ -2DC_m & DC_{m,\alpha} & U_0 DC_{m,\theta} \end{bmatrix}$$

$$\text{sendo, } C_{a,\alpha} = \frac{\partial C_a}{\partial \alpha}; \quad C_{s,\alpha} = \frac{\partial C_s}{\partial \alpha}; \quad C_{m,\alpha} = \frac{\partial C_m}{\partial \alpha}; \quad C_{a,\theta} = \frac{\partial C_a}{\partial \theta}; \quad C_{s,\theta} = \frac{\partial C_s}{\partial \theta}; \quad C_{m,\theta} = \frac{\partial C_m}{\partial \theta}$$

Os autores analisam algumas seções de pontes para avaliar se são aerodinamicamente instáveis. A instabilidade ocorre quando o amortecimento efetivo, dado pela soma do amortecimento aerodinâmico e mecânico (estrutural), torna-se negativo. As parcelas de amortecimento aerodinâmico vertical e torcional são respectivamente:

$$-\frac{1}{2} \rho b V_0^2 C_{Y,\alpha} \quad \text{e} \quad -\frac{1}{2} \rho b^2 V_0^2 C_{M,\theta} \quad (5.2.2)$$

sendo  $b$  = largura da seção da ponte

$\rho$  = massa específica do ar

$$C_{Y,\alpha} = \frac{\partial C_Y}{\partial \alpha}; \quad C_{M,\theta} = \frac{\partial C_M}{\partial \theta} \quad (5.2.3)$$

Brito e Riera [2000] também fazem uma comparação entre resultados obtidos com análise utilizando os coeficientes das matrizes  $\mathbf{A}$  e  $\mathbf{B}$ , mostradas a seguir, e utilizando os coeficientes  $A_1^*, A_2^* \dots H_4^*$  propostos por Scanlan [1971] e encontram coerência entre os resultados dos dois processos.

Stoyanoff [2001] determina as forças atuantes em uma estrutura elástica, como pontes ou torres, incluindo efeitos da turbulência. Assim como no trabalho de Jain, Jones e Scanlan [1996], as forças são divididas em duas parcelas: aeroelásticas e de martelamento. As duas primeiras parcelas representam as forças aeroelásticas, sendo dependentes das matrizes  $[c_a]$  referente ao amortecimento aerodinâmico e  $[k_a]$  referente à rigidez. A terceira parcela

apresenta uma outra matriz  $[o]$  que está associada ao efeito da turbulência do vento. Stoyanoff [2001] verifica a estabilidade de estruturas permitindo movimentos nos 3GL e também sua resposta à simulação de martelamento. A equação proposta por Stoyanoff [2001] é:

$$\{f\}_j = ([c_a]_j \{\phi\}_j + [k_a]_j \{q\}_j) + [o]_j \{r\}_j \quad (5.2.4)$$

$$\text{sendo, } \{\phi\}_j = \begin{Bmatrix} \frac{x}{U} \\ \frac{y}{U} \\ \theta_{yy} \end{Bmatrix}_j ; \quad \{q\}_j = \begin{Bmatrix} x \\ z \\ \theta_{yy} \end{Bmatrix}_j ; \quad \{r\}_j = \begin{Bmatrix} 1 \\ \frac{u}{U} \\ \frac{w}{U} \end{Bmatrix}_j$$

$$[o]_j = \begin{bmatrix} C_a & 2C_a & -(C_s - C_{a,\alpha}) \\ C_s & 2C_s & (C_a + C_{s,\alpha}) \\ bC_m & 2bC_m & bC_{m,\alpha} \end{bmatrix}$$

Comparando-se o modelo proposto por Stoyanoff [2001] com o de Brito e Riera [1995] notamos que: (a) as duas primeiras matrizes se diferenciam, pois não apresentam três dos termos na matriz  $\mathbf{B}$ , aqueles que representam as derivadas dos coeficientes aerodinâmicos em relação a  $\dot{\phi}$  (velocidade de rotação do corpo ao redor do seu centro de corte); (b) o modelo de Stoyanoff considera o efeito da turbulência em uma terceira matriz.

Os modelos de força propostos para o estudo de pontes e outro proposto para a análise do vão completo de feixe de cabos (Brzozowski e Hawks [1976]) apresentam muitas semelhanças. As duas primeiras parcelas do modelo de Stoyanoff são idênticas as encontradas no modelo de Brzozowski e Hawks [1976], assim sendo, o modelo para feixes de cabos é mais simples, pois não contém os termos relacionados a matriz  $[o]$ . Uma comparação mais detalhada entre esses modelos é apresentada por Oliveira [2002].

## 6 CRITÉRIOS DE DESEMPENHO

Para estabelecer os critérios de segurança das linhas se faz necessário definir os estados a partir dos quais a estrutura não mais satisfaz a finalidade para a qual foi projetada. Os estados limites são de dois tipos: (i) estados limites últimos, que correspondem à ruína da estrutura, ou parte da mesma, deformações plásticas excessivas ou por instabilidade; (ii) estados limites de utilização, que pela sua frequência de ocorrência ou duração, provocam efeitos incompatíveis com a condição de uso da estrutura, como deslocamentos excessivos, vibrações e deformações permanentes.

Como já mencionado no capítulo 2, linhas com condutores em feixes estão sujeitas a efeitos ainda não completamente conhecidos, como instabilidade de subvão e de vão completo (seção transversal rígida). Esses fenômenos podem acarretar o choque ou atrito entre cabos condutores, provocando o desgaste de fios dos cabos, diminuído sua vida útil, ou ainda, a ruptura das estruturas de suspensão ou dos espaçadores. Cabe ressaltar que as vibrações de cabos, como as causadas por desprendimento de vórtices, não são instabilidades, correspondendo apenas a um estado último de utilização, já as oscilações dos cabos da linha, como as causadas por galope ou oscilações induzidas pela esteira, são instabilidades e correspondem ao estado limite último.

Cavalcanti et al. [2003] relatam as dificuldades para identificar a ocorrência de instabilidade dos condutores de uma linha. Quando não há curto-circuito fase-fase, o problema é de difícil detecção e correção em linha de transmissão energizada, o que acarreta o atrito prolongado entre cabos e os conseqüentes danos aos tentos. Os autores citam que alguns casos de instabilidade em feixes quádruplos já foram observados, onde ocorreu o cruzamento do cabo inferior com o superior diagonalmente oposto. Mas como os parâmetros totais da linha de transmissão não se alteram apenas com os cabos de uma mesma fase cruzados, a

localização a tempo de se evitarem danos maiores deve ser por monitoramento contínuo ou preditivo de vãos “suspeitos”.

Em simulações numéricas de um dado vão de linha se adotam critérios de desempenho associados ao risco de instabilidade dos seus condutores. As variáveis aqui consideradas nos critérios de desempenho são: (1) amplitude de oscilação, (2) frequência de ocorrência de grandes oscilações e (3) distância entre cabos condutores. Os critérios de desempenho devem qualificar as linhas quanto a sua estabilidade, permitindo a escolha de projeto mais adequado para a região onde será implantada a linha.

As oscilações dos cabos de um feixe podem implicar em modificação da distância relativa entre subcondutores (condutores pertencentes à mesma fase), que é um parâmetro que influencia a impedância das linhas. A importância dessa influência sobre a impedância dependerá da relação do comprimento afetado com o comprimento total da linha. Alterando-se a impedância, haverá alteração do desempenho da linha (por exemplo: capacidade de transmissão). Até o presente momento (2005), esse efeito não foi levado em consideração no projeto elétrico das linhas, baseados nas seguintes premissas:

- o fenômeno de oscilação é localizado, eventualmente em alguns subvãos, num determinado instante, ou seja, transitório;
- as frequências das oscilações (da ordem de alguns poucos Hertz) são muito menores que a frequência de variação das grandezas elétricas (tensão e corrente), que é de 60Hz;
- o espaçamento relativo entre subcondutores entra no cálculo da impedância inserido no logaritmo neperiano da raiz quadrada do produto destes espaçamentos.

Apesar de ainda não se considerar a modificação da distância relativa entre subcondutores nos cálculos elétricos da linha, esse poderia ser um importante critério de desempenho para a escolha entre diferentes projetos. Na verdade, faltam informações para prever a frequência do fenômeno, devido ao conhecimento incompleto sobre como a excitação (no caso o vento) se comporta ao longo do tempo. É aqui simulado o comportamento da linha quando submetida a ventos extremos ou a tempestades de diferentes tipos, deixando a proposta apresentada como uma sugestão para outros estudos na área.



## 6.1 IMPEDÂNCIA NATURAL DE UMA LINHA

A impedância de uma linha depende principalmente da sua extensão, das distâncias entre subcondutores e entre condutores de diferentes fases. Este fator diminui com a aproximação das fases e com o aumento do afastamento entre subcondutores de um mesmo feixe, o que faz com que a eficiência de uma linha (sua capacidade de transmissão de energia) esteja relacionada à distância entre condutores.

A impedância natural de uma linha em feixe será dada por:

$$Z_0 = 60 \cdot \ln \cdot \frac{D_m}{r_{eq}} \quad \text{ou} \quad Z_0 = 60 \cdot \log_e \cdot \frac{D_m}{r_{eq}} \quad (6.1.1)$$

onde:

$D_m$ : distância média geométrica entre as diferentes fases;

$r_{eq}$ : raio equivalente do feixe.

Para um feixe de configuração simétrica de  $n$  condutores, o raio equivalente será:

$$r_{eq} = \sqrt[n]{r D_{12} D_{13} \dots D_{1n}} \quad (6.1.2)$$

onde:

$r_i$ : raio do condutor;

$D_{ij}$ : distância entre os pares de cabos do mesmo feixe, arbitrariamente considerando um condutor como de índice  $i$  e outro de índice  $j$ .

Pelas equações (6.1.1) e (6.1.2) é fácil perceber que o aumento do espaçamento entre os condutores do feixe acarreta a redução da impedância natural da linha.

Uma linha de transmissão clássica, de extensão usual na faixa de 30 a 300km, quando submetida a uma tormenta do tipo TS, terá apenas de um a três dos seus vãos atingidos, já que as TS são de pequena extensão. A distância entre subcondutores de um feixe desta linha estará submetido a um efeito transiente (de curta duração, devido ao curto tempo característico da TS) e de efeito local (atingindo uma pequena extensão da linha). Além disso, o valor da

distância média entre subcondutores integrada ao longo dos vãos atingidos se aproxima da distância de projeto. Assim, a alteração da distância entre subcondutores ao longo de todos os vãos da linha e ainda integrada ao longo do tempo, não implica em alterações significativas em termos de eficiência elétrica do sistema. Ou seja, a impedância quando tratada em termos da extensão de toda uma linha, não é afetada por efeitos locais como aqueles provenientes de tempestades do tipo TS.

Considerando agora o caso de tormentas do tipo EPS, que atingem uma grande área, que podem atuar em toda a extensão de uma dada linha. Para uma linha de 40km de comprimento, composta de feixes de dois condutores de 0,025m de diâmetro com distância entre subcondutores de 1m e afastamento entre diferentes fases de 10m, a impedância natural será dada por:

$$Z_0 = 60 \cdot \ln \frac{10}{\sqrt[2]{0,0125 \cdot 1}} = 269,62 \, \Omega \quad (6.1.3)$$

Supondo que a média da distância entre condutores ao longo de toda a linha e durante toda a duração da EPS (2h) seja equivalente a 0,7m. Isso também supondo que toda a linha esteja submetida a EPS, a impedância natural será dada por:

$$Z_0 = 60 \cdot \ln \frac{10}{\sqrt[2]{0,0125 \cdot 0,7}} = 280,32 \, \Omega \quad (6.1.4)$$

Nessa situação hipotética, sendo uma das mais desfavoráveis que se poderia obter, com oscilações de grande amplitude do condutor a sotavento durante toda a duração da EPS, a impedância da linha seria aumentada em aproximadamente 4%. Mas esse resultado retrata a variação da impedância em apenas um vão da linha, quando considerada toda a extensão da linha (40 km) se obteria uma alteração talvez desprezível em termos de eficiência de transmissão.

## 7 SIMULAÇÃO DE COMPORTAMENTO DOS CONDUTORES

Como comentado nos capítulos anteriores, o estudo do comportamento de condutores de linhas de transmissão implica na caracterização de excitações aleatórias que descrevem a turbulência do escoamento, de cargas transitórias das tormentas, de resposta da estrutura levando em consideração a interação entre o vento incidente e o movimento dos cabos, entre outros fatores. A complexidade desses vários fatores não permite a obtenção de soluções fechadas, assim o problema precisa ser resolvido por simulações.

Neste trabalho, será utilizada integração numérica no domínio do tempo das equações de movimento de um modelo não linear de um vão de linha com condutores em feixes. O método utiliza o modelo de interação apresentado no Capítulo 4, que define as forças atuantes nos cabos.

A seguir são apresentadas a metodologia empregada, as características básicas do programa desenvolvido para as simulações numéricas e as propriedades do modelo.

### 7.1 SOLUÇÃO NUMÉRICA

Para a determinação da equação de movimento do sistema cabos linearizada foi adotado o Método Explícito, o qual requer que a matriz de massa e de amortecimento sejam diagonais. A utilização de integração numérica explícita para as equações de movimento de sistemas estruturais apresenta atrativos porque não é necessário se montar a matriz de rigidez, e assim, a integração é realizada ao nível de elemento. No caso de sistemas com muitos graus de liberdade, os quais implicam em enormes matrizes de rigidez, essa vantagem do método explícito passa a ser significativa.

Na aplicação da integração numérica explícita, a carga, considerada dependente do tempo, é aumentada de zero a seu valor estático final utilizando uma rampa suave. É atribuído às estruturas um amortecimento artificial, a fim de reduzir a amplitude das flutuações (como vibrações) em torno da resposta estática média, a chamada Técnica de Relaxação Dinâmica.

No Método Explícito, o vetor de coordenadas nodais  $\mathbf{q}(t_i)$ , no tempo discreto  $t_i$ , é calculada a partir de um conjunto de vetores de deslocamentos  $\mathbf{q}(t_{i-k})$ , em tempo discreto anterior  $t_{i-k}$ ,  $k = 1, 2, 3, \dots, i$ , sem a necessidade de montagem da matriz de rigidez global e solução do sistema de equações. Ou seja, a partir da escolha de um intervalo de tempo, o estado do sistema no instante  $(t + \Delta t)$  pode ser expresso em termos do estado nos instantes  $t$ ,  $(t - \Delta t)$ ,  $(t - 2\Delta t)$ , etc.

Nestas análises, cada coordenada nodal em translação é obtida por um esquema de médias de diferenças finitas para solução das equações de equilíbrio dinâmico nas três direções,  $x$ ,  $y$  e  $z$ . A expressão do método das Diferenças Finitas Centrais é dada por:

$$q(t + \Delta t) = \frac{1}{c_1} \left[ \frac{fr(t)\Delta t^2}{m} + 2q(t) - c_2 q(t - \Delta t) \right] \quad (7.1.1)$$

$$c_1 = 1 + \frac{c_m \Delta t}{2} \quad c_2 = 1 - \frac{c_m \Delta t}{2} \quad (7.1.2)$$

onde,

$m$  : massa nodal;

$q$  : coordenadas nodais em alguma das direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ ;

$fr$  : componente de força nodal na direção correspondente;

$t$  : tempo;

$\Delta t$  : intervalo de tempo;

$c_m$  : coeficiente de amortecimento proporcional à massa.

A força nodal  $fr(t)$  é composta pelas forças gravitacionais, carga de vento e pelas cargas axiais de tração nos elementos de cabos conectados. Em cada passo de integração é aplicada à equação (7.1.1) para todos os nós e nas três direções, as novas coordenadas determinadas irão conduzir as deformações axiais dos elementos, as quais agora irão reagir com as forças axiais em oposição aos deslocamentos.

Com essa metodologia é possível considerar a não-linearidade geométrica da estrutura, uma vez que as coordenadas nodais são atualizadas a cada passo de integração.

## 7.2 APLICAÇÃO NA ANÁLISE DE CABOS

Para a simulação numérica de um vão de linha de transmissão é necessário se conhecer a posição inicial do cabo suspenso (coordenadas nodais) e a tração inicial nos seus elementos. Para isso, utilizou-se a solução analítica descrita a seguir, que é composta por equações que podem ser facilmente programadas.

### 7.2.1 Condições Iniciais

Um cabo suspenso, como no caso de linhas aéreas de transmissão, apresenta a forma de uma catenária. No caso de suportes à mesma altura, essa catenária será simétrica em relação ao eixo central (centro do vão) onde se localiza o vértice, local da maior flecha. A flecha depende do comprimento do vão, da temperatura e da tração aplicada ao cabo quando este é fixado aos suportes. Na condição inicial o cabo suspenso está submetido à força do seu peso, que resulta numa catenária. Para essa condição, se projeta o cabo com tração equivalente a 20% da tração última de ruptura (condição de tração *EDS\_Every Day Stress*).

Para início do processo, precisa-se ter o cabo em uma dada posição, que após a aplicação da carga peso, este esteja submetido à tração de projeto  $T_i$  e com a catenária teórica  $f_{teórica}$ . Para determinação desta posição para início do processo foi desenvolvido um programa em MatLab. Neste processo se utiliza a formulação abaixo para determinar as propriedades do cabo na condição após aplicação da força peso, se determina a deformação

axial causada por essa força, através da equação constitutiva do cabo, e se desconta essa deformação do comprimento teórico do mesmo. Assim, se determina uma condição inicial (catenária com flecha menor) que após a aplicação da carga de peso, o cabo estará disposto na posição teórica e com tração de projeto desejados. Dessa forma, a tração de projeto  $T_i$  será dada por:

$$T_i = 0.2 \cdot T_{nr} \quad (7.2.1)$$

$$C = \frac{T_i}{p} \quad (7.2.2)$$

$$x_0 = \frac{L}{2} - C \cdot \operatorname{arcsen} h \left( \frac{B}{2 \cdot C \cdot \left( \sinh \left( \frac{L}{2 \cdot C} \right) \right)} \right) \quad (7.2.3)$$

$$L_e = L + \frac{2 \cdot B \cdot C}{L} \quad (7.2.4)$$

$$f_{teórica} = \frac{L_e^2 \cdot p}{8 \cdot T_i} - B \quad (7.2.5)$$

$$y = C \cdot \left( \cosh \left( \frac{x - x_0}{C} \right) - \cosh \left( \frac{x_0}{C} \right) \right) \quad (7.2.6)$$

$$l_{teórico} = \sqrt{B^2 + 4 \cdot C^2 \cdot \left( \sinh \left( \frac{L}{2 \cdot C} \right) \right)^2} \quad (7.2.7)$$

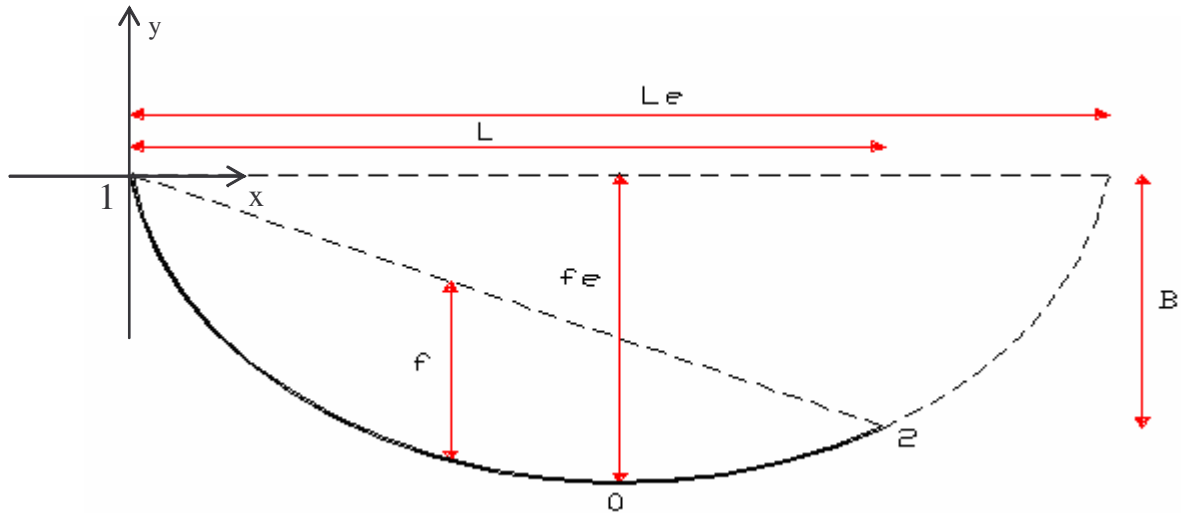


FIGURA 7.1: Cabo suspenso entre suportes (1 e 2) com alturas diferentes

### 7.3 CARACTERÍSTICAS DO PROGRAMA DESENVOLVIDO

O Programa desenvolvido tem a função de executar as seguintes tarefas:

- ler e interpretar os dados de entrada com as características da linha e características do vento atuante;
- determinar as forças nos nós da estrutura através de modelos que consideram a possível atuação de uma Tormenta Elétrica (TS) conduzida por um vento de fundo, uma Tormenta Extratropical (EPS), além da interação entre os cabos do feixe e turbulência do escoamento;
- resolver as equações de movimento dos cabos por integração numérica explícita utilizando o operador de Diferenças Finitas Centrais;
- gravar dados de saída para posteriormente serem interpretados por outra sub-rotina desenvolvida em outro aplicativo (MatLab).

O Programa permite a análise do comportamento de condutores singelos ou dispostos na forma de feixes, em configurações escolhidas pelo usuário. A análise é feita para um vão de linha, ou seja, para os cabos dispostos entre duas torres de suporte.

O Programa foi desenvolvido visando possibilitar estudo de casos, dessa forma, todos os parâmetros do vão de linha podem ser modificados pelo usuário, tais como: comprimento do vão, desnível entre torres, diâmetro dos cabos, localização dos espaçadores, configuração do feixe, etc. A aplicação do método é muito vasta, entre elas:

- determinar trações, deformações e deslocamentos dos cabos;
- prever as frequências de vibração de cabos;
- analisar a influência de parâmetros de projeto na estabilidade das linhas, tais como: tipo de espaçadores, comprimento dos sub-vãos, configuração do feixe, etc.;
- caracterizar a influência do vento (intensidade, velocidade, abrangência) no comportamento dos cabos.

### 7.3.1 Geração de Dados de Entrada e Saída

O Programa foi desenvolvido na linguagem Fortran, mas possui interface com o programa MatLab. A geração dos dados de entrada foi desenvolvida em sub-rotina do MatLab, onde figuras mostram a posição inicial da estrutura. Toda a geração de dados é automática, com a montagem de um arquivo com as propriedades dos elementos, coordenadas e restrições nodais, conectividades e propriedades dos elementos e carregamento nodal. Esse arquivo é posteriormente lido pelo Programa em Fortran, que após processamento, gera arquivos de saída com dados, tais como: deslocamento, deformação e tração ao longo do tempo. Esse arquivo de saída é chamado em outra sub-rotina do MatLab que agora processa os resultados para os apresentar em forma gráfica. São obtidos gráficos que mostram a posição do cabo após aplicação das cargas, deslocamento em cada uma das direções ao longo do tempo e seus respectivos espectros, tração horizontal do cabo ao longo do tempo, etc.

A geração de dados de entrada, desenvolvida via sub-rotina do MatLab, é adequada para o caso de vãos com um cabo singelo e vãos com feixes de configurações simétrica de dois a seis cabos.

O usuário pode definir as propriedades geométricas do modelo, tais como: materiais empregados, geometria do feixe, comprimento do vão, número e posição de espaçadores,



diferença de altura entre as estruturas de suporte, bem como as propriedades das excitações, como duração das tormentas, velocidade média do vento, intensidade da turbulência, distribuição espacial, etc.

Inicialmente o cabo foi discretizado em nós distanciados de 0,5m. Foram realizadas numerosas simulações com esse espaçamento e depois comparadas com resultados obtidos para outros espaçamentos. As simulações mostraram que até a distância de 4m entre nós, para o caso de uma linha de 400m, os resultados não apresentam diferenças significativas. Nos exemplos de aplicação do Programa, mostrados no Capítulo 8, o cabo foi discretizado em nós distanciados de 1m, resultando em um tempo de processamento de aproximadamente 3 minutos para cada simulação. O microcomputador utilizado é de uso domiciliar com CPU de 2,8 GHz e 448 Mb de memória RAM.

As sub-rotinas também podem ser ajustadas para simular feixes assimétricos e com espaçamento variável entre cabos ao longo do vão. Esta é uma tendência em linhas de Feixe Expandido que utilizam a tecnologia de linhas LPNE.

### 7.3.2 Vínculos de Extremidade

As ferragens (grampos, cadeias de ancoragem, estruturas de suspensão), cadeias de isoladores, torres e vãos adjacentes exercerão influência nas características dos apoios do vão de linha simulado.

O amortecimento estrutural das cadeias de isoladores e das estruturas de suporte não foram modelados, já que seus efeitos devem ser pequenos quando comparado ao amortecimento dos cabos e espaçadores de todo o sistema.

A flexibilidade das torres e cadeias de isoladores na direção vertical (sentido da força peso) não foi modelada, sendo admitido que os cabos estão fixados rigidamente em seus extremos nessa direção.

A adoção de apoios fixos significa considerar vãos adjacentes submetidos às mesmas cargas (peso e vento) e de igual comportamento. Por outro lado, a adoção de apoios não fixos significa considerar vãos adjacentes submetidos a cargas nulas, ou seja, tração equivalente a

zero. Essas seriam hipóteses não realistas e, por isso, optou-se pela adoção de apoios não fixos, mas com a aplicação de resultantes de tração nestes apoios, as quais foram obtidas em outra simulação modelada com apoios fixos. Ou seja, um vão de linha com apoios fixos é simulado (Figura 7.2a), obtém-se as componentes resultantes de tração em função do tempo em todos os elementos de extremidade dos diferentes cabos do feixe, e finalmente, essas componentes de tração, com direção e sentido contrários aos obtidos, são aplicadas nos apoios do vão de linha que se deseja simular (Figura 7.2b). Essa metodologia foi empregada na simulação de linhas submetidas a tormentas EPS, onde a tormenta abrange vários vãos e, assim, quando comparamos um conjunto de três vãos consecutivos somente existem diferenças nas parcelas flutuantes da excitação. Cabe ressaltar que esse recurso visa apenas diminuir o tempo de simulação, o esforço computacional, já que o Programa também permite que mais de um vão sejam simulados conjuntamente.

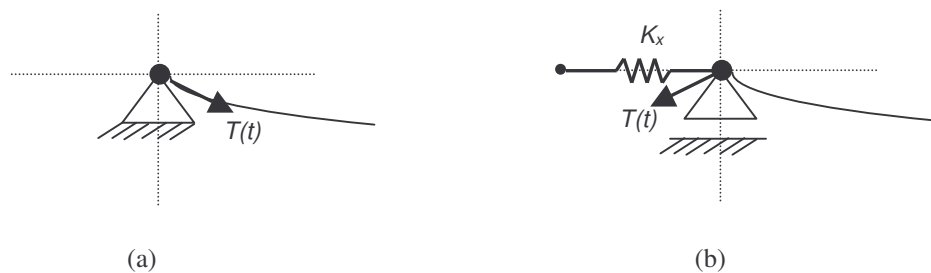


FIGURA 7.2: Diferentes condições para os apoios de extremidade de um vão de linha

No caso de um vão de interesse estar submetido a uma tormenta do tipo TS, a metodologia empregada para se considerar os efeitos dos vãos adjacentes precisa ser adaptada. As tormentas TS atuam em uma área menor e as componentes de velocidade média variam espacialmente (Figura 7.3). Da mesma forma que no caso anterior, o vão de interesse receberá as componentes de tração resultantes nos apoios dos outros dois vãos adjacentes. A alteração está na excitação considerada nesses vãos adjacentes, que é equivalente à parte da tormenta TS, conforme mostrado no desenho esquemático da Figura 7.3. Para a simulação da excitação do vento nos vãos adjacentes, utilizou-se o recurso de modificar as coordenadas do centro da

Tormenta. Aqui também as trações obtidas nos apoios extremos foram utilizadas na simulação do vão de interesse.

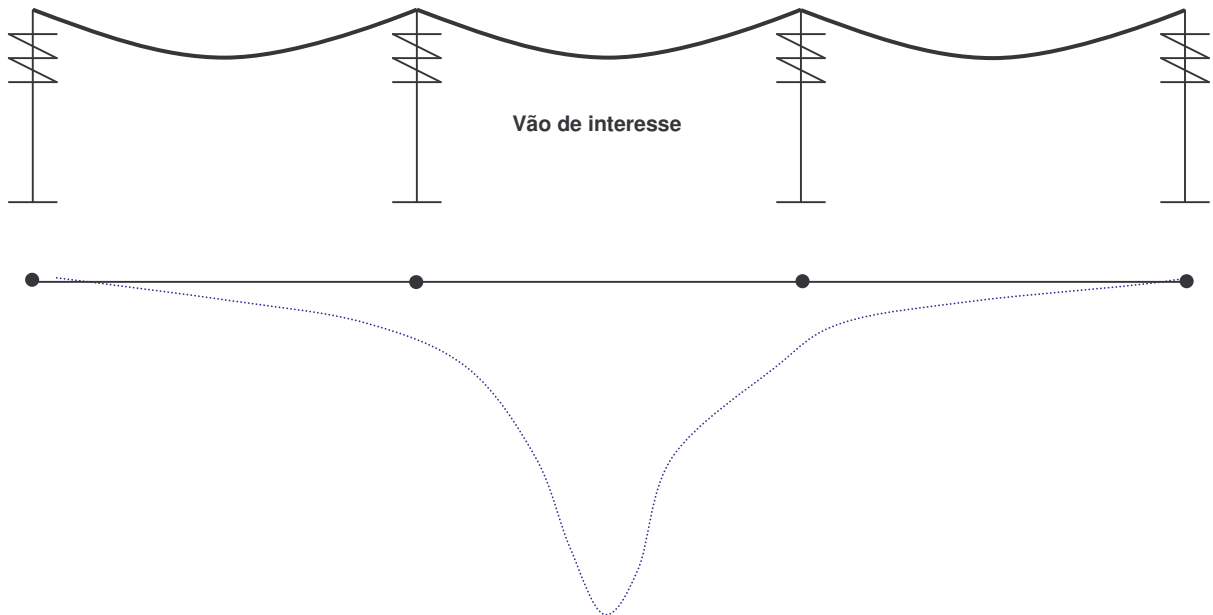


FIGURA 7.3: Desenho esquemático do perfil de velocidades do vento de uma tormenta TS atuando em uma linha

A rigidez na direção axial na extremidade dos vãos de cabos, devido ao efeito estático dos vãos adjacentes e cadeia de isoladores, pode ser dada pela expressão [Zhang et al., 2000]:

$$K_x = \sum_{i=1}^n \left( \frac{12 \cdot (A \cdot E)_i \cdot H_i^3}{12 \cdot L \cdot H_i^3 + (A \cdot E)_i \rho_{yi}^2 \cdot L_x^3} + \frac{\rho_{yi} \cdot L}{L_i} + \frac{W_i}{2 \cdot L_i} \right) \quad (7.3.1)$$

onde,

$n$  : número de condutores no feixe;

$A$  : seção transversa do condutor ( $m^2$ );

$E$  : módulo de Young ( $N/m^2$ );

$H_i$ : componente horizontal da tração no condutor (N);

$L$ : comprimento total do cabo condutor (m);

$L_x$ : distância horizontal entre torres (m);

$\rho_{yi}$ : carga total vertical por unidade de comprimento do condutor (N/m);

$W_i$ : peso da cadeia de isoladores;

$L_i$ : comprimento da cadeia de isoladores (m).

O número de isoladores em uma cadeia depende da tensão máxima de operação da linha e das características do material e dimensões dos dados isoladores, que são encontrados nos catálogos de fabricantes [Labegalini, 1992].

$$n_i = \frac{U_{m\acute{a}x} \cdot d_e}{\sqrt{3} \cdot d_i} \quad (7.3.2)$$

sendo,

$d_i$ : distância de escoamento (cm), depende do desenho do isolador;

$d_e$ : distância de escoamento específica (cm), varia de 2 a 8, conforme o grau de poluição atmosférica na região;

$U_{m\acute{a}x}$ : tensão máxima de operação (kV).

Como exemplo, temos para uma linha de operação em 500kV, localizada em ambiente não poluído:

$$n_i = \frac{500 \cdot 2}{\sqrt{3} \cdot 30} = 19,24$$

Assim, seria necessária a instalação de uma cadeia de 20 isoladores, com diâmetro nominal de 0,254m e passo de 0,146m (informações do fabricante para a distância de escoamento escolhida). Essa cadeia teria comprimento de vinte vezes o passo, ou seja, de 2,92m.

### 7.3.4 Modelos de Espaçadores

No caso de linhas reais, as distâncias entre os espaçadores são variáveis. Assim, no Programa, o usuário define a posição dos espaçadores através de uma tabela de percentagens do comprimento total do vão. Com esses dados, o Programa determina os nós onde os elementos espaçadores estão presentes. Dessa forma, pode-se facilmente realizar simulações de um mesmo vão de linha contendo diferentes números de espaçadores e em diferentes posições, buscando a caracterização da influência da presença desses elementos na estabilidade dos feixes estudados.

A configuração do espaçador depende do número de cabos condutores que compõe o feixe. Os modelos adotados restringem o movimento entre os cabos na seção que este é localizado, conforme desenho esquemático apresentado na Figura 7.4.

Os elementos dos espaçadores foram definidos como tubos de alumínio com limite à compressão de  $240 \times 10^6 \text{ N/m}^2$  e limite à tração de  $200 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ . Ainda é possível se atribuir diferentes valores de amortecimento a esses elementos e, dessa forma, realizar análise dessa influência no comportamento dos cabos do feixe.

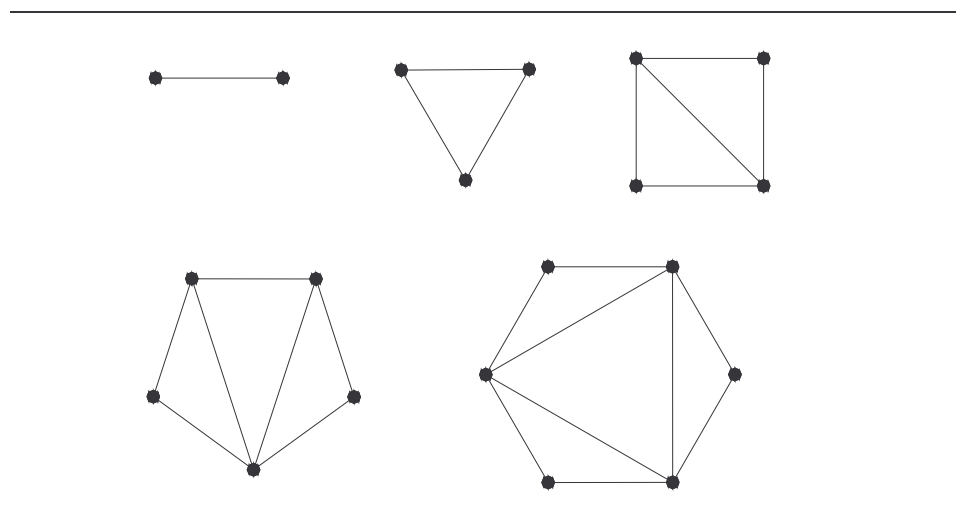


FIGURA 7.4: Esquemas de diferentes configurações de espaçadores

## 8 APLICAÇÕES

### 8.1 DETERMINAÇÃO DE FREQUÊNCIAS NATURAIS DE CONDUTORES SINGELOS

#### 8.1.1 Estudo de caso

##### Propriedades do Cabo

O cabo utilizado neste estudo de caso é o cabo Rook/ ACSR\_24/7, ou seja, cabo com 24 fios de alumínio e alma de 7 fios de aço. As propriedades do cabo estão definidas na Tabela 8.1.

TABELA 8.1: Propriedades do cabo Rook

Diâmetro externo (mm)	24,8158
Tração última (daN/m)	10053,0
Peso (daN/m)	1,19553

Neste estudo foi utilizada a equação não linear definida pelas equações (2.3.6) a (2.3.9) com as propriedades do cabo Rook definidos na Tabela 8.1 e os coeficientes da Tabela 8.2. Como mostrado na Figura 8.1 a curva define valores negativos de tração para um trecho

referente a pequenas deformações. No Programa foi definido que a tração é zero para esse trecho.

TABELA 8.2: Coeficientes das equações constitutivas não lineares do cabo Rook

Equações constitutivas							
	Coeficientes					Módulo de Young	Área seção transversal
	$a_0$	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$a_4$	$E$ (daN/mm <sup>2</sup> /100)	$A$ (mm <sup>2</sup> )
Alumínio	-1,1401	49,2114	-56,5820	14,3487	9,2638	50,0558	322,27
Aço	-0,0300	22,2560	10,0080	-37,8240	22,6444	22,8906	41,79
Combinados	-1,1701	71,4674	-46,5740	-23,4753	31,9082	72,9464	364,064

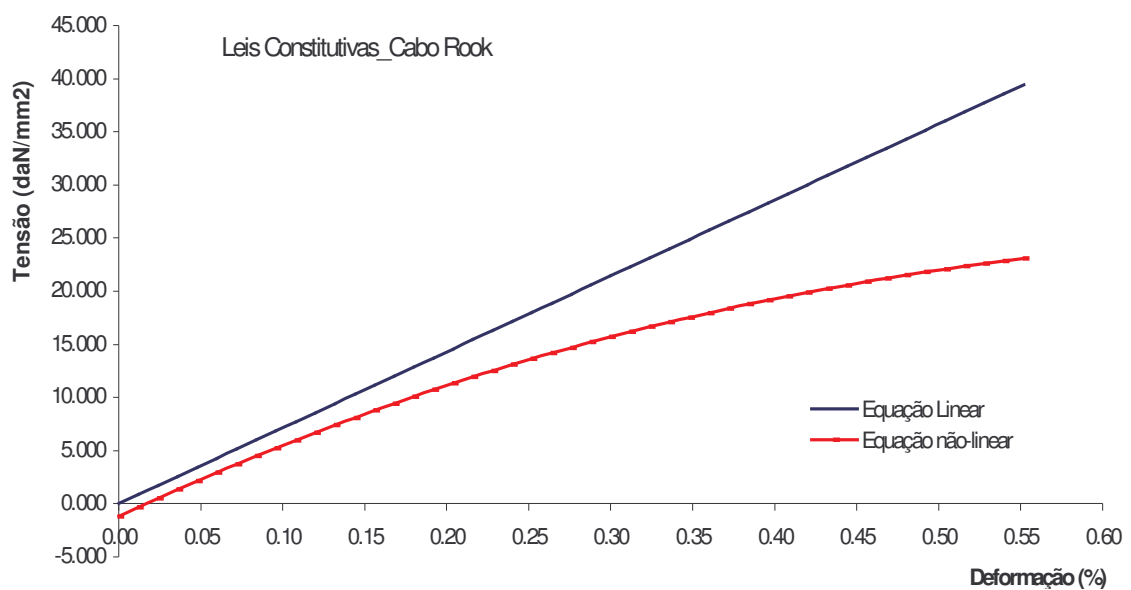


FIGURA 8.1: Leis constitutivas do cabo Rook

## Condições iniciais

Os cabos apresentados nos exemplos de análise estão fixados a suportes a mesma altura, ou seja,  $B = 0$ , parâmetro da equação (7.2.3).

Para o caso de um vão de 400m, a condição teórica e inicial estão apresentadas na Figura 8.2. A posição do cabo nestas duas situações foram determinadas através da metodologia citada em 7.2.1.

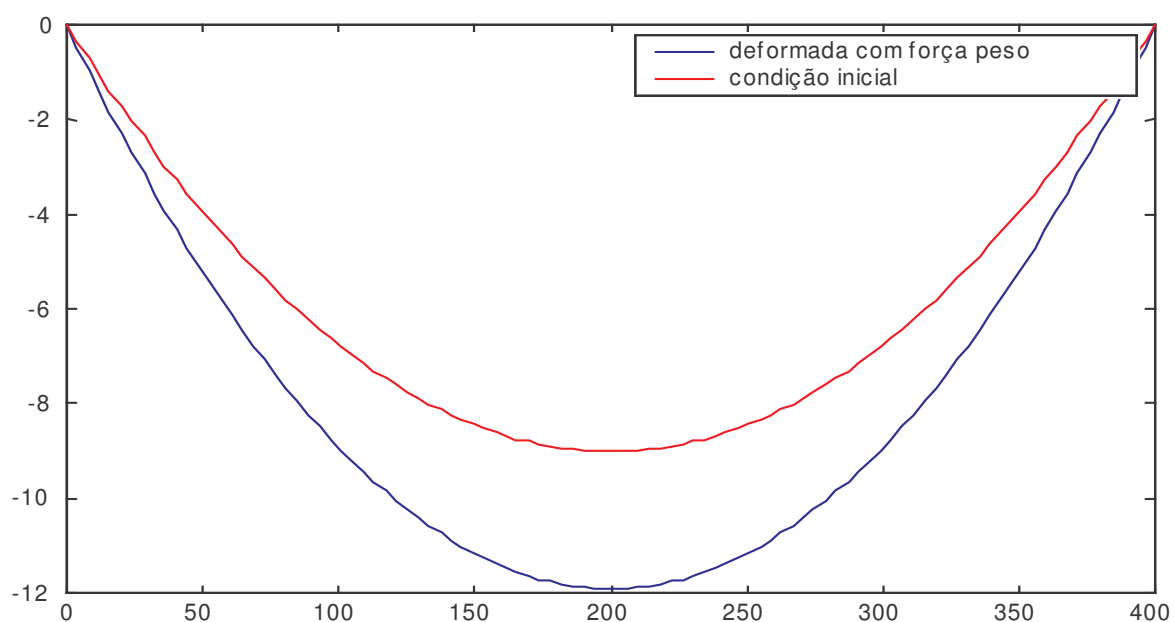


FIGURA 8.2: Posições do cabo na condição inicial e após aplicação da força peso

### 8.1.2 Soluções Analíticas de Frequências

Excitações do vento em cabos provocam oscilações verticais e horizontais (pêndulo) em um ou mais modos de vibração, acopladas ou não. A forma de oscilação depende do tipo de cabo, de carregamento e das condições de fixação.



A teoria linear de vibrações livres de um cabo suspenso [Irvine, 1974] permite a determinação das frequências naturais  $f_{cj}$  (Hz) e as formas modais normalizadas  $\mu_j(x)$ , como demonstrado a seguir:

(a) Modo horizontal (pêndulo)

$$f_{cj} = \frac{j}{2L} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (8.1.1)$$

$$\mu_j(x) = \text{sen}\left(\frac{j\pi x}{L}\right) \quad (8.1.2)$$

(b) Modo vertical anti-simétrico

$$f_{cj} = \frac{j}{L} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (8.1.3)$$

$$\mu_j(x) = \text{sen}\left(\frac{2j\pi x}{L}\right) \quad (8.1.4)$$

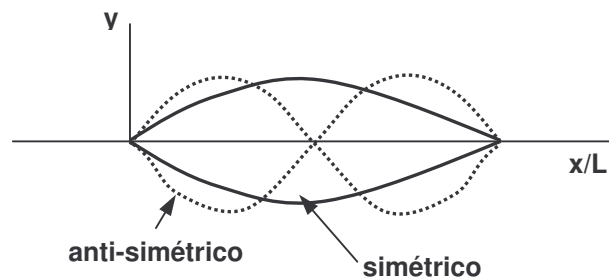


FIGURA 8.3: Primeiro modo simétrico e anti-simétrico de cabos

(c) Modo vertical simétrico

$$f_{cj} = \frac{\varepsilon_j}{2L} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (8.1.5)$$

$$\mu_j(x) = 1 - \tan\left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right) \text{sen}\left(\frac{\pi\varepsilon_j x}{L}\right) - \cos\left(\frac{\pi\varepsilon_j x}{L}\right) \quad (8.1.6)$$

onde:

$j = 1, 2, 3, \dots$  : significa o primeiro, segundo e terceiro modo, respectivamente;

$L$  : comprimento horizontal;

$T$  : tração no cabo;

$m$  : massa por unidade de comprimento.

O parâmetro de frequência adimensional  $\varepsilon_j$  é definido pela solução da seguinte equação [Loredo-Souza, 1996]:

$$\tan\left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right) = \left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right) - \frac{4}{\lambda^2} \left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right)^3 \quad (8.1.7)$$

onde, 
$$\lambda^2 = \frac{\left(\frac{mgL}{H}\right)^2 L}{\left(\frac{Hl}{EA}\right)},$$

sendo:

$E$  o módulo de Young;

$A$  : área da seção transversal do cabo;

$H$  : componente horizontal da tração no cabo;

$l$  : comprimento do cabo.

O parâmetro  $\lambda^2$  compara a importância relativa dos efeitos gravitacionais e elásticos. Os cabos ainda possuem uma frequência axial, que é fortemente influenciada pela tração no cabo. O comportamento das primeiras frequências naturais em função da tração no cabo, para a condição de vão de 400m, estão mostradas nas Figuras 8.4 e 8.5, determinadas pelas equações analíticas (8.1.1) a (8.1.7).

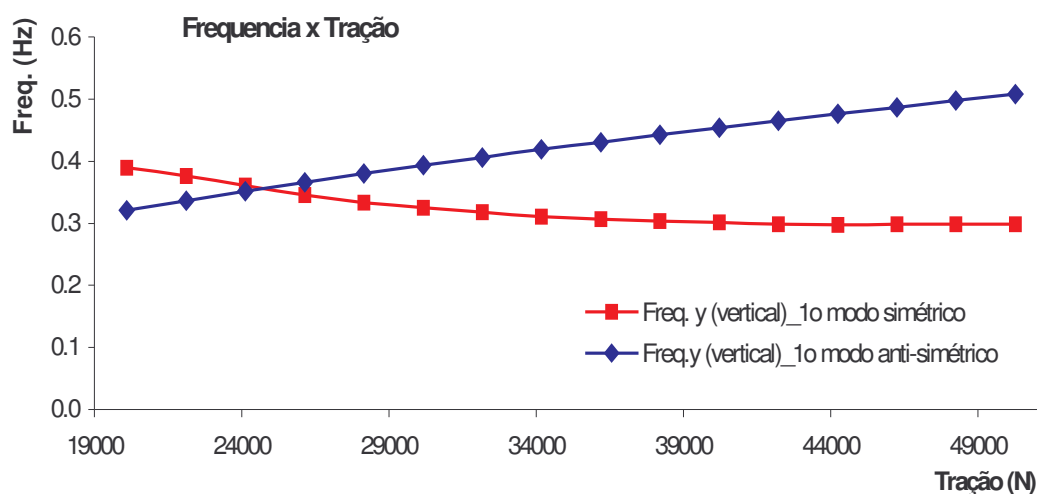


FIGURA 8.4: Frequências naturais do cabo Rook nos primeiros modos, simétrico e anti-simétrico, verticais

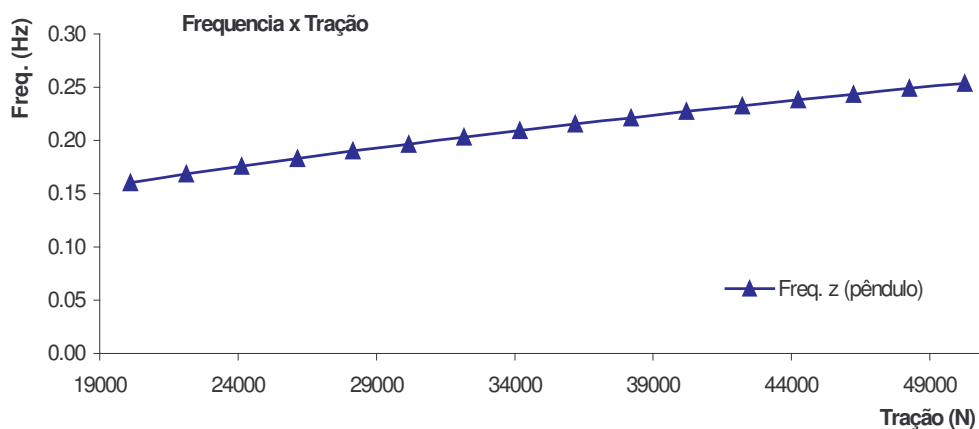


FIGURA 8.5: Frequências naturais do cabo Rook no primeiro modo pendular

### 8.1.3 Soluções Numéricas de Frequências para o 1º Modo de Vibração

Estudou-se o comportamento das frequências naturais de vibração quando há modificação da tração a qual o cabo está submetido. As situações analisadas objetivam o estudo das frequências vertical e pendular do primeiro modo de vibração.

Situações analisadas:

(a) Cabo submetido à carga de peso modulada na sua primeira forma modal (forma da catenária) e a um carregamento na mesma direção do peso, também modulado. O carregamento tem sua magnitude modificada para obter-se diferentes trações;

(b) Cabo submetido à carga de peso modulada na sua primeira forma modal, o qual recebe um giro em torno do eixo longitudinal (modo de pêndulo), para formar uma catenária na direção do eixo  $z$ . A catenária inicial do cabo, ou seja, seu comprimento inicial, é modificado para gerar as diferentes situações de tração;

No caso (a) foi estudada a frequência vertical correspondente ao primeiro modo simétrico através da observação do deslocamento vertical do cabo ao longo do tempo (Figuras 8.6 e 8.7). Do mesmo modo, no caso (b) foi estudada a frequência horizontal (pendular) do primeiro modo de vibração a partir dos deslocamentos horizontais do cabo (Figura 8.8). O cabo analisado tem as características apresentadas nas Tabelas 8.1 e 8.2 e possui um vão de 400m.

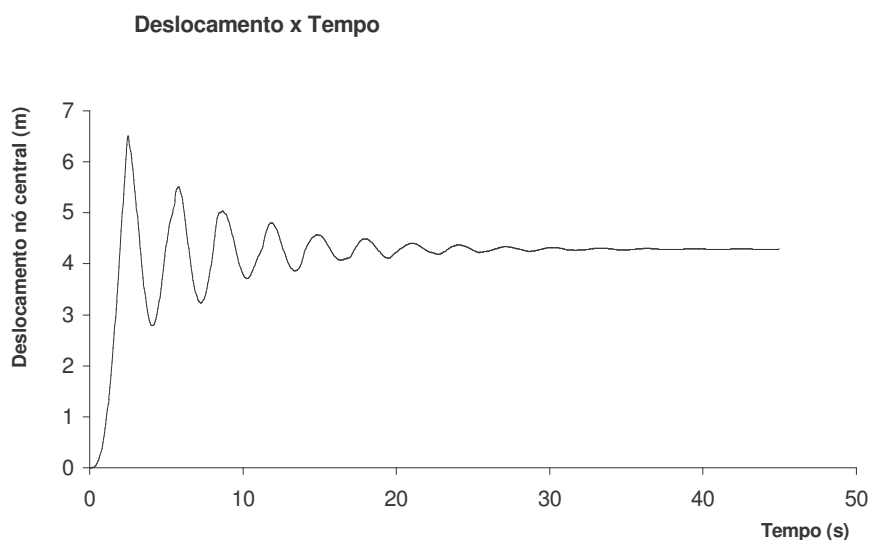


FIGURA 8.6: Deslocamento vertical de cabo submetido à tração de 28287N

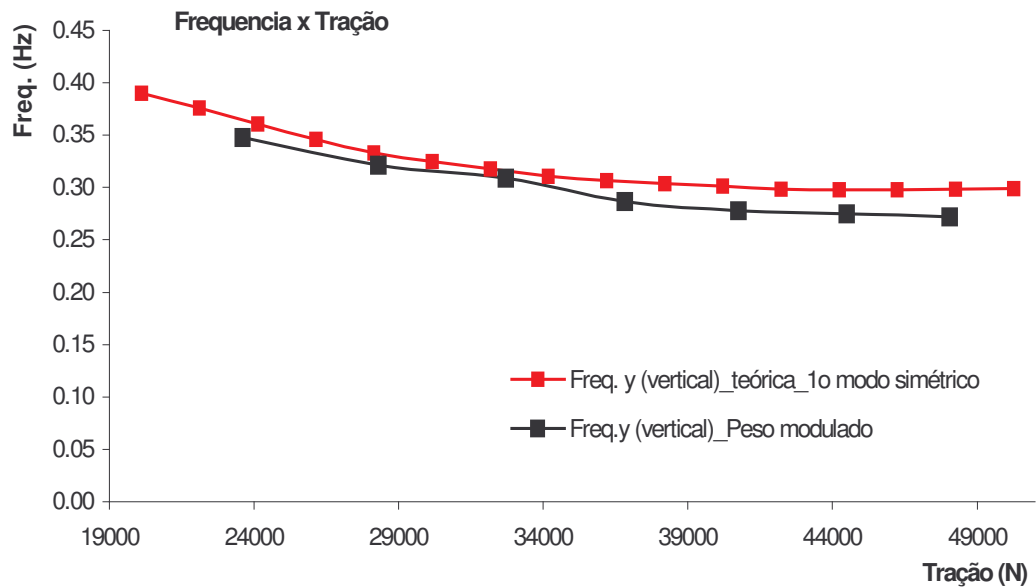


FIGURA 8.7: Caso (a) - Frequências naturais do cabo Rook no primeiro modo simétrico vertical comparadas com aquelas obtidas por formulação analítica

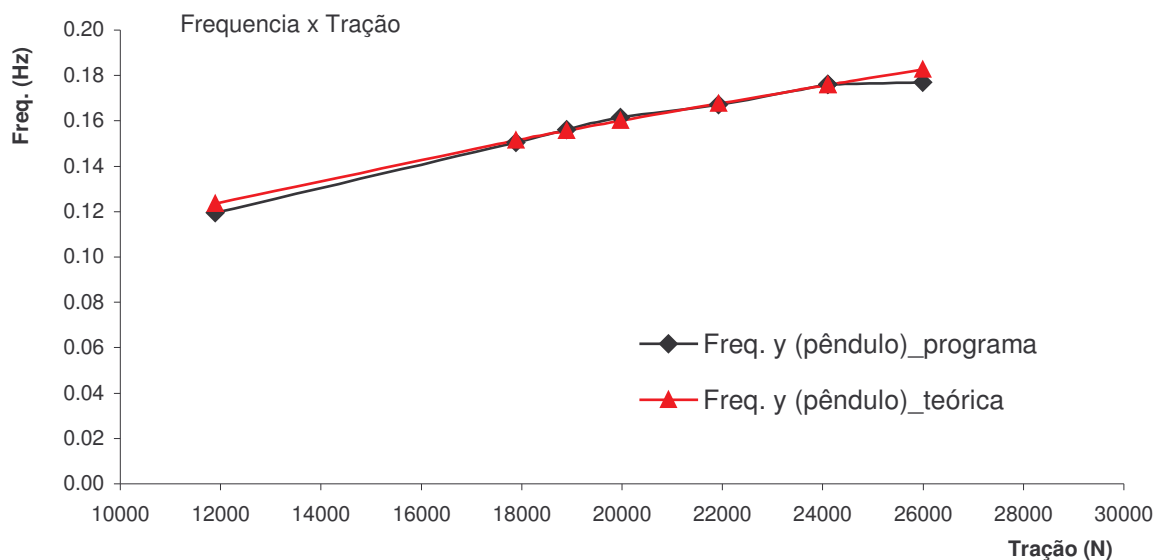


FIGURA 8.8: Caso (b) - Frequências naturais do cabo Rook no primeiro modo pendular comparadas com aquelas obtidas por formulação analítica

#### 8.1.4 Soluções Numéricas de Frequências com Cargas Distribuídas

As análises a seguir são realizadas com cabos submetidos a cargas distribuídas ao longo do vão. O objetivo é identificar as frequências de resposta, vertical e pendular, de um cabo sujeito a esse tipo de carregamento.

Situações analisadas:

(a) Cabo submetido apenas a sua carga de peso distribuída nos nós. A tração horizontal resultante no cabo é de 20060 N;

(b) Cabo submetido à carga distribuídas de peso e carga horizontal (semelhante a carga de vento uniforme). A tração horizontal resultante no cabo é de 43972 N;

Para esse tipo de carregamento identificou-se que o cabo responde em várias frequências. Para facilitar a observação, serão apresentados seus espectros (Figuras 8.10 e 8.11) e esses serão comparados com tabelas de frequências naturais determinadas pelas equações analíticas (Tabelas 8.3 e 8.4).

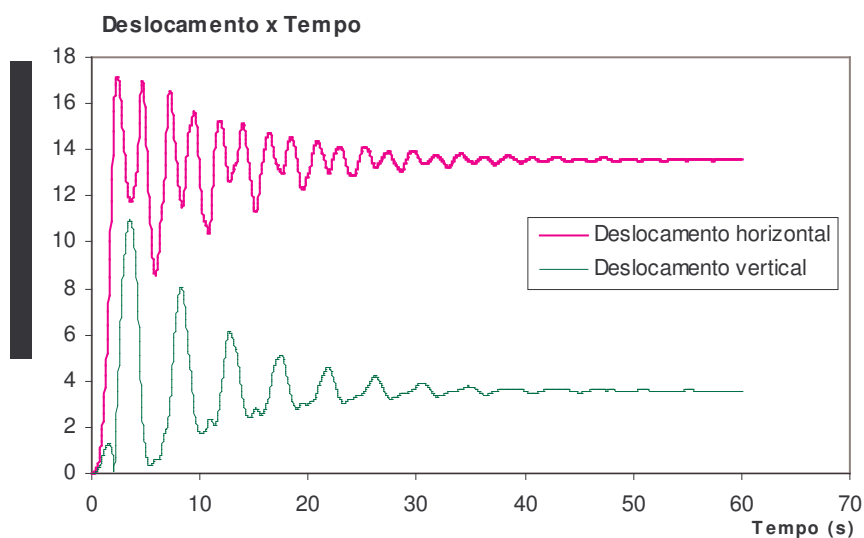


FIGURA 8.9: Deslocamentos vertical e horizontal de cabo/  
 $T=43972\text{N}$ : caso (b)

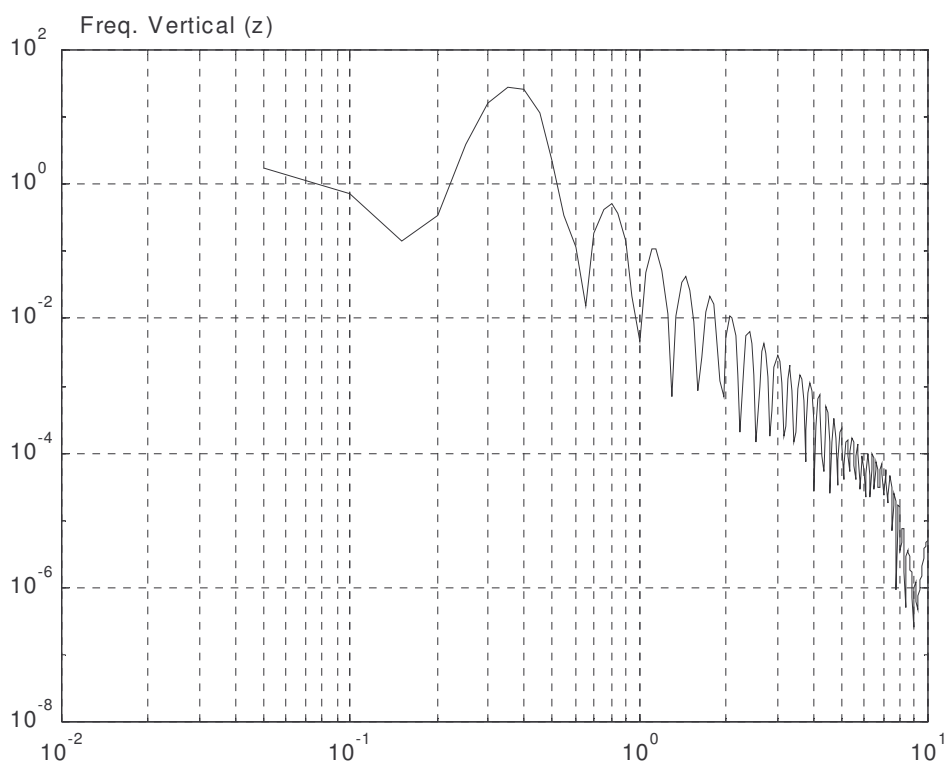


FIGURA 8.10: Caso (a)-Carga peso distribuída ao longo do cabo  
 $T=20060$  N

TABELA 8.3: Frequências naturais verticais - soluções analíticas

Frequência vertical (z)_equações analíticas															
		Modos simétricos							Modos anti-simétricos						
T (N)	1 <sup>o</sup>	2 <sup>o</sup>	3 <sup>o</sup>	4 <sup>o</sup>	5 <sup>o</sup>	6 <sup>o</sup>	7 <sup>o</sup>	1 <sup>o</sup>	2 <sup>o</sup>	3 <sup>o</sup>	4 <sup>o</sup>	5 <sup>o</sup>	6 <sup>o</sup>	7 <sup>o</sup>	
20060	0,39	0,53	0,81	1,12	1,44	1,76	2,08	0,32	0,64	0,96	1,28	1,60	1,92	2,25	
43972	0,30	0,71	1,19	1,66	2,14	2,61	3,09	0,47	0,95	1,42	1,90	2,37	2,85	3,32	

TABELA 8.4: Frequências naturais pendulares - soluções analíticas

Frequência pendular (y)_equações analíticas										
T (N)	1 <sup>o</sup>	2 <sup>o</sup>	3 <sup>o</sup>	4 <sup>o</sup>	5 <sup>o</sup>	6 <sup>o</sup>	7 <sup>o</sup>	8 <sup>o</sup>	9 <sup>o</sup>	
43972	0,24	0,47	0,71	0,95	1,19	1,42	1,66	1,90	2,14	

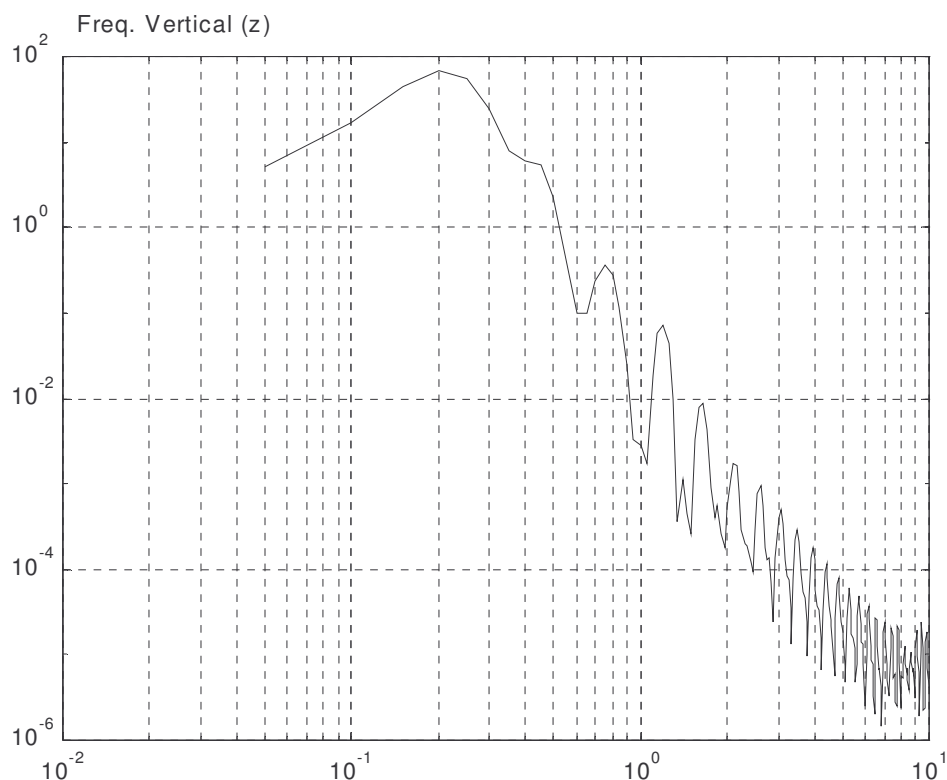


FIGURA 8.11: Caso (b)-Carga peso e carga de vento distribuídas ao longo do cabo/  $T=43972N$

Comparando-se o espectro das Figuras 8.10 e 8.11 com a Tabela 8.3, é possível identificar que os picos de frequências nos espectros coincidem com as frequências dos modos simétricos. Ou seja, quando analisamos o deslocamento vertical do cabo devido à aplicação de uma carga vertical distribuída, os cabos passam a responder nas primeiras frequências naturais do modo simétrico.

Comparando-se o espectro da Figura 8.12 com a Tabela 8.4, é possível identificar que os picos de frequências no espectro coincidem com as frequências dos modos pendulares ímpares. Ou seja, quando analisamos o deslocamento horizontal (de pêndulo) do cabo devido à aplicação de cargas distribuídas, os cabos passam a responder nas primeiras frequências naturais dos modos ímpares pendulares.



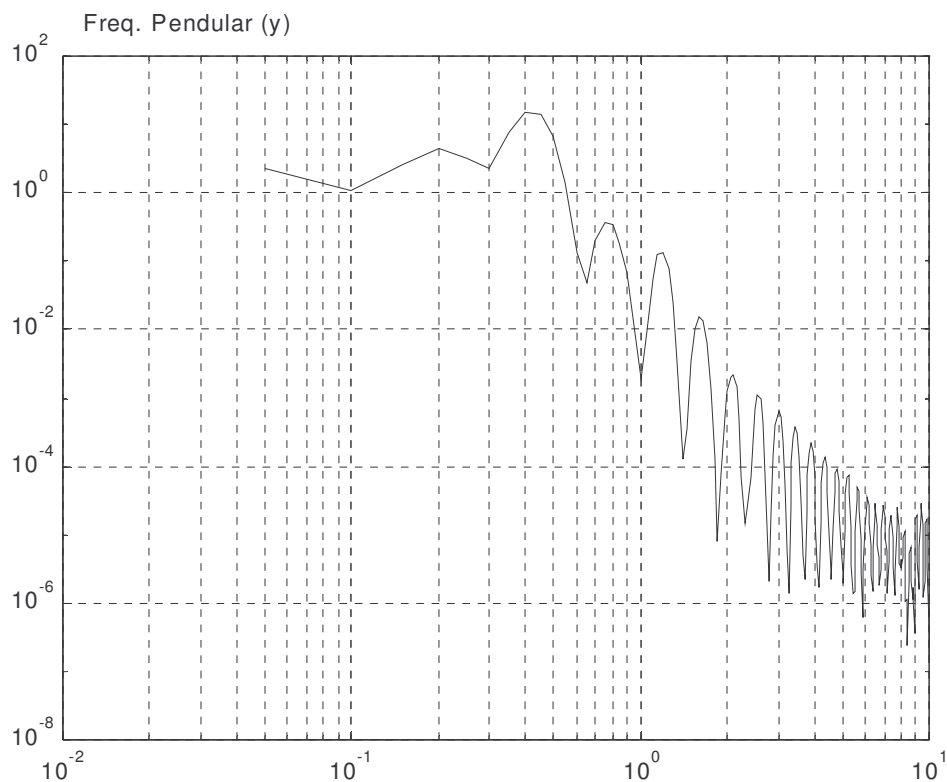


FIGURA 8.12: Caso (b)-Carga peso e carga de vento distribuídas ao longo do cabo/  $T=43972N$

Conclui-se com este estudo, que a metodologia empregada para solução das equações de movimento do cabo, o Método Explícito de Integração Numérica, possibilitou a determinação das frequências naturais de cabos submetidos a cargas moduladas e distribuídas.

As respostas dos cabos às excitações dadas por cargas distribuídas ao longo do vão se dão em uma gama de frequências. Estas correspondem às frequências naturais dos primeiros modos simétricos verticais e os primeiros modos ímpares pendulares. Essa constatação é interessante para prever-se a resposta dos cabos para excitações reais, que por não serem moduladas, também excitarão esses modos de vibração.

## 8.2 ESTUDO COMPARATIVO COM DADOS EXPERIMENTAIS

Para a validação do modelo numérico proposto neste estudo, apresenta-se neste capítulo a comparação entre dados experimentais de resultantes das forças nos cabos nas torres de suporte de uma dada linha com resultados obtidos numericamente para o mesmo caso.

### 8.2.1 Travessia de São José do Norte

A travessia é parte de uma linha de transmissão de 69 KV que se estende de São José do Norte para Rio Grande, no sul do Brasil. A locação geográfica e topografia da área vizinha é mostrada na Figura 8.13, enquanto a Figura 8.14 apresenta as dimensões e outras características dos três vãos. A rugosidade da superfície ao redor da travessia varia, dependendo da orientação de vento incidente, de Categorias de Terreno 1 a 3, de acordo com o Norma Brasileira de Vento NBR 6123 [1988]. O apoio esquerdo do vão central consiste em uma torre de concreto, de 120m de altura, que suporta uma torre de aço de 10,95m de altura, como mostrado na Figura 8.15. Esta torre apóia os condutores para sustentar o vão central de 1050m e foi instrumentada para determinar as forças transmitidas pelos condutores à torre de concreto. Informação adicional sobre o aparato experimental é detalhada por Paluch [1999], de quem o objetivo principal era avaliar as cargas e resposta da estrutura cilíndrica, torre de concreto, à excitação por desprendimento vórtices [Paluch, 1998 e 2000].

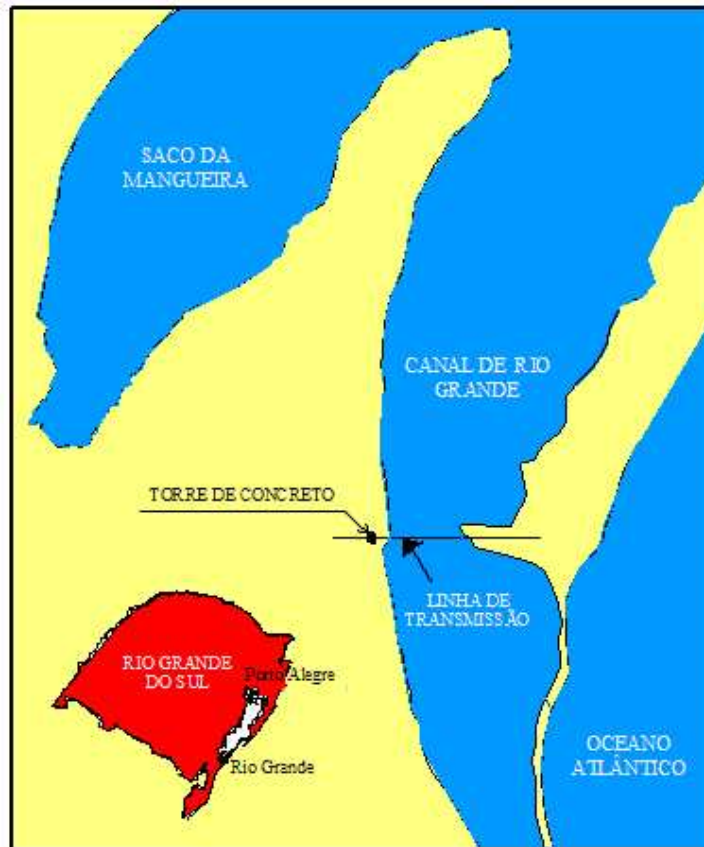


FIGURA 8.13: Localização geográfica e topografia da travessia

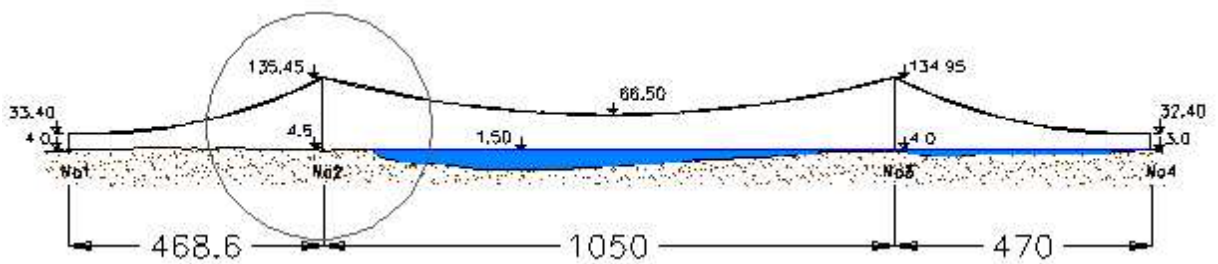


FIGURA 8.14: Travessia de São José do Norte (dimensões em m)

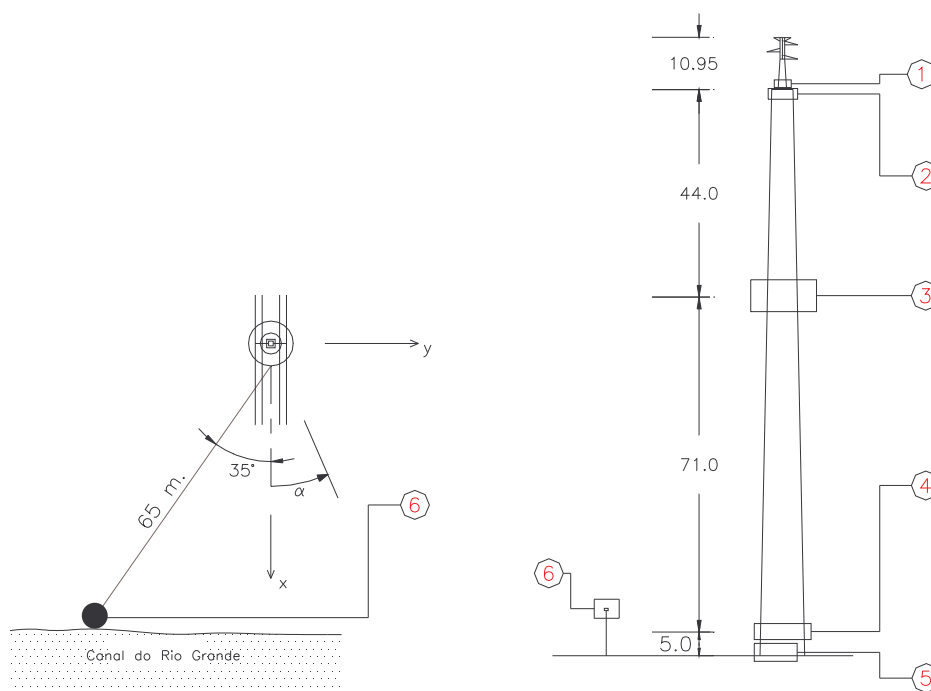


FIGURA 8.15: Torre de concreto e torre de aço no seu topo, *layout* do sistema de aquisição de dados. (dimensões em metros)



FIGURA 8.16: Vista do topo da torre de concreto das áreas do entorno

### 8.2.2 Medição do vento incidente

A velocidade e orientação do vento foram medidas com um anemômetro e um sensor de orientação de uma estação meteorológica HOBECO, Tipo SH-12. Os instrumentos foram montados em cima de um poste de 10m de altura, situado perto da linha de água onde era livre

de obstáculos na direção dos ventos predominantes na região. O anemômetro foi instalado a uma distância de 65m da torre, indicado com número 6 na Figura 8.15. Os parâmetros média e flutuações do vento foram obtidos simultaneamente, via estação meteorológica e computador. Para dados obtidos em intervalos de 5 min, foram calculados os seguintes dados de vento, entre outros, e armazenados em microcomputador: valor médio da amplitude do vetor de velocidade, média e desvio padrão da orientação do vetor de velocidade, intensidade de turbulência da componente longitudinal da velocidade flutuante, fator de pico, e fator de rajada. Também foram calculados e armazenados na estação HOBECO dados obtidos em intervalos de 10 min, como a média e o valor de pico da amplitude do vetor velocidade e a média e o desvio padrão da orientação do vetor de velocidade.

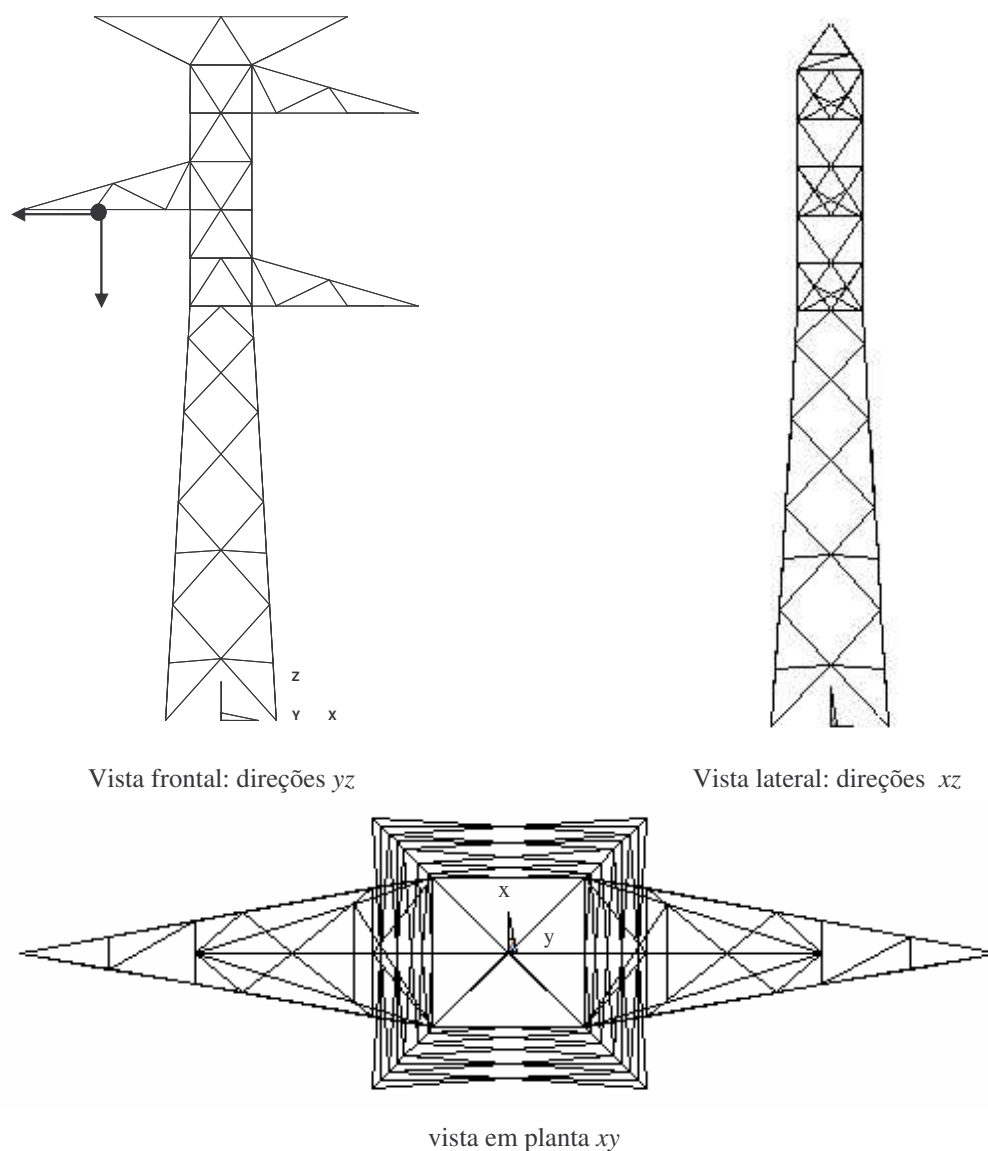


FIGURA 8.17: Torre metálica de suporte

Os momentos fletores nas direções  $x$  e  $y$  foram medidos na base da torre metálica (Estação 1 na Figura 8.15) pela média de quatro extensômetros elétricos localizados em cada uma das quatro pernas da torre. Para determinar as forças horizontais na torre metálica, causadas pelos cabos, foi admitido que: (a) as forças do vento na torre metálica são insignificantes quando comparadas às forças nos cabos, (b) as forças horizontais na torre, causada pelos cabos, passam pelos cabos de suporte, (c) as forças axiais atuantes nos membros principais da torre metálica são causadas somente pelas forças horizontais transmitidas pelos cabos.

A validade da hipótese (c) foi verificada numericamente. É estimado que forças do vento nas estruturas de suporte em aço representam até 3% das forças totais que causam momentos na base, as quais poderiam ser consideradas como registros provindos diretamente das reações dos suportes dos condutores.

As forças exercidas pelos condutores nas estruturas metálicas de suporte foram calculadas, conforme hipóteses discutidas acima, para amostras de intervalos de duração de 5 min e para as direções  $x$  e  $y$ . Foram determinados o valor médio, o valor médio quadrado e o valor de pico de cada componente. Em uma segunda etapa, essas componentes nas direções  $x$  e  $y$ , foram transformadas em direção normal e paralela à orientação média do vento.

### 8.2.3 Características do vento incidente

Seria desejável que a velocidade do vento fosse medida em várias alturas do solo, mas devido a dificuldades técnicas foi instalado apenas um anemômetro, localizado na altura de referência equivalente a  $z = 10\text{m}$  (Figura 8.15).

Os valores medidos da intensidade de turbulência foram obtidos, de novembro a dezembro de 1997, em termos da velocidade média do vento. Os valores experimentais, para velocidades médias do vento acima de 5m/s, foram agrupados de acordo com a orientação do vento. A partir desses, nota-se que:

- Para orientações do vento próximas da posição perpendicular ao eixo da linha de transmissão (de  $80^\circ$  a  $130^\circ$ ), a intensidade de turbulência se mantém em uma estreita faixa de variação para toda a faixa de velocidade medida [5 – 11m/s].

- Para orientações do vento próximas da posição paralela ao eixo da linha de transmissão (de  $130^{\circ}$  a  $160^{\circ}$ ), a intensidade de turbulência varia em uma faixa mais ampla, principalmente para velocidades baixas. Observa-se na Figura 8.18 que quanto maiores as velocidades do vento, mais ampla é a faixa de variação da intensidade de turbulência.

As características do vento incidente não parecem resultar apenas de diferenças de rugosidade de superfícies, mas parecem mais serem consequência da variação do estado de equilíbrio da atmosfera. Esta afirmação surgiu pelo fato que, considerando a posição do anemômetro (10m de altura e ao lado do canal), este é sensível apenas a uma rugosidade, “rugosidade da superfície da água”, para todas as orientações do vento  $\alpha_n$  entre  $80^{\circ}$  e  $180^{\circ}$ . Gráfico da variação da intensidade de turbulência em termos da velocidade média, correspondente ao setor de  $80^{\circ}$  a  $130^{\circ}$  (vento na direção normal à linha), é mostrado na Figura 8.18.

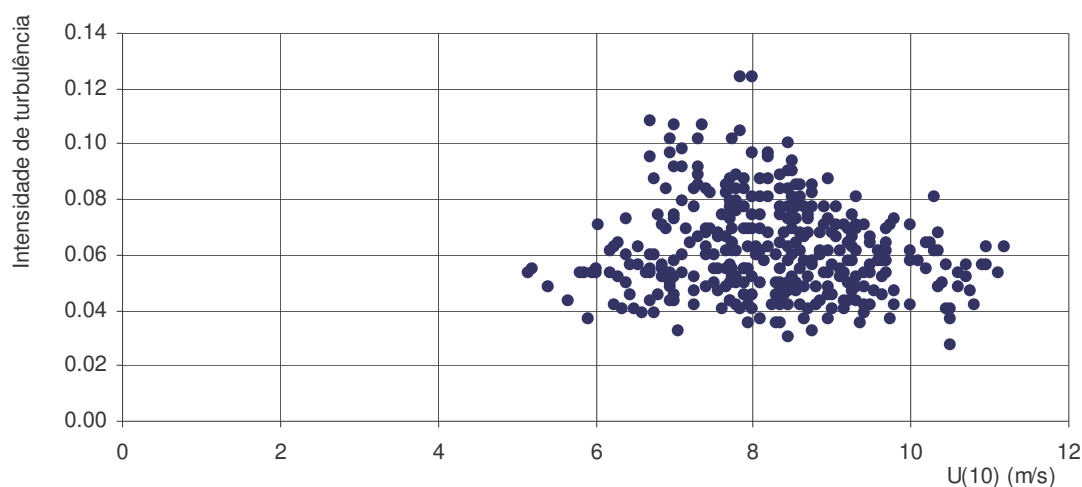


FIGURA 8.18: Intensidade de turbulência na altura de referência  $z_o = 10m$  em termos da velocidade média do vento (setor  $80^{\circ}$  a  $130^{\circ}$ )

De acordo com Counihan [1975] o expoente da curva potencial da velocidade média do vento,  $\delta$ , a intensidade da componente longitudinal da turbulência na altura de 30m,  $I_u(30)$ , e o comprimento de rugosidade,  $z_0$ , são dados por:

$$\delta = I_u(30) = \left[ \ln \left( \frac{30}{z_0} \right) \right]^{-1} \quad (8.2.1)$$

Aplicando-se a expressão acima para ventos no setor de 80° a 130° (ventos na direção normal à linha), obtém-se  $\gamma = 0,07$  e  $z_0 = 0,02\text{mm}$ . Estes valores são baixos, considerando que para superfícies de pequena rugosidade (Categoria I) da Norma Brasileira NBR 6123 sugere  $\gamma = 0,10$  e  $z_0 = 5,0\text{mm}$ .

Na equação (8.2.1) é admitido que  $I_u(30)$ , calculado a partir de intervalos de tempo de 10 minutos, é aproximadamente igual a média para  $I_u(10)$ , na altura de 10 m, calculada no intervalo de tempo de 5 minutos.

#### 8.2.4 Cargas de vento nos condutores

A avaliação experimental de cargas de vento nos condutores devido a Tormentas Extratropicais (EPS), medidas durante os meses de novembro e dezembro de 1997, é descrita a seguir. Como discutido acima, as condições meteorológicas predominantes durante o período de medição impediram a constatação de Tormentas Elétricas (TS), as quais não foram detectadas através de inspeção visual dos registros nem através dos boletins meteorológicos. Dessa forma, foi julgado desnecessário testar a estacionaridade dos registros curtos (de 5min), que foi assumida sem prova adicional.

Gráficos do desvio padrão das reações horizontais  $Q_x$  e  $Q_y$ , exercidas pelos condutores na torre de suporte, versus a velocidade média do vento são apresentados nas Figuras 8.19 e 8.20. Destes observa-se que:

- Em geral, as componentes flutuantes das reações na direção da linha de transmissão variam em uma faixa mais ampla que as componentes na direção normal à linha.
- Os desvios padrão das componentes normais à linha da reação horizontal se mantêm abaixo do limite superior de 1KN e são compatíveis com o carregamento esperado para a faixa de velocidades médias observadas.



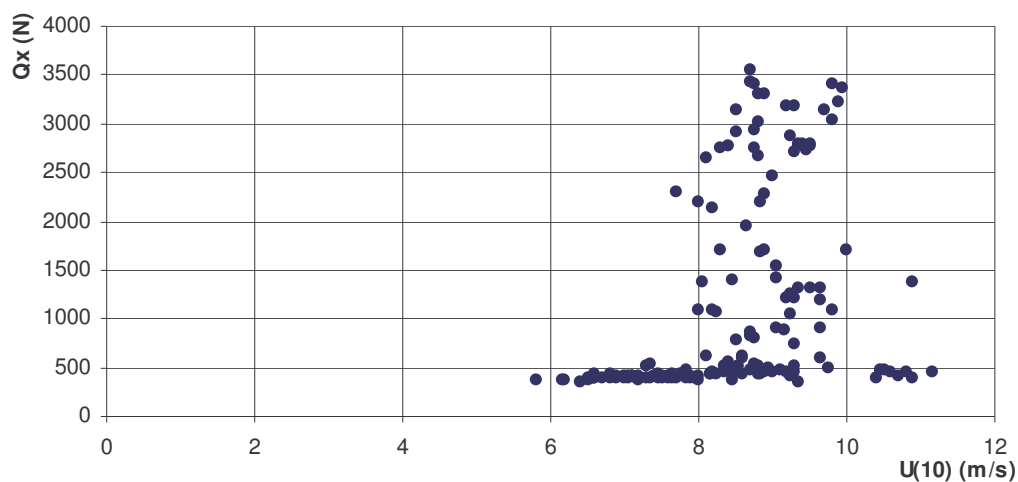


FIGURA 8.19: Desvios padrão das reações nos suportes na direção  $x$  em termos da velocidade média do vento normal à linha de transmissão

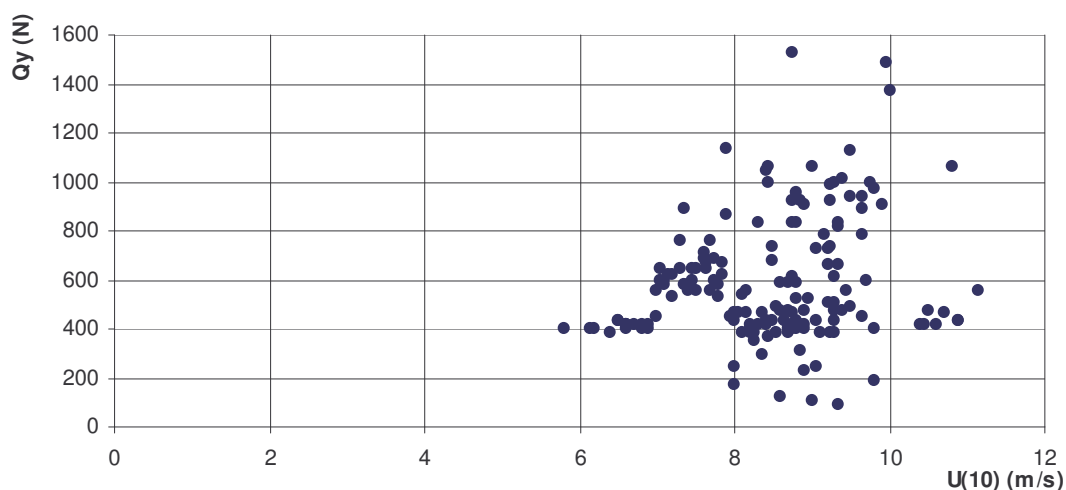


FIGURA 8.20: Desvios padrão das reações nos suportes na direção  $y$  em termos da velocidade média do vento normal à linha de transmissão

A análise estatística dos pontos de dados das Figuras 8.19 a 8.20 não apóiam nenhuma hipótese de dependência da intensidade de turbulência ou desvio padrão das reações sob os suportes com a velocidade média, isto na faixa entre 6 e 10m/s. Isso pode ser devido ao fato que os pontos de dados correspondem à orientação da direção da velocidade do vento aproximadamente normal ao eixo da linha, mas variável de ponto para ponto, a qual introduz adicional incerteza ao dado. Então, para a suposição de que todas as variáveis são

independentes da velocidade média, funções densidade de probabilidade foram ajustadas aos dados, como descrito abaixo.

O histograma das observações experimentais da intensidade de turbulência é mostrado na Figura 8.21a. Um modelo de Weibull com a equação (8.2.2), ilustrada na Figura 8.22b, foi ajustado aos dados, resultando no coeficiente de forma  $\gamma = 3,76$  e no fator de escala  $\theta = 0,0684$ . O valor médio e o desvio padrão da intensidade de turbulência para os pontos experimentais da Figura 8.18 são 0,0618 e 0,0183, respectivamente.

$$f(t) = \frac{\gamma}{\theta} \left( \frac{t}{\theta} \right)^{\gamma-1} \exp \left[ - \left( \frac{t}{\theta} \right)^\gamma \right] \quad (8.2.2)$$

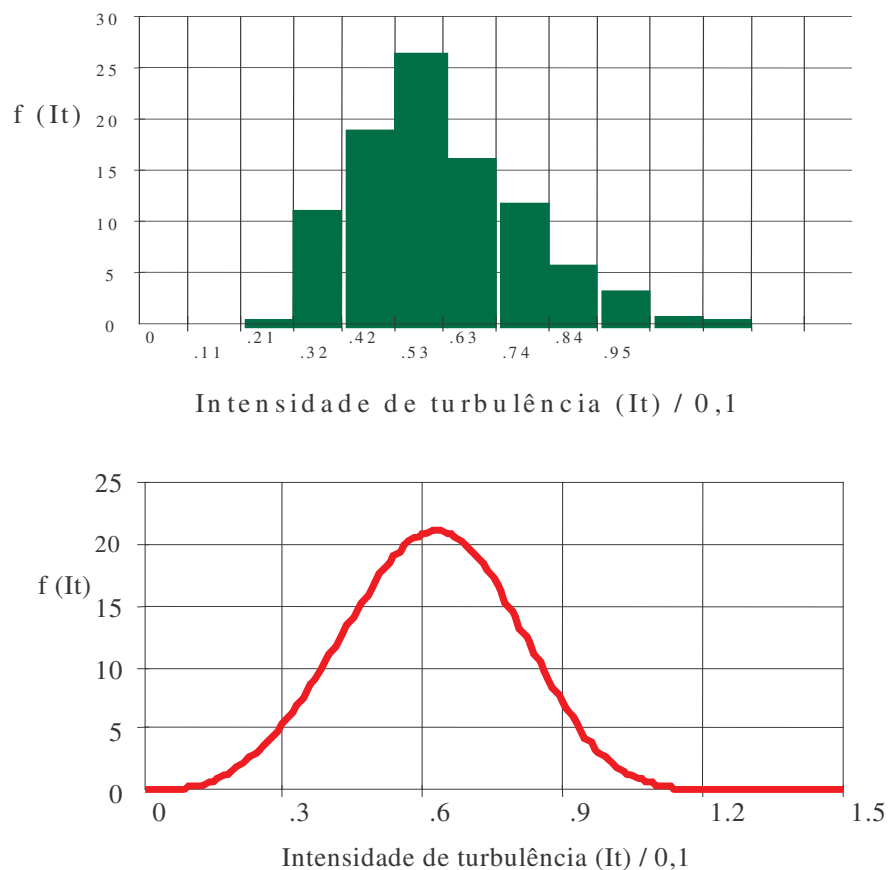


FIGURA 8.21: (a) Histograma dos valores medidos para a intensidade de turbulência e (b) Gráfico da função de Weibull – eq. (8.2.2) com  $\gamma = 3.76$  e  $\theta = 0.0684$  – ajustada aos dados

Informação similar sobre o desvio padrão das reações nos suportes nas direções  $x$  e  $y$  é apresentada nas Figuras 8.22 e 8.23. No primeiro caso, ou seja, na direção da linha, os coeficientes de regressão são: coeficiente de forma  $\gamma = 2,43$  e fator de escala  $\theta = 661\text{N}$ . A correspondente média e desvio padrão são  $586\text{N}$  e  $257\text{N}$ , respectivamente. Na direção  $y$ , perpendicular à linha, os coeficientes de regressão resultaram nos seguintes: coeficiente de forma  $\gamma = 1,57$  e fator de escala  $\theta = 793\text{N}$ . A correspondente média e desvio padrão são  $712\text{N}$  e  $463\text{N}$ , respectivamente.

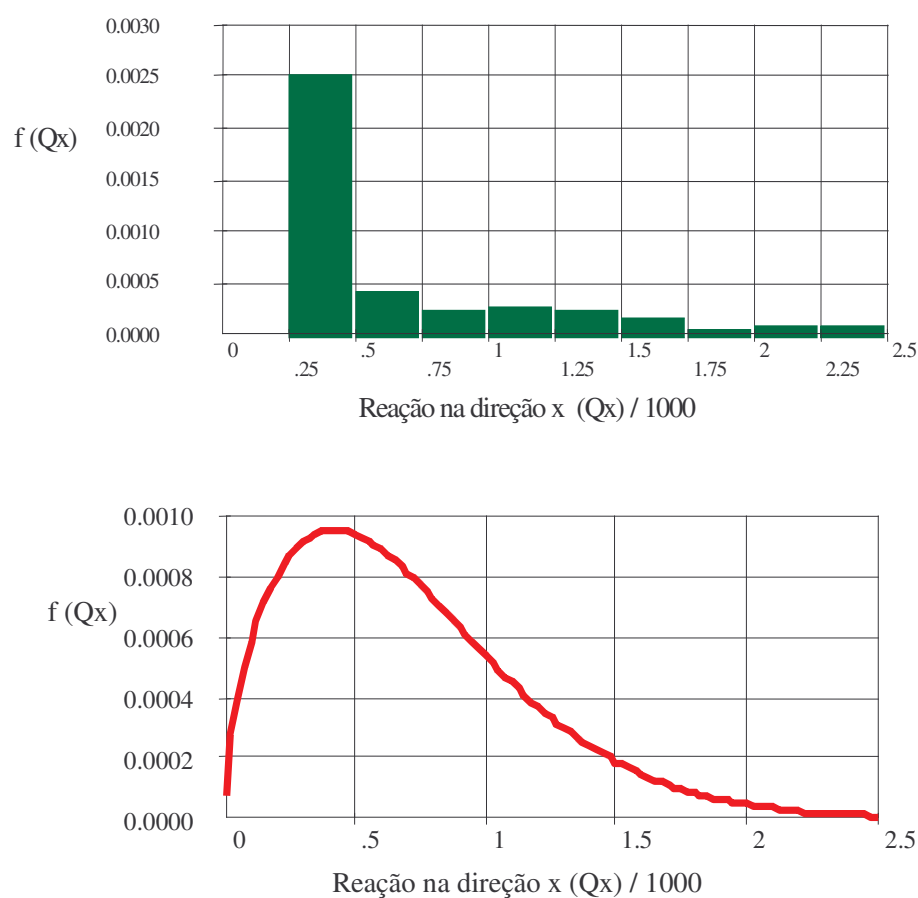


FIGURA 8.22: (a) Histograma dos valores medidos para as reações nos suportes na direção  $x$  e (b) Gráfico da função Weibull – eq. (8.2.2) com  $\gamma = 2,43$  e  $\theta = 661\text{N}$  – ajustados aos dados

Deve ser salientado que dados para a reação na direção  $x$  com valores acima 2500N foram desconsiderados, por esses serem associados a oscilações da velocidade de vento média no intervalo de 5min de duração das amostras registradas. Isto conduziria a um superestimação do desvio padrão da componente flutuante da reação. Entretanto, embora as observações experimentais das reações na direção  $x$  fossem melhor ajustadas por outro modelo de probabilidade, o modelo de Weibull foi mantido em vista das vantagens de se descrever todas as variáveis com o mesmo tipo de função densidade de probabilidade.

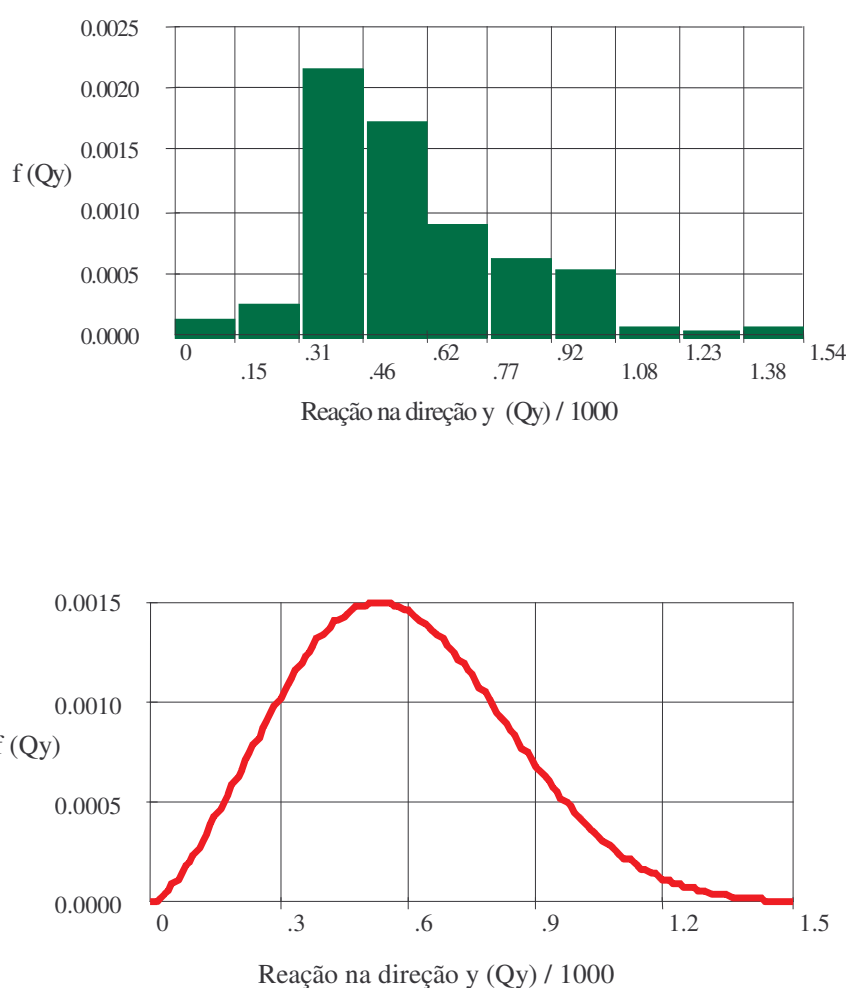


FIGURA 8.23: (a) Histograma dos valores medidos para as reações nos suportes na direção  $y$  e (b) Gráfico da função Weibull – eq. (8.2.2) com  $\gamma=1,57$  e  $\theta = 793\text{N}$  – ajustados aos dados

### 8.2.5 Determinação das propriedades básicas do vão

Para um vão de linha de comprimento  $L_v$  igual a 1050m, a força de reação nos suporte  $T_e$  é dada por:

$$T_e = \frac{m_c g L_v^2}{8s} \sqrt{1 + 16 \left( \frac{s}{L_v} \right)^2} \quad (8.2.3)$$

sendo:

$g$ : aceleração da gravidade = 9.81 m/s<sup>2</sup>

$s$ : flecha do cabo = 65m

$m_c$ : massa do condutor por unidade de comprimento.

Inserindo esses valores na equação (8.2.3), obtém-se a reação do cabo de 28691N. As frequências resultantes são indicadas nas Tabelas 8.5 e 8.6, para o condutor ALUMOWELD19\*7 com as seguintes propriedades:

- diâmetro:  $D = 18,35\text{mm}$ ;
- área da seção transversal do cabo:  $A = 200,99 \text{ mm}^2$ ;
- módulo de Young:  $E = 16.200 \text{ Kgf/mm}^2$ ;
- comprimento do cabo:  $l = 1060 \text{ m}$ ;
- massa por unidade de comprimento:  $m_c = 1,339 \text{ Kg/m}$ .

As Tabelas 8.5 e 8.6 mostram os valores de frequências determinados experimentalmente e por simulação. Os valores determinados por simulação foram obtidos dos picos da função densidade espectral das reações nas torres de suporte. A simulação que determina as frequências pendulares foi realizada pela aplicação de uma força simétrica ao

longo do vão na direção normal à linha. As frequências simétricas foram obtidas unicamente pela aplicação da força peso do cabo.

TABELA 8.5: Frequências naturais do condutor no módulo tipo pêndulo

Modo	Frequências – Modo tipo pêndulo		
	Teoria Linear (Irvine, 1974)	Experimental	Simulação
1 <sup>o</sup>	0,07	0,07	
2 <sup>o</sup>	0,14	0,15	0,15
3 <sup>o</sup>	0,21	0,22	0,24
4 <sup>o</sup>	0,28	0,25	
5 <sup>o</sup>	0,35		0,33
6 <sup>o</sup>	0,42		0,42
7 <sup>o</sup>	0,49		0,52

TABELA 8.6: Frequências naturais do condutor no modo simétrico

Modo	Frequências – Modo simétrico	
	Teoria Linear (Irvine, 1974)	Simulação
1 <sup>o</sup>	0,19	0,18
2 <sup>o</sup>	0,31	0,29
3 <sup>o</sup>	0,39	
4 <sup>o</sup>	0,49	0,48
5 <sup>o</sup>	0,63	
6 <sup>o</sup>	0,77	0,76
7 <sup>o</sup>	0,91	0,93

### 8.2.6 Simulação da resposta da travessia de São José do Norte

Foram computadas quarenta simulações para o vão de travessia em São José do Norte. A distribuição da intensidade de turbulência para a EPS obtida experimentalmente, mostrada na Figura 8.18, foi adotada em todas as análises.

A resposta do cabo ao seu peso próprio é mostrada na Figura 8.24. A força peso do cabo foi aplicada no  $t = 0$ , as flutuações iniciais são devido à oscilação do cabo entre a sua posição inicial e final (catenária). A tração média no centro do vão e no suporte de extremidade é 2.820 KN e 2.879 KN, respectivamente.

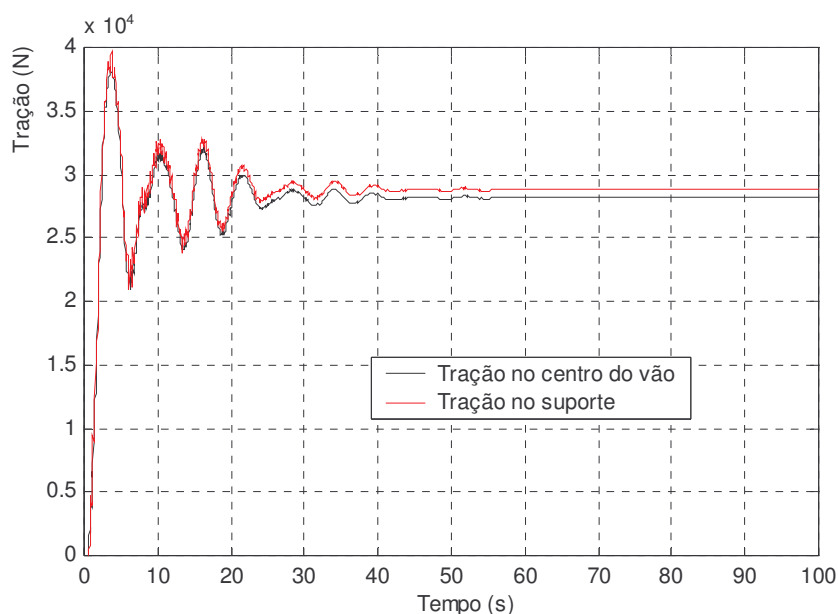


FIGURA 8.24: Tração média devido ao peso próprio do cabo

A Figura 8.25 mostra a forma do cabo obtida através de duas diferentes condições de simulação: (a) cabo submetido apenas ao peso próprio e (b) submetido a ventos EPS com velocidade média de 8,0 m/s. Estes parâmetros são essenciais para o projeto da linha.

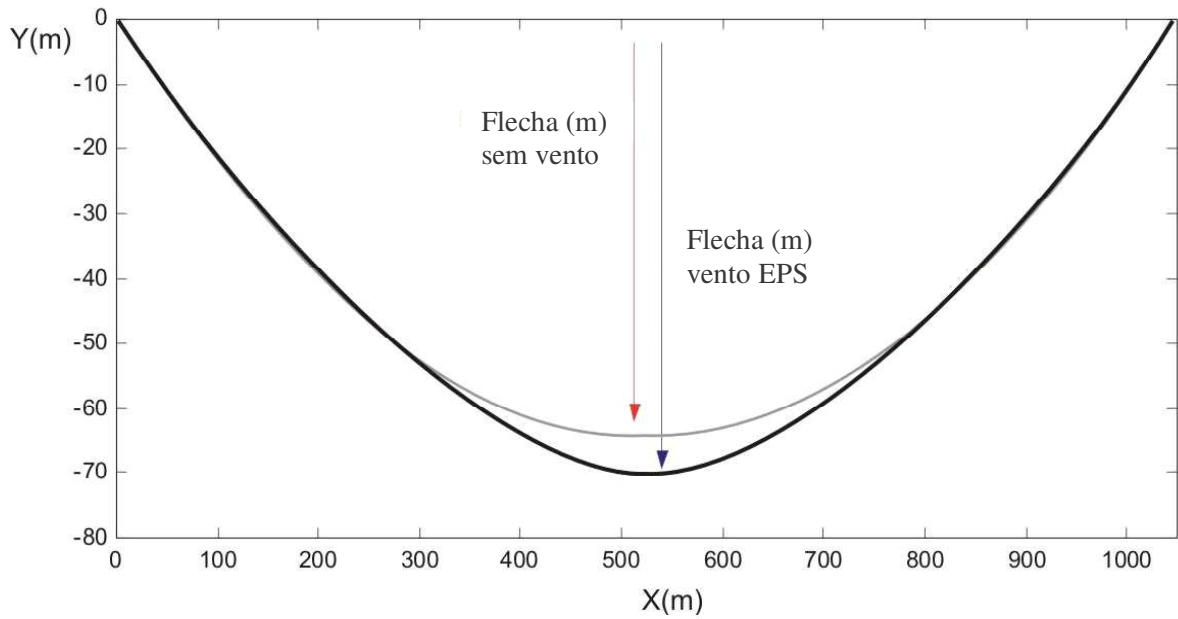


FIGURA 8.25: Catenária do cabo para as condições com e sem a atuação de um vento EPS

Os histogramas dos desvios padrões dos valores simulados para as reações nos suportes nas direções  $x$  e  $y$  são apresentados nas Figuras 8.26 e 8.27.

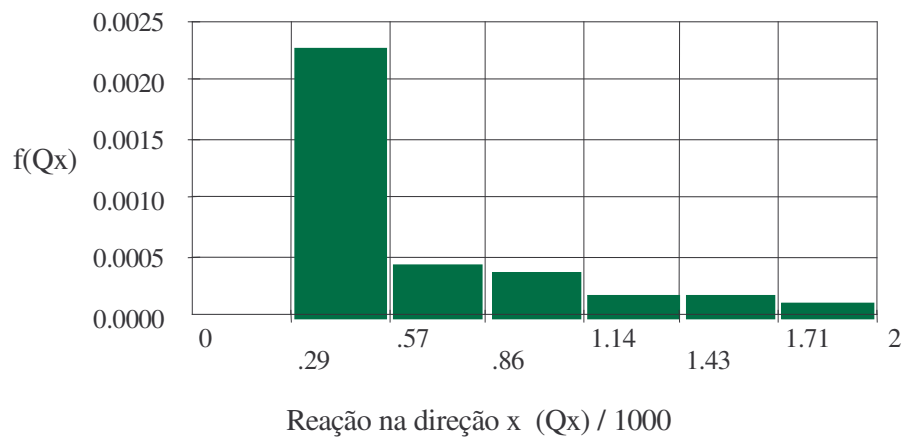


FIGURA 8.26: Histograma dos valores simulados para as reações nos suportes na direção  $x$



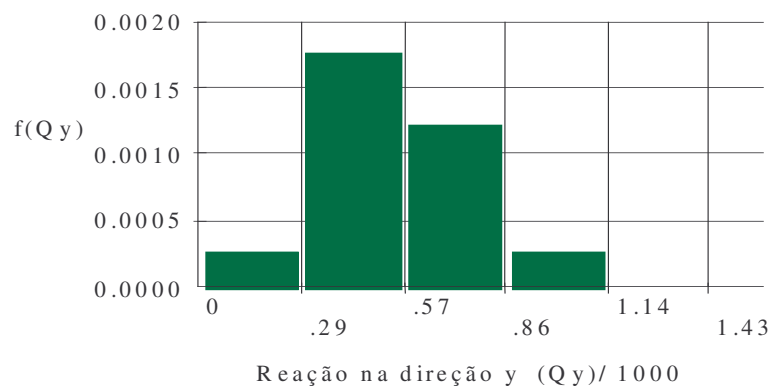


FIGURA 8.27: Histograma dos valores simulados para as reações nos suportes na direção  $y$

### 8.2.7 Comparação com resultados experimentais

Nas Figuras 8.28 e 8.29 foram apresentados os resultados de quarenta simulações. Além disso, nas figuras são apresentadas comparações com as curvas obtidas dos valores medidos em trabalho experimental. Sobre os valores simulados: na direção da linha, os coeficientes de regressão são: coeficiente de forma  $\gamma = 1,81$  e fator de escala  $\theta = 741\text{N}$ . A correspondente média e desvio padrão são  $659\text{N}$  e  $377\text{N}$ , respectivamente. Na direção  $y$ , perpendicular à linha, os coeficientes de regressão resultam nos seguintes: coeficiente de forma  $\gamma = 3,14$  e fator de escala  $\theta = 620\text{N}$ . A correspondente média e desvio padrão são  $555\text{N}$  e  $193\text{N}$ , respectivamente.

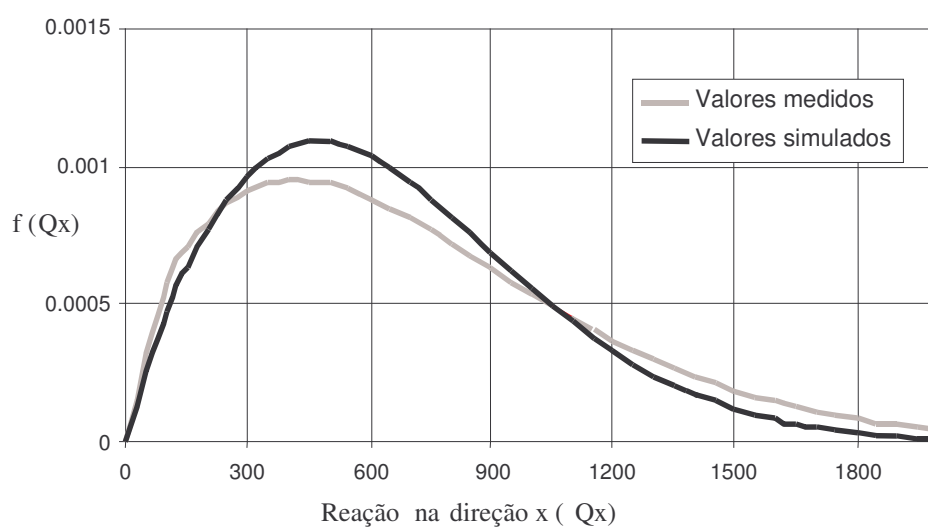


FIGURA 8.28: Gráfico da função de Weibull – eq. (8.2.2) – ajustados aos valores das reações no suporte na direção  $x$  – Comparação entre valores medidos e simulados

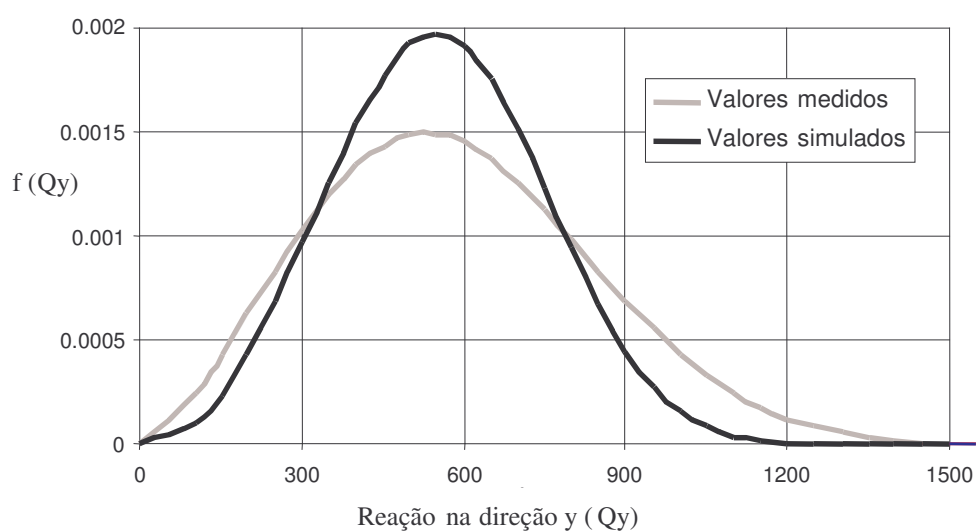


FIGURA 8.29: Gráfico da função de Weibull – eq. (8.2.2) – ajustados aos valores das reações no suporte na direção  $y$  – Comparação entre valores medidos e simulados

As componentes flutuantes, nas direções paralela e transversal à linha, das reações transmitidas aos suportes ao longo do vão de condutores singelos, medidas na travessia em

São José do Norte no sul do Brasil, são descritas pela média das suas funções densidades de probabilidade. Esta informação básica é essencial para identificar os valores de pico da força de tração nos condutores, assim como efeitos de fadiga e carregamento nas estruturas de suporte. Modelos teóricos dos condutores e do campo espacial e temporal da velocidade incidente do vento são utilizados para reproduzir resultados experimentais. Neste exemplo, é mostrado que os erros de previsão encontrados no modelo numérico são pequenos, o que possibilita a utilização deste tanto para a avaliação das respostas da estrutura tanto quanto para o projeto estrutural das linhas de transmissão e de seus componentes.

## 8.3 PROBABILIDADE DE FALHA DE CONDUTORES EM FEIXE

### 8.3.1 Caso de feixe com dois condutores

Com o objetivo de ilustrar a metodologia proposta, determinou-se a resposta de um vão de linha de transmissão de 400m ( $l$ ) constituída de um feixe de dois cabos. Os dados de resposta são utilizados para estimar a probabilidade de falha de um vão submetido a cargas de vento provenientes de uma Tormenta TS atuando em conjunto com uma tormenta EPS (sistema Misto).

Os condutores são dispostos lado-a-lado e distanciados 0,5m pela presença de dois espaçadores rígidos, localizados a 30% e 70% do comprimento do vão. Nesse exemplo, os espaçadores consistiram de tubos de alumínio com amortecimento proporcional a massa e igual a 0,25. A resposta do vão de linha de transmissão é obtida por simulação ao longo de 1200 segundos, durante a atuação completa de uma TS. As diferentes simulações deste estudo abrangem EPS com valores de velocidade média do vento  $U_o$  entre 5 e 25m/s, assim como valores de intensidade de turbulência  $I_t$  variando entre 5 e 30%. Na prática, esses parâmetros dependem da rugosidade do terreno onde o vão de linha está situado. A TS simulada possui diferença de pressão de 500N/m<sup>2</sup>, duração de 1200 segundos, duração característica da tormenta de 250 segundos (conforme TS ilustrada na Figura 8.30), intensidade de turbulência de 20% e o seu pico está localizado a 100m da extremidade esquerda do vão. Outros dados relevantes da linha simulada são:

- tipo de condutor: Rook
- diâmetro: 0,025m
- módulo de Young:  $0,7295 \cdot 10^{11}$  N/m<sup>2</sup>
- área: 364,06 mm<sup>2</sup>
- peso: 11,955 N/m
- coeficiente de arrasto: 0,4 – 1,2
- coeficiente de sustentação: -0,12 - 0

A resposta dinâmica de um vão típico submetido à excitação de vento prescrita é determinada por integração numérica direta das equações de movimento no domínio do tempo, para um número selecionado de amostras do vento simulado. Adota-se que o vão simulado está vinculado a vãos adjacentes semelhantes.

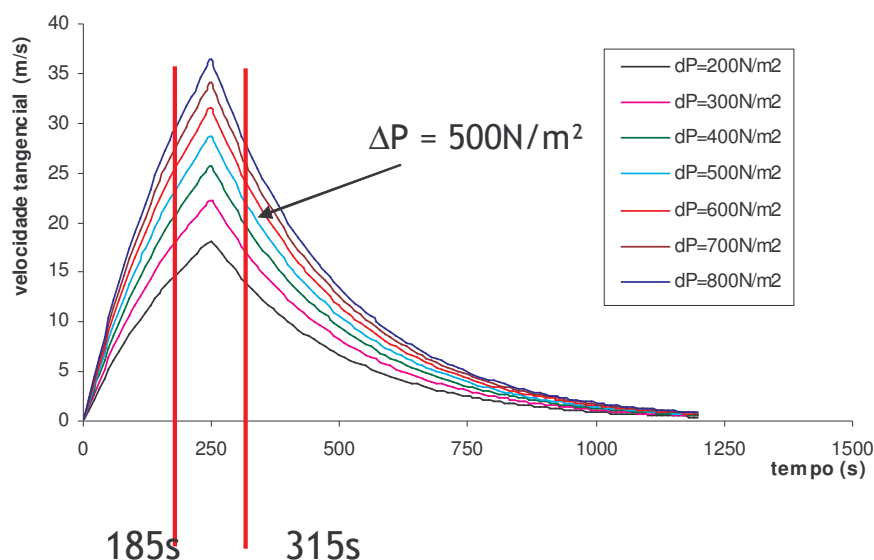


FIGURA 8.30: TS simulada com a identificação do intervalo mostrado na Figura 8.31

A Figura 8.31 apresenta o resultado de uma simulação, onde são mostradas as distâncias (afastamentos) entre os condutores ao longo do tempo, em diferentes posições do vão. A observação desta variável foi escolhida pela sua grande importância nas funções mecânicas e elétricas da linha. Nas funções elétricas, a distância está relacionada com a impedância natural da linha, e por consequência, com sua capacidade de transporte de energia. Nas funções mecânicas, essa distância modifica os coeficientes de arrasto e sustentação do cabo a sotavento, implicando em diferenças em seu comportamento dinâmico. Pequenas distâncias podem ocasionar o toque entre os cabos, causando desgaste dos fios externos. A condição de falha é alcançada quando a mínima distância entre condutores alcança um valor prescrito.

No exemplo, por uma média de dez simulações para cada diferente condição de carregamento pode ser observado que no centro dos subvãos (0,15, 0,50 e 0,85 *l*), a distância entre os cabos oscila com maiores amplitudes. Na simulação apresentada na Figura 8.30, a maior amplitude é observada próxima à posição 0,20*l*.

A resposta do feixe apresentada na Figura 8.31 mostra o período de 185s a 315s da tormenta, ou seja, 130 segundos de atuação da tormenta elétrica (TS) durante o período mais perto de seu pico, sendo que a velocidade nesse intervalo varia de 25 a 27m/s. O pico da TS é localizado a 25% do vão, ou seja, a 100m de uma das extremidades, o que implica em um carregamento assimétrico. Essa situação acarreta forças resultantes nos cabos bem complexas, forças de arrasto e sustentação espacialmente assimétricas e diferentes para cada cabo do feixe, porque dependem da posição do cabo a cada instante de tempo. Aparece, nesse caso, o efeito de proteção no cabo a sotavento, que por estar imerso na esteira do cabo da frente, fica submetido a forças de arrasto de menores magnitudes e, por outro lado, maiores forças de sustentação (o que ocasiona o movimento de subvão). O parâmetro analisado na figura é a distância resultante entre os cabos, ou seja, resultante da composição da distância vertical e horizontal entre os cabos. O que ocorreu nesta simulação é uma torção do feixe pelas diferenças das resultantes de forças nos dois cabos, provocando em alguns trechos uma diminuição da distância de projeto ao longo dos 130 segundos de simulação, e assim, fazendo com que as oscilações das distâncias entre os cabos variem em torno de uma distância um pouco diferente daquela de projeto. Neste exemplo, o pico da TS está localizado a 25% do vão, ou seja, na posição a 100m da extremidade esquerda. A distância mínima entre os cabos acontece próximo a esse pico, mas um pouco deslocada para a extremidade esquerda devido a presença do espaçador a 30% do vão (120m).

Cabe salientar, que presença de mais espaçadores no vão reduz o movimento de subvão e altera o comportamento do feixe. Além disso, a posição dos espaçadores também é de grande influência na resposta.

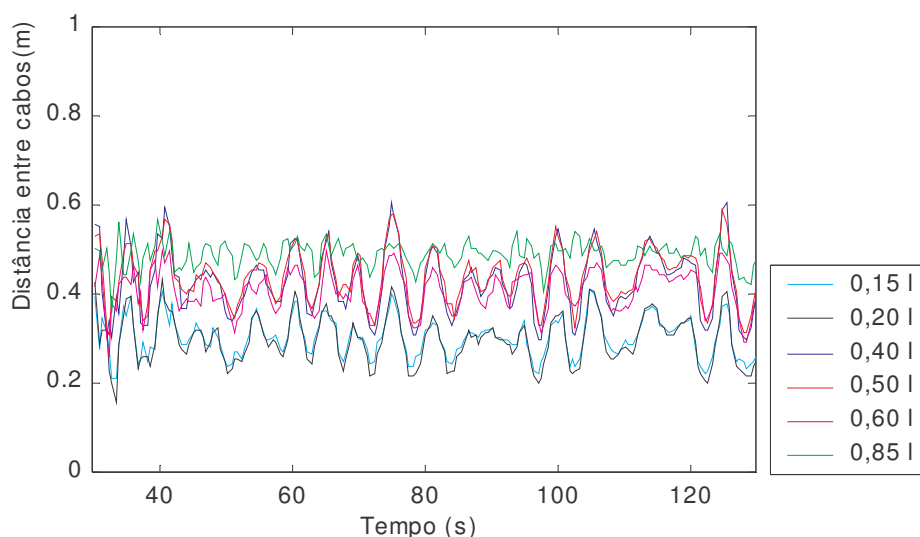


FIGURA 8.31: Variação da distância entre cabos  $d(t)$  com o tempo em diferentes posições – Velocidade média  $U_o = 20\text{m/s}$  e Intensidade de Turbulência  $I = 0,2$

A Figura 8.32 mostra uma vista em planta dos condutores no tempo  $t = 33,6\text{s}$  da simulação, confirmando que a distância mínima entre condutores acontece próxima a posição de 80m (0,20l), conforme já demonstrado na Figura 8.31. Nesta figura observa-se que os cabos sofreram uma considerável torção no trecho inicial, junto ao apoio esquerdo, isso pode ser devido as fortes componentes verticais descendentes da TS atuante no vão.

A Figura 8.33 mostra a seção transversal do feixe na posição onde acontece a distância mínima entre os cabos (80m) em diferentes tempos da simulação, conforme Figura 8.31. Observa-se que os há movimentos relativos entre os cabos, além de torção de toda a seção transversal. A distância mínima ocorre no tempo de 33,6s. Por outro lado, a Figura 8.34 mostra a seção transversal do feixe na posição do primeiro espaçador. Observa-se que a distância entre os cabos é mantida ao longo da simulação pela presença do espaçador e apesar de existir torção da seção transversal, essa é bem inferior ao trecho inicial do vão, mais próximo ao pico da TS.

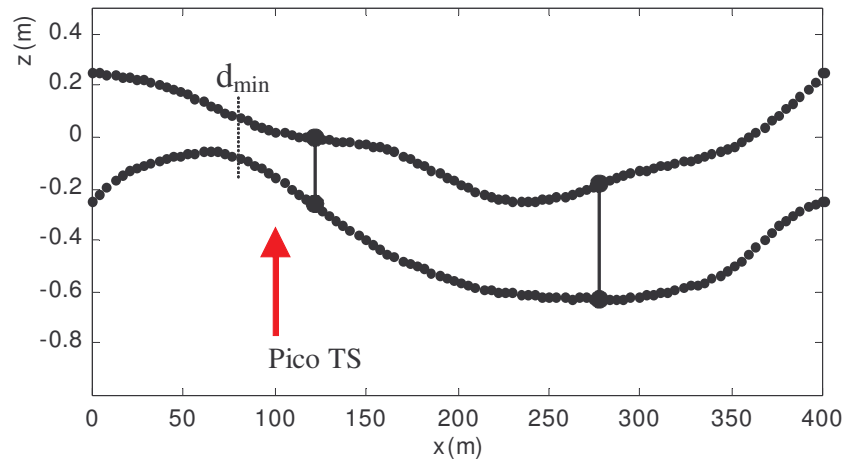


FIGURA 8.32: Vista em planta dos condutores quando é registrada a distância mínima entre eles durante a simulação ( $U_o=20m/s$ ,  $I_t = 20\%$ )

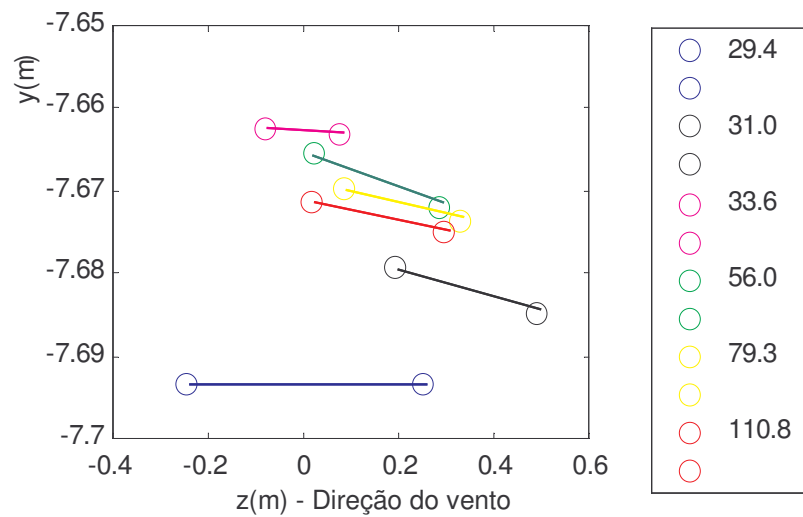


FIGURA 8.33: Seção transversal dos cabos na posição onde ocorre a distância mínima entre eles ( $l = 80m$ )



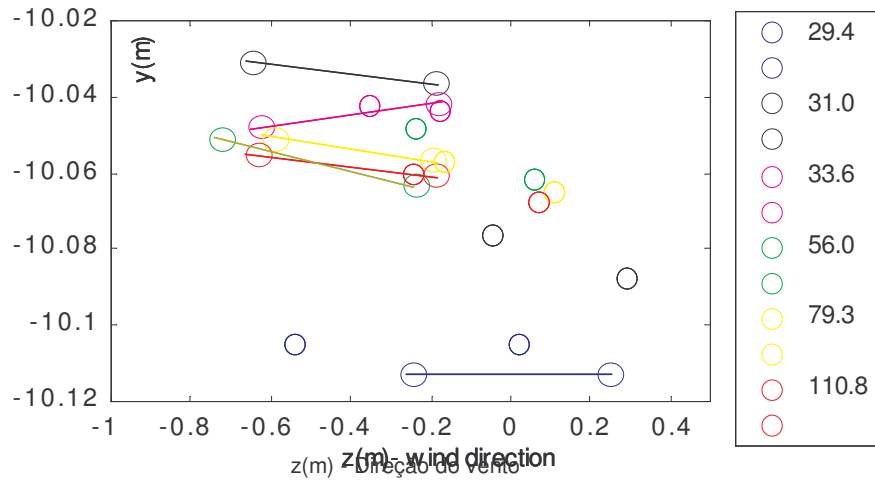


FIGURA 8.34: Seção transversal dos cabos na posição do primeiro espaçador ( $l = 120\text{m}$ )

Figura 8.35 apresenta a função densidade de probabilidade (fdp) do processo randômico  $d(t)$  para eventos EPS caracterizados por intensidade de turbulência de 20% e diferentes valores de velocidade média.

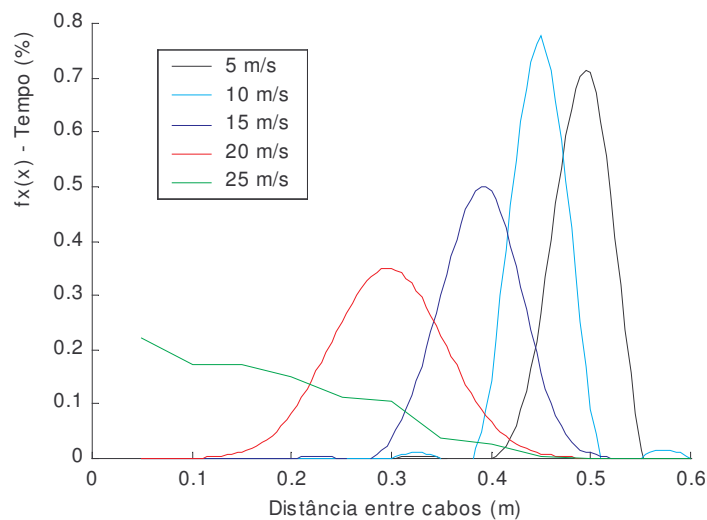


FIGURA 8.35: Função densidade de probabilidade da distância entre cabos na posição  $0,2 l$  ( $I_t = 20\%$ )

Estas fdps de  $d(t)$  não diferem significativamente da densidade normal para  $U_o \leq 20$  m/s. Para  $U_o = 25$  m/s, entretanto, a fdp é assimétrica, sugerindo o início de instabilidade. Figura 8.36 apresenta a variação da média da  $d(t)$  a 0,2l (20% do vão). O valor médio  $\mu_d$  não é sensível à intensidade de turbulência. Os outros parâmetros quando ajustados a uma equação resultam em:

$$\mu_d = 0.5 - 0.00055 U_o^2 \quad (8.3.1)$$

$$\sigma_d = 0.03 + 0.45 I_v^2 \quad (8.3.2)$$

$$\sigma_d = 0.002 + 0.0001 U_o^2 \quad (8.3.3)$$

As equações 8.3.4, 8.3.5 e 8.3.6 mostram a variação da distância  $d(t)$  a 50% do vão. Também neste caso, o valor médio  $\mu_d$  não é sensível à intensidade de turbulência.

$$\mu_d = 0.5 - 0.00023 U_o^2 \quad (8.3.4)$$

$$\sigma_d = 0.035 + 0.45 I_v^2 \quad (8.3.5)$$

$$\sigma_d = 0.002 + 0.00014 U_o^2 \quad (8.3.6)$$

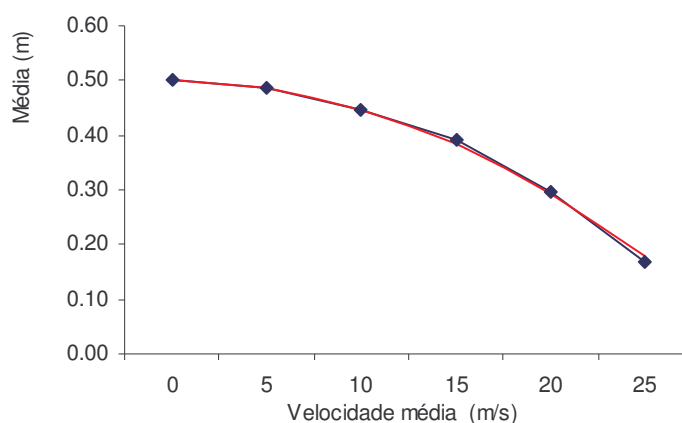


FIGURA 8.36: Comportamento da média da distância entre cabos com a variação da velocidade média do vento a 20% do vão

A função densidade espectral de potência (fdps) da distância entre cabos foi determinada por várias simulações, como mostrado na Figura 8.37.

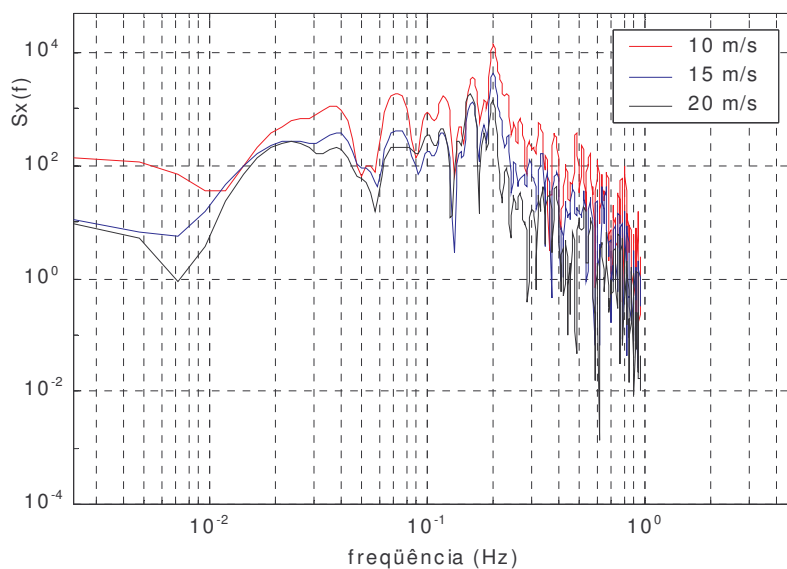


FIGURA 8.37: Função densidade espectral de potência da distância entre cabos  $d(t)$  para diferentes velocidades médias do vento

A Figura 8.38 apresenta a função densidade de probabilidade (fdp) do processo randômico  $d(t)$  para eventos EPS caracterizados por velocidade média de 20m/s e intensidade de turbulência de diferentes valores. Na Figura 8.39 é mostrada a densidade espectral do afastamento correspondente aos eventos da Figura 8.38.

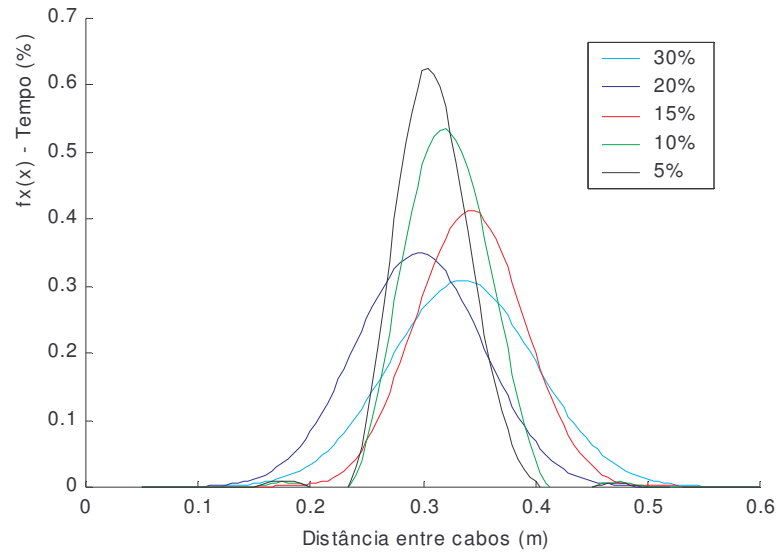


FIGURA 8.38: Função densidade de probabilidade da distância entre cabos na posição  $0,2 l$  ( $V_m = 20m/s$ )

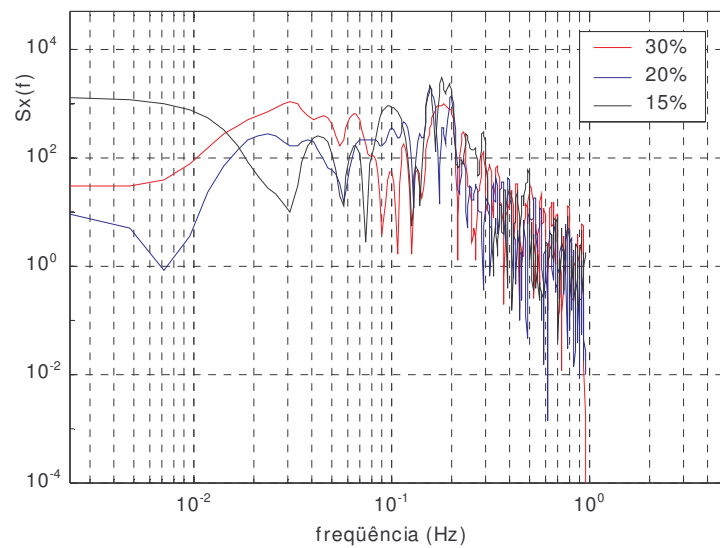


FIGURA 8.39: Densidade Espectral do afastamento na posição a 20% do vão ( $U_m = 20m/s$ ) – intensidade de turbulência variável

Se admitido que a distância entre cabos  $d(t)$  é um processo gaussiano, o valor esperado para a distância mínima será da forma:

$$E[d_{min}] = \mu_d - \xi \sigma_d \quad (8.3.7)$$

onde  $\xi$  denota o fator de pico. A partir da função densidade espectral de potência da distância entre cabos (Figura 8.37), é obtida a frequência efetiva de 0,2Hz, que, para uma tempestade EPS de 2h de duração, resulta no fator de pico  $\xi = 3,7$ . Substituindo as equações de regressão de  $\mu_d$  e  $\sigma_d$  dadas acima na equação (8.3.7), obtém-se uma equação quadrática para  $U_o$ , que representa uma solução para a velocidade de falha para um valor específico de  $E[d_{min}]$ . Dessa forma, a probabilidade condicional de falha para qualquer estado limite pode ser determinada sem dificuldades, e a influência de fatores, tais como a posição e o amortecimento dos amortecedores, estimada dentro de um intervalo de confiança.

Assim é possível determinar um procedimento para avaliar a confiabilidade de condutores em feixes em linhas de transmissão quando submetidos à ação do vento. É proposto calcular a função densidade de probabilidade de variáveis pertinentes ou alternativamente a confiabilidade de um vão de linha genérico, para uma determinada função de falha, através de simulação. Isto envolve simulação da excitação, que no presente caso, foi considerado a tormenta extratropical. A extensão da análise para outras regiões afetadas por tornados ou ciclones tropicais exige a adoção de modelos adequados para o campo de vento, mas esses podem ser facilmente implementados no Programa desenvolvido.

### 8.3.2 Caso de feixe com quatro condutores

Ainda para ilustrar a metodologia proposta, determinou-se a resposta de um vão de LT com quatro condutores e comprimento de 400m. Os resultados obtidos possibilitam a análise da probabilidade de falha de um vão submetido a uma tormenta TS sendo transportada por uma tormenta EPS.

Os condutores são dispostos na configuração quadrada e separados de 0,5m por cinco espaçadores rígidos (Figura 8.40), localizados a 15, 30, 50, 70 e 85% do vão. As propriedades dos condutores são as mesmas utilizadas no exemplo do item anterior. A simulação foi realizada durante 130s, durante a passagem de uma TS comumente encontrada. Assim, dez eventos foram simulados com três parâmetros variantes: a velocidade média do vento  $U_o$  (escolhida entre 1 e 15m/s), a pressão diferencial da TS (entre 200 e 800N/m<sup>2</sup>) e a posição do

centro da TS (variando entre 0 e 400m, o comprimento do vão). Outros dados relevantes: intensidade de turbulência da TS adotada de 20% e intensidade de turbulência da EPS de 5% para todas as simulações.

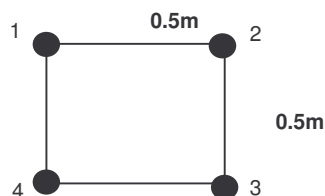


FIGURA 8.40: Configuração do feixe (exemplo ilustrativo)

Figuras 8.41 e 8.42 apresentam a função densidade de probabilidade (fdp) do processo aleatório  $d(t)$  para os dez eventos simulados. Os gráficos apresentam a distância entre os cabos selecionados em diferentes posições (seção transversal) ao longo do vão de linha.

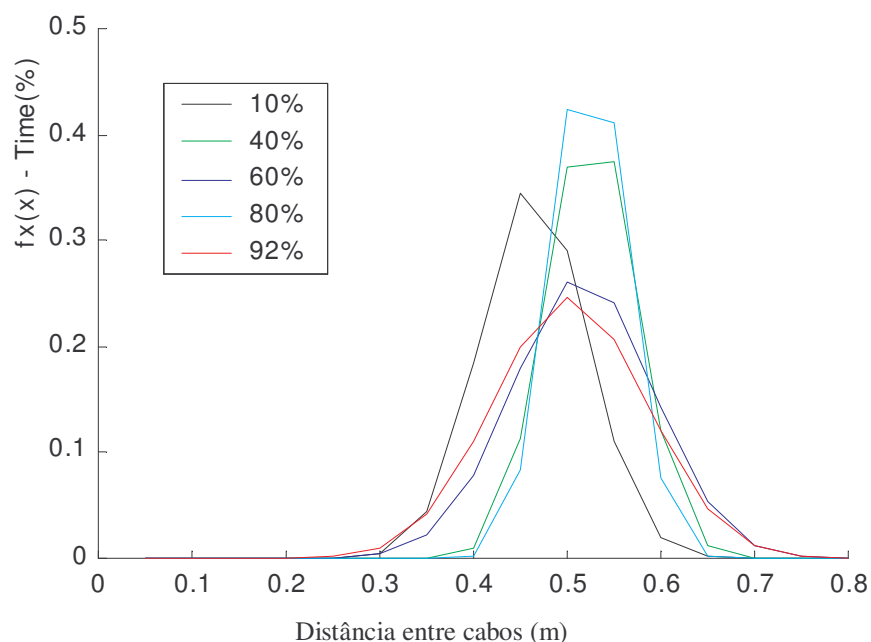


FIGURA 8.41: Função densidade de probabilidade da distância entre os cabos 1 e 2 para diferentes posições ao longo do vão

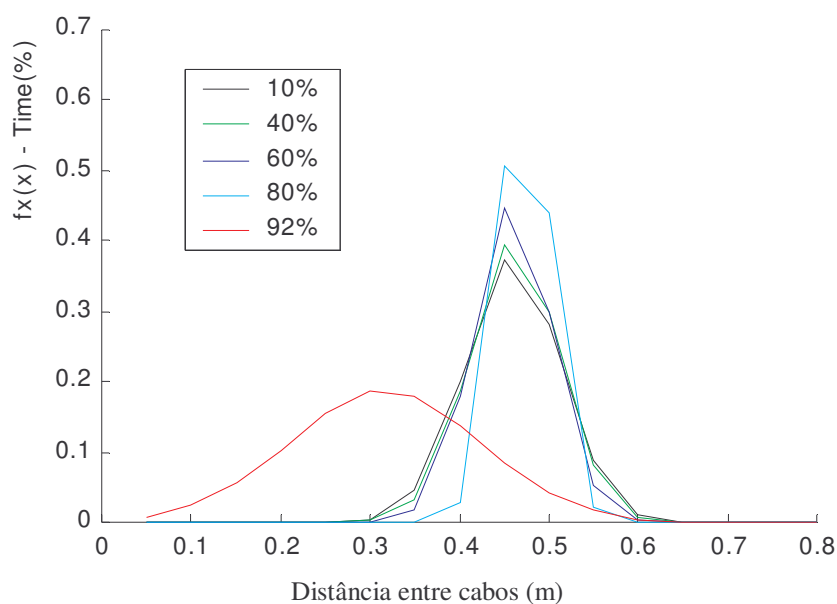


FIGURA 8.42: Função densidade de probabilidade da distância entre os cabos 3 e 4 para diferentes posições ao longo do vão

Recentemente, foi publicada determinações da resposta dinâmica de feixes de cabos sob ventos EPS [Cappellari e Riera, 06/2005] e também sob ventos TS [Cappellari et al., 09/2005] baseados nos estudos aqui apresentados.

Para o caso de feixes expandidos, que apresentam distâncias horizontais entre condutores maiores que 60 diâmetros, o efeito de interferência entre os cabos é reduzido ou até mesmo inexistente. Os coeficientes aerodinâmicos de cada um dos condutores são equivalentes aos de um condutor isolado. Sendo assim, nas linhas de feixes expandidos não são frequentes os problemas de oscilações de subvão, mas, por outro lado, elas apresentam grandes oscilações do tipo corpo rígido, onde todo o vão entre torres oscila no modo vertical, horizontal e torcional conjuntamente.

## 9 CONCLUSÕES

O problema de análise dos efeitos produzidos pelo vento em condutores de linhas de transmissão tem sido examinado ao longo dos últimos 60 anos. A variedade dos fenômenos induzidos pelo vento, além do grande número de parâmetros que influenciam o movimento, torna o problema de difícil compreensão. A utilização de feixes de cabos em linhas de transmissão é relativamente recente no país e há pouca bibliografia disponível sobre o comportamento mecânico desses condutores quando expostos ao vento.

Alguns parâmetros são essenciais e precisam ser previamente determinados para a utilização das equações de movimento de cabos condutores, conforme modelos encontrados na literatura. Esses parâmetros, chamados coeficientes aerodinâmicos, são escassos e não contemplam configurações de feixes diferentes das mais comumente utilizadas dos anos 70 aos 90. Neste trabalho foram estudadas as variadas formas de obtenção desses coeficientes, apresentando estudos comparativos entre coeficientes obtidos experimentalmente em túnel de vento [Oliveira, 2002] e aqueles obtidos numericamente utilizando um modelo de elementos finitos [Braun, 2002]. Com essas análises chegou-se a um método para a obtenção desses coeficientes a partir de dados de pares de cabos dispostos em diferentes posições relativas.

Desenvolveu-se um modelo numérico tridimensional da estrutura cabo (podendo ser singelo ou na forma de feixe), considerando a presença de espaçadores, os efeitos das estruturas de suporte e os efeitos dos vãos adjacentes. Da mesma forma, foram desenvolvidos modelos do campo de velocidades do vento para as tormentas do tipo EPS, TS e a condição de atuação conjunta das duas tormentas. Esses modelos são também tridimensionais, com variações temporais e espaciais da parcela média da velocidade e das suas flutuações em torno da média.



Esses modelos teóricos dos condutores e do campo espacial e temporal da velocidade incidente do vento desenvolvidos são utilizados para reproduzir resultados experimentais. Neste exemplo, é mostrado que os erros de previsão encontrados no modelo numérico são pequenos, o que possibilita a utilização deste tanto para a avaliação das respostas da estrutura quanto para o projeto estrutural das linhas de transmissão e de seus componentes.

Determinou-se um procedimento para avaliar a confiabilidade de condutores em feixes em linhas de transmissão quando submetidos à ação do vento. É proposto calcular a função densidade de probabilidade de variáveis pertinentes ou alternativamente a confiabilidade de um vão de linha genérico, para uma determinada função de falha, através de simulação. Isto envolve simulação da excitação, que no exemplo apresentado neste trabalho, foi considerado a tormenta extratropical (EPS). A extensão da análise para outras regiões afetadas por tornados ou ciclones tropicais exige a adoção de modelos adequados para o campo de vento, mas esses podem ser facilmente implementados no Programa desenvolvido.

Em vista disso, pode-se afirmar que a metodologia numérica desenvolvida nesta pesquisa é uma importante contribuição para a análise de previsão do comportamento dinâmico de cabos aéreos de linhas de transmissão. Essa ferramenta pode apresentar vasta aplicação tanto no projeto de novas linhas, como na avaliação de linhas já existentes para fins de recapacitação (aumento de sua capacidade de transmissão de energia) e/ou manutenção preventiva de suas peças estruturais.

## 9.1 SUGESTÕES DE TEMAS DE PESQUISA

O tema de pesquisa abordado neste estudo é bastante amplo e complexo, apresentando ainda incertezas com relação à determinação das cargas de vento atuantes (modelos de tormentas de vento), às características da estrutura cabo e acessórios, e à interação fluido-estrutura. Dessa forma há vários estudos subseqüentes necessários para o pleno entendimento do comportamento das linhas aéreas de transmissão. A seguir são citadas algumas sugestões.

(a) As equações para a determinação das forças nos elementos cabos dependem de coeficientes aerodinâmicos que podem ser obtidos a partir de ensaios experimentais realizados

em modelos seccionais em túnel de vento ou em protótipos em verdadeira grandeza, ou ainda, a partir de modelos numéricos. Os valores desses coeficientes variam com o tipo de escoamento (ex. regime, turbulência, direção) e de estrutura (ex. rugosidade superficial). Há escassos dados na literatura quanto aos valores desses coeficientes, principalmente para o caso de feixes de cabos de configurações assimétricas. Sendo assim, esse seria um estudo importante: adquirir dados de coeficientes aerodinâmicos para alimentar as equações numéricas de previsão do comportamento de linhas.

(b) O modelo de TS (tormenta elétrica) adotado neste estudo vem de uma pesquisa de doutorado, ainda em andamento, do colega Ponte Júnior [2002, 2004]. Esse modelo ainda precisa ser aprimorado no item flutuações temporais da velocidade do vento, que apresenta comportamento diferente das Tormentas do tipo EPS, não parecendo estar relacionado com a rugosidade superficial da região da linha.

(c) Há inúmeros parâmetros estruturais que afetam o comportamento das linhas, tais como: extensão do vão, desníveis entre as torres de suporte, posição dos espaçadores, comprimento dos subvãos, tipos de espaçadores, configuração do feixe, distâncias entre os cabos, etc. O programa desenvolvido permite que o usuário defina esses parâmetros de entrada previamente para cada simulação. Assim pode-se utilizá-lo como uma ferramenta para estudos paramétricos, buscando um maior entendimento da influência desses parâmetros na resposta dos cabos e obtendo parâmetros de projeto para linhas aéreas.

(d) Da mesma forma que os parâmetros estruturais, os dados que definem o ambiente também são definidos pelo usuário, tais como: tipos de tormenta incidentes no vão, velocidade do vento, posição central da tormenta TS, magnitude das flutuações, direção do vento, etc. Da mesma forma que o exposto no item (c), pode-se avaliar a sensibilidade da linha à modificação do ambiente no qual está inserida.

(e) O modelo numérico desenvolvido pode ser comprovado através de estudo comparativo entre os dados experimentais de uma linha em travessia instrumentada por Paluch [1998, 1999 e 2000] e aqueles simulados através do modelo proposto. Essa avaliação comparativa ficou limitada ao estudo de linha com cabo singelo, devido às características da linha experimental. Seria interessante se fazer estudo comparativo semelhante para o caso de uma linha em feixe. Esse é um trabalho já previsto em um Projeto de P&D (Pesquisa e Desenvolvimento) entre a concessionária FURNAS Centrais Elétricas e UFRGS que está em fase inicial.

## 10 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ABNT NBR-6123 – “Forças devidas ao vento em edificações”. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1988. 88p.
- [2] “Aeolian Vibration on Overhead Lines”, 22-11 by Working Group 11, *CIGRE Study Committee*.
- [3] ALAM, M. M.; MORIYA, M.; TAKAI, K.; SAKAMOTO, H.; “Fluctuating fluid forces acting on two circular cylinders in a tandem arrangement at a subcritical Reynolds number”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 91, 139-154, 2003.
- [4] BACHMANN, H. et al.; “Vibration problems in structures: practical guidelines”; Birkhauser Verlag Basel; 1995.
- [5] BENDAT, J.; PIERSOL, Allan; “Random Data: Analysis and Measurement Procedures”; 1971.
- [6] BLESSMANN, Joaquim; *Aerodinâmica das Construções*, Editora Sagra, Porto Alegre – Brasil, 1990.
- [7] BLESSMANN, J.; “O vento na engenharia estrutural”; Ed. Universidade/ UFRGS; Porto Alegre, 1995.
- [8] BLESSMANN, J.; “Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento”; Ed. Universidade/ UFRGS; Porto Alegre, 1998.
- [9] BLEVINS, R.; “Applications of a the Discrete Vortex Method to Fluid-Structure Interaction”, in *Flow-Induced Vibration*, MK. Au-Yang (ed.), Vol. 154, *American Society of Mechanical Engineers*, N.Y., 131-140, 1989.

- [10] BRAUN, A. L.; “Um Modelo para a Simulação Numérica da Ação do Vento sobre Seções de Ponte”, Dissertação de Mestrado, Porto Alegre: PPGEC/ UFRGS; 2002.
- [11] BRITO, J.; RIERA, J.; “Aerodynamic instability of cylindrical bluff bodies in non-homogeneous flow”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 57 (1995), 81-96.
- [12] BRITO, J.; RIERA, J.; “A novel experimental approach for the determination of aerodynamic coefficients for aeroelastic instability studies”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 84, 289-305, 2000.
- [13] BRZOZOWSKI, V. J.; HAWKS, R. J., “Wake induced full-span instability of bundle conductor transmission line”, *AIAA Journal*, Vol. 13 (2), 179-184, 1976.
- [14] CAPPELLARI, T. T. O. ; RIERA, J. D. “Risk of contact failure in bundled conductors in transmission lines”. *Proceedings of the Ninth International Conference on Structural Safety and Reliability - ICOSSAR'05*, Rome, Italy, 19 - 23 June 2005.
- [15] CAPPELLARI, T. T. O., RIERA, J. D., MENEZES, R. C. R. “Risk of contact failure in bundled conductors in transmission lines subjected to thunderstorms”. *Proceedings of Sixth International Symposium on Cable Dynamics*, Charleston, SC, United States, 19 – 22 September 2005.
- [16] CAVALCANTI, S. J. G.; CAMPOS, <sup>a</sup> T.; DART, F. C.; PESSOA, A.; DINIZ, M. E.; SARMENTO, J.; RÉGIS, O.; “Monitoramentos Elétricos e Dinâmicos de Condutores em Linhas de Feixe Expandido – Experiência, Dificuldades e Resultados – Validação Tecnológica e Confiabilidade Operacional”; *XVII SNPTEE Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica; GLT – 24*; Uberlândia/ Minas Gerais; Outubro, 2003.
- [17] COOPER, K. R.; “Wind-Tunnel and Theoretical Investigations into the Aerodynamic Stability of Smooth and Stranded Twin Bundled Power Conductors”. *NRC (Canada) Technical Reports LA-115 and LA-117*, 1973.
- [18] COOPER, K. R.; WATTS, J. A.; “Wind Tunnel and Analytical Investigations into the Aeroelastic Behaviour of Bundled Conductors”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-94, no. 2, March/ April 1976.

- [19] COUNIHAN, J. . “Adiabatic atmospheric boundary layers: a review and analysis of data from the period 1880 1972”. *Atmospheric Environment*, Great Britain, v.9, p.871-905, 1975.
- [20] DAVENPORT, A. G.; “The response of tension structures to turbulent wind: the role of aerodynamic damping; *1<sup>st</sup> International Conference on Tension Structures*; London, England; 1988.
- [21] DIANA, G.; BOCCIOLONE, M.; CHELI, F.; MANENTI, A.; RESTA, F., “The aeroelastic behaviour of the OHTL expanded bundles”, *First Int. Symposium on Computational Wind Engineering*, Tokyo, August 1992.
- [22] DIANA, G.; CHELI, F.; FOSSATI, F.; MANENTI, A., “Aeolian vibrations of overhead transmission lines computation in turbulence conditions”, *Third Int. Symposium on Cable Dynamics*, Trondheim, Norway, August 1999.
- [23] GRIFFIN, O. and S. RAMBERT, “The Vortex-Street Wakes of Vibrating Cylinders,” *Journal of Fluids Mechanics*, 66, 553-576, 1974.
- [24] HAGEDORN, P.; “On the Computation of Damped Wind-Exited Vibration of Overhead Transmission Lines”, *Journal of Sound and Vibration*, 33(3), 253-71, 1982.
- [25] HARD, A. R.; “Applications of the vibration test on transmission line conductors”; *Trans. IEEE*, Vol.1, PAS-86, 1965.
- [26] HOLMES, J. D; and OLIVER, S. E.; “An empirical model of downburst”; *Journal of Engineering Structures*, V. 22, 2000.
- [27] IRVINE, H. M. and CAUGHEY, T. K. “The Linear Theory of Free Vibrations of a Suspended Cable”. *Proceedings of the Royal Society*, London, Vol. A341, 299-315, December 1974.
- [28] JAIN, A.; JONES, N.; SCANLAN, R.; “Coupled aeroelastic and aerodynamic response analysis of long-span bridges”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 60 (1996), 69-80.
- [29] JONES, K. F., “Coupled vertical and horizontal galloping”, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 118 (1), 92-107, 1992.

- [30] LABEGALINI, P. R.; LABEGALINI, J. A.; FUCHS, R. D.; ALMEIDA, M. T.; “Projetos Mecânicos das Linhas Aéreas de Transmissão”, Editora Edgard Blücher Ltda, 1992.
- [31] LAMB, Horace; “Hydrodynamics,” 6<sup>th</sup> ed. Reprinted; Cambridge University Press, 1977.
- [32] LAWSON, T. V., “Wind effects on building” (Vol. 1), Applied Science Publishers LTD, London, 1980.
- [33] LOREDO-SOUZA, Acir M. . “The Behavior of Transmission Lines under High Winds”, *Ph.D. Thesis*, University of Western Ontario, London, Ontario, Canada, 1996.
- [34] MACDONALD, J. H. G., “Separation of the contributions of aerodynamic and structural damping in vibrations of inclined cables”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 90 (2002), 19-39.
- [35] MANUZIO, C.: “Wind Effects on Suspended Cables”. *Symposium on Wind Effects on Buildings and Structures*, A. Davenport (Editor), Canada, Paper 13, pp. 337-372, 1974.
- [36] MATSUMOTO, M.; KOBAYASHI, Y.; SHIRATO, H.; “The influence of aerodynamic derivatives on flutter”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 60 (1996), 227-239.
- [37] NASCIMENTO, E. L.; “Previsão de tempestades severas utilizando-se parâmetros convectivos e modelos de mesoescala: uma estratégia operacional adotável no Brasil?”; *Revista Brasileira de Meteorologia*; março de 2004.
- [38] OLIVEIRA, T. T.; “Estudo da Instabilidade de Feixes de Condutores em Linhas Aéreas de Transmissão”, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS, Porto Alegre, 2002.
- [39] PALUCH, M.J. ; RIERA, J.D. “Measures and Predicted Response of a 120m-high concrete transmission tower”. *Proceedings, Jubileum Conference on Wind Effects on Buildings and Structures*, Porto Alegre, Brazil, Vol.2, 1998.

- [40] PALUCH, M.J. “Vibrações Transversais por Desprendimento de Vórtices de Torres e Chaminés de Concreto Armado de Seção Transversal Circular”. *Doctoral Thesis*, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, Brazil, 1999.
- [41] PALUCH, M.J.; RIERA, J.D. “Vibrações Normais à Direção do Vento de Torres e Chaminés de Seção Circular”. *Proceedings, XXIX Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural*, Punta del Este, Uruguay, 2000.
- [42] PONTE JÚNIOR, J.; “Modelos probabilísticos para o campo de velocidades de ventos”; *Seminário de Doutorado*, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre/ RS, Brasil, maio 2002.
- [43] PONTE Jr. ; RIERA, J. D. Simulação de tormentas elétricas (TS) e extratropicais para fins de determinação da ação do vento nas construções. *Anales, XXXI Jornadas Sud-Americanas de Ingeniería Estructural*, UNC, (CD) Mendoza, Argentina, 2004.
- [44] PRICE, S. J., “Wake induced flutter of power transmission conductors”, *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 38(1), 125-147,1975.
- [45] RÉGIS, O. Jr.; MAIA, M. J.; NETO, A. P.; “Linhas Não Convencionais de Potência Natural Elevada (LPNE): um Exercício de Prospecção em 69kV e 138kV”, *V ERLAC*, 1993.
- [46] RIERA, J. D. and ROCHA, M. M.; “Load definition for wind design and reability assessments in extreme wind climate”; *Proceedings of Jubileum Conference on Wind Effects an Structures*; Porto Alegre/ RS, Brasil, 1998.
- [47] RIERA, J. D.; “Consideração dos carregamentos induzidos pela ação do vento no projeto de Linhas de Transmissão”; *Seminário Internacional de Ventos sobre Linhas de Transmissão*, Belo Horizonte/ MG, Brasil, agosto de 2002.
- [48] SAKAI, O; MURATA, T.; “Damping energy measurements”; *CSCG-68-WG 1(CIGRE Study Committee)*, 1968.
- [49] SCANLAN, R.H.; A Wind Tunnel Investigation Into the Aerodynamics Stability of Bundled Power Line Conductors for Hydro Quebec. Part IV: Observations on the Problems *NRC (Canada) Laboratory Technical Report*, LA-121, September 1972.
- [50] SHAMES, Irving H.; “Mecânica dos Fluídos”, Vol. 2, capítulo 8, 1978.

- [51] SIMPSON, A.; LAWSON, T.V.; Oscillations of twin power transmission lines, *Proceedings of the Symposium on Wind Effects*, Loughborough University, April 1968.
- [52] SIMPSON, A., “Wake induced flutter of circular cylinders: Mechanical aspects”, *The Aeronautical Quarterly*, 101-118, may 1971.
- [53] SLETHEL, T. O.; “Conductor vibration measurements”; CSCG-66-3, 1966.
- [54] STOYANOFF, S.; “A unified approach for 3D stability and time domain response analysis with application of quasi-steady theory”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 89, 1591-1606, 2001.
- [55] Transmission Line Reference Book – Wind-Induced Conductor Motion, Electric Power Research Institute, 1979.
- [56] YU, P.; DESAI, Y. M.; SHAH, A. H.; POPPLEWEL, N., “Three-degree-of-freedom model for galloping. Part I: Formulation”, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 119 (12), 2404-2425, 1993.
- [57] YU, P.; DESAI, Y. M.; SHAH, A. H.; POPPLEWEL, N., “Three-degree-of-freedom model for galloping. Part II: Solutions”, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 119 (12), 2426-2448, 1993.
- [58] WARDLAW, R. L.; COOPER, K. R., “Wind tunnel investigation of the steady aerodynamic forces on smooth and stranded twin bundled power conductors for the Aluminum Company of America”, *National Aeronautical Establishment*, LTR-LA-117, Aug. 1973.
- [59] ZHANG, Q.; POPPLEWELL, N.; SHAH, A.; “Galloping of Bundle Conductor”, *Journal of Sound and Vibration*, 234(1), 115-134, 2000.
- [60] ZHU, S. and ETKIN, B.; “Model of the wind field in a downburst”; *Journal of Aircraft*, V. 22, n. 7, 1985.