

**Universidade Federal do Rio Grande do Sul**  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil - PPGEC

**ESTUDO DA INSTABILIDADE DE FEIXES DE CONDUTORES EM  
LINHAS AÉREAS DE TRANSMISSÃO**

**Tatiana Thomé de Oliveira**

Dissertação para obtenção do título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre  
Março de 2002

**Universidade Federal do Rio Grande do Sul**  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil - PPGEC

**ESTUDO DA INSTABILIDADE DE FEIXES DE CONDUTORES EM  
LINHAS AÉREAS DE TRANSMISSÃO**

**Tatiana Thomé de Oliveira**

Dissertação apresentada ao corpo docente do 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 *MESTRE EM ENGENHARIA*.

Porto Alegre  
Março de 2002

---

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de *MESTRE EM ENGENHARIA* e aprovada em sua forma final pelos Orientadores e pela banca examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.

---

Prof. Ruy Carlos Ramos de Menezes  
Dr. techn., Universität Innsbruck, Áustria  
Orientador da dissertação

---

Prof. Acir Mércio Loredo-Souza  
Ph.D., University of Western Ontario, Canadá  
Co-orientador da dissertação

---

Prof. Francisco de Paula Simões Lopes Gastal  
Coordenador do PPGEC / UFRGS

**Banca Examinadora:**

- *Prof. Jorge Daniel Riera*  
*Ph.D., Princeton University, USA*
- *Prof. José Carlos Ferraz Hennemann*  
*Ph.D., Southern Methodist University, USA*
- *Prof. Mario José Paluch*  
*Dr., Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil*

---

## **Agradecimentos**

Nestes dois anos de Mestrado, muitos professores 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. Ruy C. Ramos de Menezes, que acompanhou todo o trabalho, sempre com entusiasmo e dedicação.

Agradeço ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e à CAPES pelo estímulo e apoio recebidos.

Agradeço aos integrantes do Laboratório de Aerodinâmica das Construções (LAC), em especial o laboratorista Paulo Bueno, pela grande colaboração com a parte experimental do trabalho.

Muitas das etapas deste trabalho foram desenvolvidas com o apoio da colega Adriane Gaspar, que também estudando os “cabos de linhas de transmissão” estava sempre pronta para discussões fervorosas sobre o assunto.

Sou profundamente grata aos meus pais, Gilson e Marcia, e a meu irmão, Daniel, pelo amor e incentivo, essenciais para a realização de mais uma importante etapa da minha vida. A contribuição do meu pai, agora como colega de profissão, foi de imprescindível ajuda, sempre com comentários frutíferos com respeito ao trabalho.

Finalmente, agradeço ao meu querido Fábio Arnéz, sempre presente, tanto nos momentos bons como nos ruins, com palavras de amor e encorajamento.

---

## Sumário

<b>Lista de Tabelas</b> .....	<b>vii</b>
<b>Lista de Figuras</b> .....	<b>viii</b>
<b>Lista de Símbolos e Abreviaturas</b> .....	<b>xii</b>
<b>Resumo</b> .....	<b>xvi</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>xviii</b>
<b>1 Introdução</b> .....	<b>1</b>
1.1 Objetivos.....	2
<b>2 Histórico do Assunto</b> .....	<b>4</b>
2.1 O escoamento em Torno de Cilindros.....	4
2.2 Regimes de escoamento.....	4
2.3 Turbulência do escoamento.....	8
2.4 Rugosidade Superficial.....	10
2.5 Movimento do Cilindro.....	11
2.6 Análise de Vibrações Livres de Cabos.....	13
2.7 Efeito do Vento e Temperatura sobre os Condutores.....	15
2.8 Configurações dos Condutores.....	18
2.8.1 Condutores em Feixes de Configuração Simétrica.....	19
2.8.2 Condutores em Feixes de Configuração Assimétrica.....	20
<b>3 Caracterização do Movimento de Cabos Suspensos</b> .....	<b>23</b>
3.1 Tipos de Movimentos.....	23
3.1.1 Vibração Eólica ou Vibração por Desprendimento de Vórtices.....	23
3.1.2 Galope.....	25
3.1.3 Oscilações Induzidas pela Esteira.....	26
3.2 Parâmetros que Influenciam a Instabilidade de Feixes de Cabos.....	29
3.2.1 Características do Terreno.....	29
3.2.2 Rugosidade do Condutor.....	31
3.2.3 Espaçamento e Configuração dos Condutores.....	31
3.2.4 Inclinação do Feixe.....	32

---

3.2.5	Sistema de Suspensão e Espaçadores .....	33
3.2.6	Tração do Condutor .....	34
3.2.7	Flecha/ Freqüências de Oscilação.....	35
<b>4</b>	<b>Modelos para Cabos .....</b>	<b>37</b>
4.1	Modelagem de Cabos .....	37
4.2	Modelos Teóricos/ Analíticos .....	39
4.2.1	Modelo de Movimento do Modo Sub-Vão .....	39
4.2.2	Modelo de Galope para Feixe de Condutores .....	43
4.2.3	Modelo de Movimento de Vão Completo .....	51
4.3	Modelos Experimentais.....	59
4.3.1	Ensaio Estáticos .....	60
4.3.2	Ensaio Dinâmicos .....	61
<b>5</b>	<b>Programa Experimental .....</b>	<b>64</b>
5.1	Projeto Experimental.....	64
5.1.1	Túnel de Vento e Condições do escoamento .....	64
5.1.2	Características dos Modelos Utilizados.....	66
5.1.3	Desenvolvimento dos Ensaio .....	69
5.2	Análise dos Resultados Experimentais .....	73
5.2.1	Coefficientes de Pressões Médias: 1ª Etapa .....	73
5.2.2	Coefficientes de Arrasto para Cabos Isolados: 2ª Etapa.....	76
5.2.3	Coefficientes de Arrasto de Feixes de Cabos: 3ª Etapa .....	78
<b>6</b>	<b>Análise de Instabilidade .....</b>	<b>88</b>
6.1	Critérios de Análise .....	88
6.2	Parâmetros de Análise e Resultados .....	90
6.3	Parâmetros para Projeto de Linhas de Transmissão.....	112
6.4	Previsões para o Comportamento de Feixes Assimétricos .....	113
<b>7</b>	<b>Conclusões .....</b>	<b>115</b>
7.1	Sugestões para futuros trabalhos .....	116
	<b>Referências Bibliográficas .....</b>	<b>118</b>
	<b>Anexo 1 .....</b>	<b>123</b>

---

<b>Anexo 2</b> .....	<b>125</b>
<b>Anexo 3</b> .....	<b>130</b>
<b>Anexo 4</b> .....	<b>134</b>

---

## Lista de Tabelas

<i>TABELA 5.1: Informações sobre o cabo experimentado .....</i>	<i>66</i>
<i>TABELA 5.2: Parâmetros de ensaio dos experimentos da 1ª Etapa.....</i>	<i>70</i>
<i>TABELA 5.3: Parâmetros de ensaio dos experimentos da 2ª Etapa.....</i>	<i>70</i>
<i>TABELA 5.4: Parâmetros de ensaio dos experimentos da 3ª Etapa.....</i>	<i>71</i>
<i>TABELA 5.5: Coeficientes de arrasto determinados a partir dos coeficientes de pressão.....</i>	<i>75</i>
<i>TABELA 6.1: Propriedades do vão em estudo.....</i>	<i>103</i>



## Lista de Figuras

<i>FIGURA 2.1: Influência do número de Reynolds (<math>R_e</math>) no coeficiente de arrasto (<math>C_d</math>) de um cilindro circular liso</i> .....	5
<i>FIGURA 2.2: Definição dos regimes de escoamento para cilindros circulares bidimensionais (Ribeiro, 1989)</i> .....	7
<i>FIGURA 2.3: Distribuição das pressões em cilindros circulares longos lisos (resultados de Sachs, 1978)</i> .....	8
<i>FIGURA 2.4: Influência da turbulência no espectro de pressões (Blessmann, 1998)</i> .....	9
<i>FIGURA 2.5: Influência da turbulência no espectro de forças de sustentação (Blessmann, 1998)</i> .....	9
<i>FIGURA 2.6: Influência do número de Reynolds e a rugosidade da superfície no valor do coeficiente de arrasto <math>C_d</math></i> .....	11
<i>FIGURA 2.7: Sincronização ou captura de vórtices (Blessmann, 1998)</i> .....	12
<i>FIGURA 2.8: Primeiro modo simétrico e antissimétrico de cabos</i> .....	13
<i>FIGURA 2.9: Efeito da pressão de vento sobre os condutores (Labegalini P. R. e outros, 1992)</i> .....	16
<i>FIGURA 2.10: Cabo suspenso de uma linha de transmissão</i> .....	17
<i>FIGURA 2.11: Feixe de condutores com configuração assimétrica</i> .....	21
<i>FIGURA 3.1: Modelo bidimensional</i> .....	26
<i>FIGURA 3.2: Diferentes tipos de movimento ocasionados por oscilações induzidas</i> .....	29
<i>FIGURA 3.3: Influência do Terreno nos Perfis de Velocidade (Cooper e Watts, 1975)</i> .....	30
<i>FIGURA 3.4: Região de instabilidade para um feixe de dois condutores dispostos lado-a-lado horizontalmente (Brzozowski, 1976)</i> .....	32
<i>FIGURA 3.5: Influência da inclinação do feixe na instabilidade</i> .....	34
<i>FIGURA 3.6: Região de instabilidade para um feixe de dois condutores dispostos lado-a-lado horizontalmente (Brzozowski, 1976)</i> .....	35
<i>FIGURA 3.7: Região de instabilidade para um feixe de dois condutores dispostos lado-a-lado horizontalmente (Brzozowski, 1976)</i> .....	36
<i>FIGURA 4.1: Arranjo experimental para suporte de cilindro a sotavento e sistema de molas</i> .....	40
<i>FIGURA 4.2: Forças aerodinâmicas de um cilindro a sotavento</i> .....	40
<i>FIGURA 4.3: Características aerodinâmicas aproximadas de um cilindro imerso na esteira (Simpson, 1971)</i> .....	42
<i>FIGURA 4.4: (a) Modelamento do feixe com dois condutores e (b) seção transversal do condutor com gelo</i> .....	43
<i>FIGURA 4.5: Arranjo inicial do condutor com gelo em (a) feixe duplo, (b) feixe triplo e (c) feixe quádruplo</i> .....	48
<i>FIGURA 4.6: Geometria do feixe</i> .....	52

<i>FIGURA 4.7: Cargas aerodinâmicas no feixe</i> .....	55
<i>FIGURA 4.8: Forças aerodinâmicas sobre um condutor imerso na esteira de outro (Scalan, 1972)</i> ..	60
<i>FIGURA 4.9: Sistema de suspensão de molas ortogonais nas extremidades do condutor (Watts, J. and Ko, R., 1973)</i> .....	62
<i>FIGURA 4.10: Sistema de suspensão de molas tencionadas axialmente (Watts, J. and Ko, R., 1973)</i> .	63
<i>FIGURA 5.1: Circuito Aerodinâmico do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann, da UFRGS</i> .....	64
<i>FIGURA 5.2: Dimensões da grelha plana (em mm)</i> .....	65
<i>FIGURA 5.3: Desenho da estrutura de suporte para sustentação dos cabos em cada uma das extremidades do túnel</i> .....	67
<i>FIGURA 5.4: Equipamento utilizado durante a realização dos experimentos</i> .....	69
<i>FIGURA 5.5: Modelo composto de um cabo liso de 25mm de diâmetro</i> .....	71
<i>FIGURA 5.6: Modelos de feixes ensaiados, giros de 0° a -45°</i> .....	72
<i>FIGURA 5.7: Modelo composto de um feixe de 04 cabos Rook com espaçamento de 10 diâmetros entre cabos</i> .....	73
<i>FIGURA 5.8: Distribuição das pressões no cabo de 25mm na velocidade de 38m/s</i> .....	74
<i>FIGURA 5.9: Distribuição das pressões nos cabos lisos experimentados</i> .....	74
<i>FIGURA 5.10: Distribuição das pressões em cilindros circulares longos lisos (comparação com os resultados de Sachs)</i> .....	75
<i>FIGURA 5.11: Coeficientes de Arrasto de cabos isolados</i> .....	77
<i>FIGURA 5.12: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 10d em esc. suave</i> .....	81
<i>FIGURA 5.13: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 10d em esc. turbulento</i> .....	81
<i>FIGURA 5.14: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 14d em esc. suave</i> .....	82
<i>FIGURA 5.15: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 14d em esc. turbulento</i> .....	82
<i>FIGURA 5.16: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 14d em esc. suave</i> .....	83
<i>FIGURA 5.17: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 14d em esc. turbulento</i> .....	83
<i>FIGURA 5.18: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 18d em esc. suave</i> .....	84
<i>FIGURA 5.19: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 18d em esc. turbulento</i> .....	84
<i>FIGURA 5.20: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 18d em esc. suave</i> .....	85
<i>FIGURA 5.21: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 18d em esc. turbulento</i> .....	85
<i>FIGURA 5.22: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 22d em esc. suave</i> .....	86
<i>FIGURA 5.23: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 22d em esc. turbulento</i> .....	86
<i>FIGURA 5.24: Coeficientes de feixe de 04 cabos lisos com espaçamento de 10d em esc. suave</i> .....	87
<i>FIGURA 5.25: Coeficientes de feixe de 04 cabos lisos com espaç. de 10d em esc. turbulento</i> .....	87
<i>FIGURA 6.1: Influência da variação da freq. vertical na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz)</i> .....	92

<i>FIGURA 6.2: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>92</i>
<i>FIGURA 6.3: Análise de instabilidade pelo Critério de Den Hartog do Feixe de 04 cabos Rook (s=10d), em esc. suave e velocidade de 22m/s.....</i>	<i>93</i>
<i>FIGURA 6.4: Influência da variação da freq. vertical na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>94</i>
<i>FIGURA 6.5: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>94</i>
<i>FIGURA 6.6: Análise de instabilidade pelo Critério de Den Hartog do Feixe de 04 cabos lisos (s=10d), em esc. suave e velocidade de 22m/s.....</i>	<i>95</i>
<i>FIGURA 6.7: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>96</i>
<i>FIGURA 6.8: Análise de instabilidade pelo Critério de Den Hartog do Feixe de 04 cabos Rook (s=14d), em esc. suave e velocidade de 23m/s.....</i>	<i>96</i>
<i>FIGURA 6.9: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>97</i>
<i>FIGURA 6.10: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz).....</i>	<i>97</i>
<i>FIGURA 6.11: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz).....</i>	<i>98</i>
<i>FIGURA 6.12: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz).....</i>	<i>98</i>
<i>FIGURA 6.13: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz).....</i>	<i>99</i>
<i>FIGURA 6.14: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>100</i>
<i>FIGURA 6.15: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>100</i>
<i>FIGURA 6.16: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz) .....</i>	<i>101</i>
<i>FIGURA 6.17: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz).....</i>	<i>101</i>
<i>FIGURA 6.18: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz).....</i>	<i>102</i>
<i>FIGURA 6.19: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz).....</i>	<i>102</i>

---

<i>FIGURA 6.20: Variação da flecha dos cabos com a velocidade do vento incidente.....</i>	<i>103</i>
<i>FIGURA 6.21: Variação da tração nos cabos com a velocidade do vento incidente.....</i>	<i>104</i>
<i>FIGURA 6.22: Variação das frequências naturais do feixe com a velocidade do vento incidente .....</i>	<i>104</i>
<i>FIGURA 6.23: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento suave.....</i>	<i>105</i>
<i>FIGURA 6.24: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento suave.....</i>	<i>105</i>
<i>FIGURA 6.25: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento suave.....</i>	<i>106</i>
<i>FIGURA 6.26: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento suave.....</i>	<i>106</i>
<i>FIGURA 6.27: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento turbulento .....</i>	<i>107</i>
<i>FIGURA 6.28: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento turbulento .....</i>	<i>107</i>
<i>FIGURA 6.29: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento turbulento .....</i>	<i>108</i>
<i>FIGURA 6.30: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento turbulento .....</i>	<i>108</i>
<i>FIGURA 6.31: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento suave.....</i>	<i>109</i>
<i>FIGURA 6.32: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento suave.....</i>	<i>109</i>
<i>FIGURA 6.33: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros e imerso em escoamento suave.....</i>	<i>110</i>
<i>FIGURA 6.34: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento turbulento .....</i>	<i>110</i>
<i>FIGURA 6.35: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento turbulento .....</i>	<i>111</i>
<i>FIGURA 6.36: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros e imerso em escoamento turbulento .....</i>	<i>111</i>

## Lista de Símbolos e Abreviaturas

### Letras Romanas Maiúsculas:

$A$	área da seção transversal do cabo
$A_e$	área exposta ao vento
$A_T$	área total da seção transversal do cabo com gelo
$B_T$	parcela que representa o acoplamento axial-torcional
$C_a$	coeficiente de arrasto
$C_{am}$	matriz de amortecimento
$C_s$	coeficiente de sustentação
$C_m$	coeficiente de torção
$C_{a,\alpha}$	derivada do coeficiente de arrasto em relação a $\alpha$
$C_{s,\alpha}$	derivada do coeficiente de sustentação em relação a $\alpha$
$C_{m,\alpha}$	derivada do coeficiente de torção em relação a $\alpha$
$C_{pe}$	coeficiente de pressão externa
$C_y$	coeficiente aerodinâmico na direção $y$
$C_z$	coeficiente aerodinâmico na direção $z$
$D$	dimensão linear característica
$E$	módulo de Young
$E_k$	energia cinética total
$EJ$	rigidez à flexão
$F$	vetor forças aerodinâmicas
$F_a$	força de arrasto
$F_s$	força de sustentação
$F_y$	força aerodinâmica que atua na direção $y$
$F_z$	força aerodinâmica que atua na direção $z$
$F_{\ominus}$	força aerodinâmica que atua na direção $\ominus$
$H$	componente horizontal da tração no cabo
$I$	momento de inércia
$I_l$	intensidade da componente longitudinal da turbulência
$I_{sk}$	momento de inércia de massa do espaçador
$K_a$	matriz de rigidez
$K_{ice}$	rigidez devido à excentricidade do gelo
$K_x$	constante da mola na direção $x$ - horizontal

---

$K_{xx}$	<i>rigidez devido ao acoplamento estático do vão de interesse com os adjacentes e isoladores</i>
$K_z$	<i>constante da mola na direção z - vertical</i>
$L$	<i>comprimento horizontal da linha</i>
$L_i$	<i>comprimento total do isolador</i>
$L_l$	<i>macroescala da componente longitudinal da turbulência</i>
$L_T$	<i>comprimento total da linha</i>
$L_x$	<i>distância horizontal entre torres adjacentes</i>
$M$	<i>momento torsor</i>
$M_a$	<i>matriz de massa</i>
$M_t$	<i>momento torsor inicial</i>
$PNE$	<i>potência natural elevada</i>
$Re$	<i>número de Reynolds</i>
$Re_{crit}$	<i>número de Reynolds crítico</i>
$S$	<i>flecha do cabo</i>
$S_t$	<i>número de Strouhal</i>
$T$	<i>tração na linha</i>
$T_k$	<i>temperatura em Kelvin</i>
$T_c$	<i>temperatura em graus Celsius</i>
$U$	<i>velocidade do vento</i>
$U_c$	<i>velocidade do vento na direção <math>\alpha</math></i>
$U_{crit}$	<i>velocidade do vento que produz ressonância</i>
$U_r$	<i>velocidade reduzida do vento</i>
$U(Z)$	<i>velocidade horizontal média do vento a altura Z</i>
$V$	<i>voltagem</i>
$V_s$	<i>energia de deformação</i>
$W_i$	<i>peso total do isolador</i>
$W_{nc}$	<i>trabalho feito pelas forças não conservativas</i>
$Z_l$	<i>impedância positiva</i>
$Z_m$	<i>impedância mútua entre fases</i>

**Letras Romanas Minúsculas:**

$d$  *diâmetro do cabo*

---

$f$	<i>freqüência de oscilação da estrutura</i>
$f_{cj}$	<i>freqüência natural correspondente ao modo de vibração <math>j</math></i>
$f_n$	<i>freqüência natural da estrutura</i>
$f_r$	<i>freqüência reduzida</i>
$f_s$	<i>freqüência de desprendimento de vórtices</i>
$g$	<i>aceleração da gravidade</i>
$k / d$	<i>rugosidade superficial relativa</i>
$l$	<i>comprimento do condutor</i>
$m$	<i>massa por unidade de comprimento</i>
$m_{ij}$	<i>elementos da matriz de massa</i>
$m_{sk}$	<i>massa do espaçador</i>
$p$	<i>número de espaçadores</i>
$p_{yi}$	<i>carga total por unidade de comprimento do condutor</i>
$q$	<i>pressão dinâmica</i>
$r_i$	<i>distância entre a curva de referência e o centro do condutor</i>
$s$	<i>distância entre os cabos</i>
$s_o$	<i>distância inicial entre os cabos</i>
$t$	<i>espessura do corpo</i>
$y$	<i>amplitude de vibração do cabo</i>

### **Letras Gregas Maiúsculas:**

$\Omega^*$	<i>freqüência determinada pela teoria não linear</i>
$\Theta$	<i>rotação do feixe em relação a curva de referência</i>

### **Letras Gregas Minúsculas:**

$\alpha$	<i>ângulo de incidência do vento</i>
$\alpha_o$	<i>ângulo inicial de incidência do vento</i>
$\epsilon_s$	<i>deformação de Lagrange de um condutor</i>
$\phi$	<i>diâmetro do cabo</i>
$\gamma$	<i>expoente que depende da rugosidade do terreno</i>
$\mu$	<i>massa relativa</i>
$\mu_j(x)$	<i>formas modais normalizadas</i>
$\nu$	<i>viscosidade cinemática do ar</i>

---

$\theta$	<i>ângulo de inclinação do feixe</i>
$\theta_{io}$	<i>ângulo inicial do condutor</i>
$\rho$	<i>massa específica do ar</i>
$\rho_c$	<i>densidade de massa do condutor com gelo</i>
$\rho_m$	<i>peso por unidade de comprimento</i>
$\omega_0$	<i>freqüência determinada pela teoria linear</i>
$\omega_x$	<i>freqüência de oscilação na direção x (horizontal)</i>
$\omega_z$	<i>freqüência de oscilação na direção z (vertical)</i>
$\omega_\theta$	<i>freqüência de oscilação em torno do eixo y (torção)</i>



---

## Resumo

A demanda de energia elétrica tem aumentado consideravelmente com o observado crescimento da atividade industrial, exigindo o desenvolvimento de novas tecnologias para aumentar a capacidade de transporte de energia por linha. Neste sentido, as linhas de transmissão de alta voltagem, anteriormente formadas por condutores isolados, podem ter a sua capacidade expressivamente incrementada dispondo-se os condutores em feixes, ou seja, com mais de um condutor por fase.

A ação do vento nos condutores em forma de feixes originam problemas vibratórios diferentes daqueles comumente encontrados em condutores isolados. Além de oscilações por galope e desprendimento de vórtices, feixes são suscetíveis a oscilações de baixa frequência causada pelo efeito de interferência das esteiras entre os condutores. Estas oscilações são de dois tipos: (i) movimento de sub-vão, que é característico do condutor a sotavento, o qual pode-se deslocar independentemente dos outros condutores vizinhos, e (ii) movimento de vão completo, no qual movimentos do feixe ocorrem no vão compreendido entre as torres de suporte.

Alguns trabalhos na literatura consideram os movimentos de vão completo em condutores coberto por gelo, mas pouca informação se tem sobre o estudo de oscilações em feixes sem a presença de gelo. Devido a complexidade destes fenômenos, não há ainda critérios claros quanto à estabilidade do feixe para as configurações usuais de linhas deste tipo. Este trabalho tem então como objetivo inicial apresentar as principais características dinâmicas de condutores isolados e em feixes. Além disso, apresentar uma análise dos parâmetros que influenciam os movimentos, dentre os quais são citados: características do terreno, velocidade e turbulência do vento, número e arranjo dos condutores, rugosidade do condutor, espaçamento entre condutores, inclinação do feixe, sistemas de espaçadores e de suspensão, tração do condutor, frequências naturais e efeito de flecha.

Ensaio em túnel de vento são normalmente realizados com o propósito de obter-se dados de tipos específicos de condutores e configurações de feixes de condutores. Posteriormente, estes dados podem ser utilizados na análise teórica dos movimentos dos condutores a fim de prever-se a estabilidade dos mesmos.

Neste trabalho foram projetados experimentos do tipo estático, que permitiram a obtenção dos coeficientes aerodinâmicos e suas derivadas em relação aos ângulos de incidência do vento em feixes de cabos. Para isto utilizaram-se duas células de carga com

---

extensômetros, onde em uma delas mediu-se diretamente as forças de arrasto e de sustentação e na outra os momentos de torção.

Os experimentos foram conduzidos no túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann, da UFRGS. Os modelos eram compostos por condutores rígidos de pequeno comprimento que estavam dispostos isoladamente, em feixe de 02 cabos dispostos lado-a-lado ou em feixes de 04 cabos dispostos na configuração de um quadrado. Os ensaios foram realizados para diferentes espaçamentos entre os cabos (10, 14, 18 e 22 diâmetros), para diversos ângulos de inclinação do feixe ( $0^\circ$  a  $45^\circ$ ) e ainda para diferentes velocidades e condições de escoamento (suave ou turbulento). Os ensaios foram realizados com cabos lisos e cabos do tipo Rook ACSR 24/7, a fim de analisar-se a influência da rugosidade no comportamento dos modelos.

Adicionalmente, foi desenvolvida uma aplicação da análise do problema de instabilidade dinâmica através da utilização de equações linearizadas do movimento de condutores em feixe. A partir destas equações, determinam-se as regiões de instabilidade das oscilações de vão completo, em feixes de dois e quatro condutores. Os coeficientes aerodinâmicos utilizados nestas equações foram aqueles determinados nos ensaios no túnel de vento Prof. Blessmann.

Finalmente, o conhecimento da influência dos parâmetros vinculados as características do feixe, vão e vento incidente nos coeficientes aerodinâmicos e na conseqüente estabilidade do feixe, possibilita a determinação de alguns critérios de projeto que garantam maior estabilidade dos feixes de condutores.

---

## Abstract

The demand for electric power has increased considerably with the perceived growth of industrial activity, demanding the development of new technologies to increase the power capacity of energy transportation per line. In this sense, the high capacity transmission lines, before designed by single conductors, can have their capacity largely expanded by disposing the conductors in bundles, that is, with more than one conductor per phase.

The wind action on bundle conductors produces vibration problems that differed from those largely found in single conductors. In addition to the galloping and aeolian vibration, bundle conductors are also susceptible to low-frequency oscillations caused by wave interference effects between the conductors in the bundle. These oscillations are of two types: (i) sub-span oscillations, related to the leeward conductor, which can move regardless of the vicinal conductors, and (ii) full span oscillation, when the bundle vibrates along the entire span between supporting towers.

Although considerable efforts have been expended to predict full-span oscillations of bundles with ice, only few information exist about the behaviour of bundle oscillations without ice. There are no clear design criteria about bundle stability for usual configurations of power lines of this type, as a consequence of the complexity of the involved parameters. As a first objective, this work aims to present the main dynamic characteristics of single conductors as well as of bundle conductors. In addition, aims also to discuss the most important parameters needed in the analysis of bundle movements under wind action, such as: terrain characteristics, wind velocity, wind turbulence, number of conductors, bundle configurations, conductor roughness, spacing between conductors, bundle tilt angle, conductor spacers, suspension system, conductor tension, natural frequencies and sag effect.

Wind tunnel testing is usually carried out to get data about specific conductors and bundle configurations. Afterward, these data can be used for theoretical analysis of conductor oscillations in order to predict their stability.

In this work, static-type experiments, which allowed to get aerodynamics coefficients and their derivatives in relation with the wind attack angle on bundle conductors were designed. For this, two load cells with strain gauges were used: one for the acquisition of drag and lift forces by means of direct measurements and another for twist moment measurements.

The experiments were conducted at the Professor Joaquim Blessmann wind tunnel, which belongs to UFRGS - The Federal University of Rio Grande do Sul. The models were made of rigid conductors with a short extension in single disposition, in bundles of two cables

in a parallel configuration or in bundles of four cables in a square configuration. The experiments were carried out for different spacings between cables (10, 14, 18 and 22 diameters), for several bundle tilt angle ( $0^\circ$  to  $45^\circ$ ) and also for different wind velocities and wind flow conditions (laminar or turbulent). The experiments were carried out for smooth conductors and for ACSR 24/7 Rook type conductors, in order to study the influence of roughness in the models response.

Finally, an instability analysis by means of linearized equations for bundle conductor motion was also performed. By these equations, the boundaries of the stable region for full span oscillations, in bundles of two and for conductors, can be evaluated. The aerodynamic coefficients used in these equations were those get from the wind tunnel experiments.

As a conclusion, it can be stated that the study of the influence of parameters associated to the characteristics of the bundle, span and the attack angle of the wind on the aerodynamics coefficients may allow to establish some design directions to assure stability to the bundle.

## 1 **Introdução**

A análise dinâmica ou análise de vibrações é o estudo da relação entre o movimento de um sistema físico e as forças que o causam.

Geralmente a prática usual se limita ao comportamento de estruturas submetidas a cargas estáticas, assumindo que cargas aplicadas lentamente às estruturas permanecem em equilíbrio após certo instante. Contudo, existem estruturas que são freqüentemente submetidas a forças cujas amplitudes variam continuamente com o tempo. Temos em toda natureza, diversos exemplos do fenômeno: o vento, que ocorre em rajadas, é uma carga dinâmica que varia em direção, sentido e módulo, os movimentos decorrentes de abalos sísmicos, que podem levar edificações ao colapso, ondas sonoras, vibrações produzidas por máquinas rotativas, etc. Sob esses tipos de carregamento, os elementos estruturais também entrarão em vibrações; portanto a análise dinâmica das estruturas é tão importante na garantia da estabilidade estrutural quanto a sua análise estática.

No caso de linhas de transmissão de energia os problemas de oscilações e vibrações dos condutores muitas vezes é esquecida, levando-se em consideração nos cálculos das mesmas apenas as tensões estáticas. Embora os esforços estáticos de tração nos condutores prevaleçam, os esforços dinâmicos não podem ser desprezados.

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 tensões anormais ou aquecimento exagerado dos condutores, deveria ter durabilidade praticamente ilimitada.

Isso, no entanto, não acontece. Na procura das causas prováveis, observou-se que aparecem vibrações e oscilações 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. E chegou-se à conclusão de que elas são uma das grandes responsáveis pela ruptura de cabos.

Com o uso de cabos de alumínio, especialmente com alma de aço e com o emprego de maiores seções para a condução de maiores potências, de estruturas mais pesadas, mais complexas, mais altas e mais espaçadas, e de tensões mecânicas maiores, a vibração tornou-se um inimigo 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 vários metros, dando origem a

---

curto-circuito entre fases, introduzindo perigosos esforços nos condutores e suportes, capazes de destruir a linha. Esse problema de oscilações de grande amplitude também pode provocar violações de distâncias elétricas necessárias à operação da linha de transmissão causando riscos à segurança e desligamentos. Cabe ressaltar que os desligamentos são duramente penalizados hoje em dia.

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

Sendo os cabos condutores os elementos ativos no transporte da energia e que são mantidos sob tensões elevadas, todos os demais elementos da linha de transmissão devem ser dimensionados em função dessas tensões, como também em função das solicitações mecânicas que estes 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 abordar o problema de instabilidade dinâmica em feixes de condutores em linhas de transmissão de energia quando expostos ao vento.

Inicialmente são caracterizados os diferentes tipos de movimento de um condutor e feixe de condutores: vibrações por despreendimento de vórtices, galope e movimentos induzidos pela esteira. Será dada ênfase ao estudo de oscilações induzidas pela esteira, as quais abrangem os movimentos de sub-vão e de vão completo (corpo rígido), que são característicos de linhas constituídas por mais de um condutor.

A seguir, será apresentada uma análise dos parâmetros que influenciam os movimentos, dentre os quais são citados: características do terreno, rugosidade do condutor, espaçamento e configuração do feixe, inclinação do feixe, sistema de suspensão e espaçadores, tração do condutor, efeito de flecha e frequência de oscilação.

A proposta de estudo abrange a realização de ensaios estáticos em túnel de vento de modelos de cabos isolados e de feixes.

---

A primeira etapa consiste na realização de ensaios com modelos de cabos lisos isolados para a medição das pressões médias na superfície externa e determinação de coeficientes de pressão visando a caracterização do escoamento em torno da estrutura “cabo”.

A segunda etapa abrangerá ensaios com modelo de cabos lisos e cabos rugosos isolados para a determinação dos coeficientes de arrasto e influência de parâmetros como o Número de Reynolds e rugosidade do cabo nos valores dos coeficientes.

Na última etapa experimental serão realizados ensaios com feixes de cabos para obtenção dos coeficientes aerodinâmicos e caracterização da influência de diversos parâmetros da linha e do vento incidente no comportamento dos mesmos.

Posteriormente, será desenvolvida uma aplicação da análise do problema de instabilidade dinâmica através da utilização de equações linearizadas do movimento de condutores em feixe. A partir destas equações, determinam-se as regiões de instabilidade das oscilações de vão completo, em feixes de dois e quatro condutores. As equações matemáticas serão alimentadas pelos coeficientes aerodinâmicos determinados nas etapas experimentais do presente trabalho.

Finalmente serão apresentados alguns critérios para prevenção de instabilidade das linhas. Além de algumas previsões para o comportamento de feixes assimétricos.

## 2 Histórico do Assunto

### 2.1 O Escoamento em Torno de Cilindros

O estudo do escoamento em torno de cilindros circulares é bastante complexo. As dificuldades estão relacionadas à diversidade de fatores que interferem nas características do fluxo.

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 nula, não havendo resistência de forma. Já para os fluidos reais aparece a influência da viscosidade, que se faz sentir no estudo dos fatores que interferem nas características do fluxo.

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.

De modo geral, os fatores que interferem de forma mais pronunciada nas características do fluxo são o Número de Reynolds, a turbulência presente no fluxo incidente, a rugosidade superficial e ainda o efeito de vizinhança ou de interferência, característico de estruturas formadas por mais de um corpo.

### 2.2 Regimes de Escoamento

Os vórtices se desprendem da estrutura numa frequência que está associada à forma do corpo, à velocidade do fluxo, à rugosidade da superfície e ao número de Reynolds.

Resultados obtidos com distintos diâmetros, e inclusive com distintos fluidos, podem se correlacionar considerando o parâmetro adimensional número de Reynolds  $R_e$ , dado pela seguinte expressão:

$$R_e = \frac{Ud}{\nu} \quad (2.2.1)$$

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



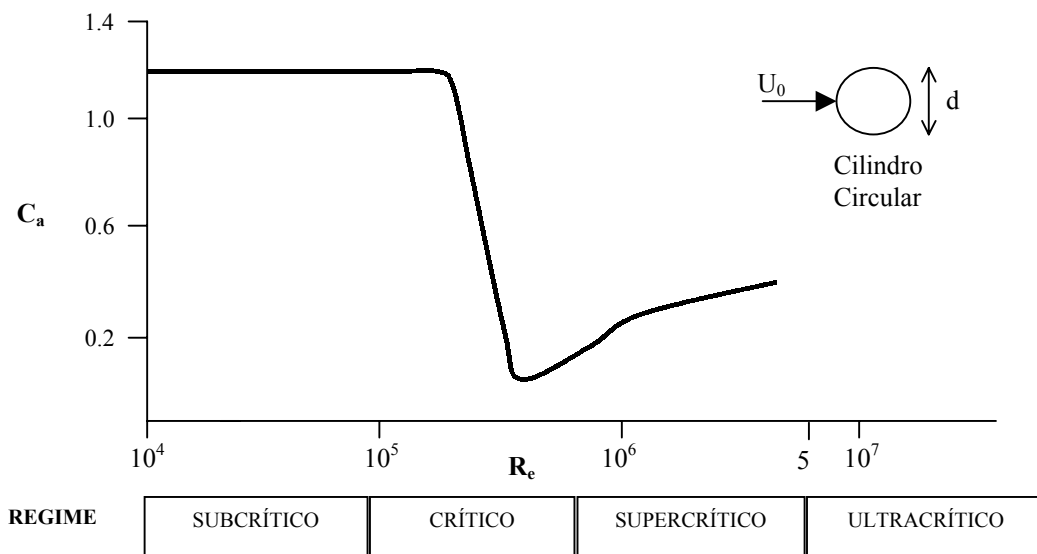
$d$ : diâmetro do condutor (m)

$\nu$ : viscosidade cinemática do ar  $\cong 1,4286 \times 10^{-5}$

O número de Reynolds representa a razão entre as forças de inércia e de viscosidade.

Estruturas com arestas curvas possuem comportamento aerodinâmico dependente do número de Reynolds. Mais especificamente, no estudo de cilindros circulares, observa-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 de forma aproximada na Figura 2.1. Em particular, o fenômeno pode ser completamente modificado quando aproxima-se da faixa de valores de Reynolds críticos (também chamada de faixa de transição). Entretanto para certas faixas de valores de  $R_e$ , é possível distinguir alguns intervalos ou regimes, onde as características do escoamento podem ser consideradas praticamente constantes.



**FIGURA 2.1: Influência do número de Reynolds ( $R_e$ ) no coeficiente de arrasto ( $C_a$ ) de um cilindro circular liso**

O número de Strouhal  $S_t$  é um parâmetro adimensional utilizado para quantificar-se a frequência de desprendimento de vórtices, é obtido mediante a relação:

$$S_t = \frac{f_s D}{U_{crit}} \quad (2.2.2)$$

onde  $f_s$ : frequência de desprendimento de um par de vórtices;

$U$ : velocidade média do vento;

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

O número de Strouhal refere-se à frequência predominante. Na realidade, há 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 seu acabamento superficial, do número de Reynolds e das características do escoamento.

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

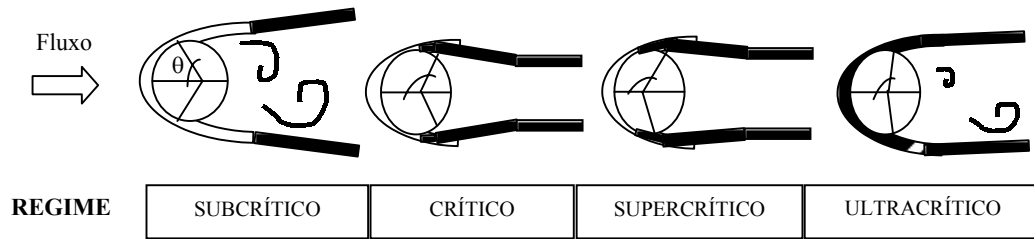
$$f_s = \frac{0.185U}{D} \Rightarrow U_{crit} = \frac{f_n D}{0.185} \quad (2.2.3)$$

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 qual a frequência  $f_s$  coincide com  $f_n$ . A velocidade reduzida  $U_r$  e a frequência reduzida  $f_r$ , são definidas por:

$$U_r = \frac{U}{f_n D} = \frac{1}{f_r} \quad (2.2.4)$$

Estruturas esbeltas e flexíveis, tais 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 não ocorre com a velocidade do vento de projeto, e sim numa velocidade menor, podendo levar a estrutura a uma situação de instabilidade. 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 demonstrados nas Figuras 2.1 e 2.2. Desta observa-se que na faixa de escoamento subcrítico ( $2 \times 10^4 < R_e < 2 \times 10^5$ ), em escoamento suave e uniforme, o escoamento na camada limite é sempre laminar. A separação da camada limite se dá aproximadamente no ângulo de  $80^\circ$  na face à barlavento, e a pressão permanece constante na parte de trás (a sotavento). O desprendimento de vórtices é extremamente regular e ordenado, e a esteira larga origina um coeficiente de arrasto elevado. A diante do ponto de separação, a pressão segue aproximadamente um fluxo aerodinâmico ideal, onde torna-se negativa (efeito de sucção). A camada limite separada torna-se turbulenta a alguma distância além da linha de separação.



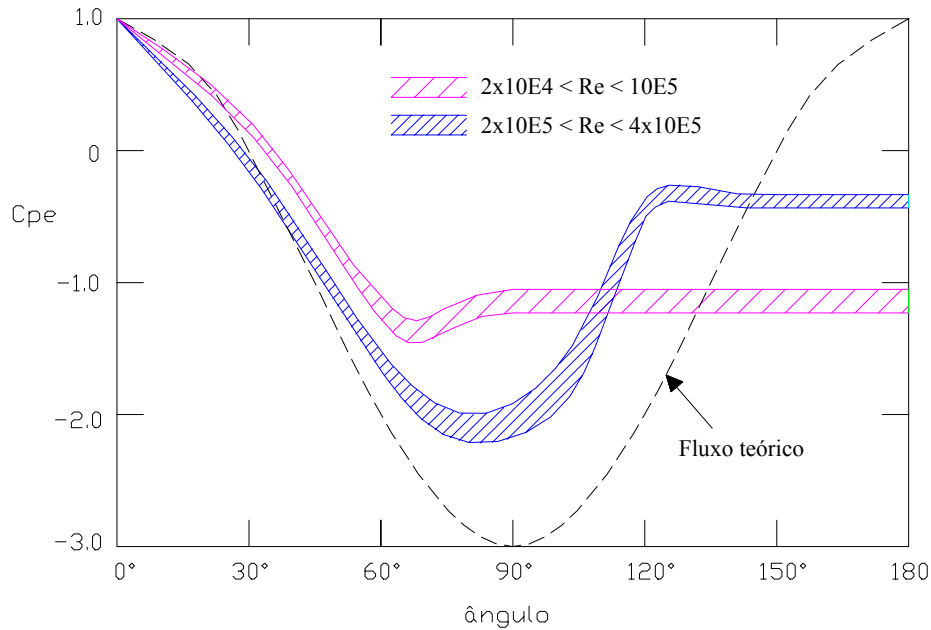
**FIGURA 2.2: Definição dos regimes de escoamento para cilindros circulares bidimensionais (Ribeiro, 1989)**

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 à 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 ( $4 \times 10^5 < R_e < 3 \times 10^6$ ), desprendimento de vórtices tornam-se aleatórios. 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  $R_e = 10^5$ .

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.

Na Figura 2.3 são mostradas as curvas de distribuição circunferencial dos coeficientes de pressão externa em torno de cilindros circulares (Sachs, 1978). Nesta Figura os resultados mostrados são característicos dos regimes subcrítico ( $2 \times 10^4 < R_e < 10^5$ ) e crítico ( $2 \times 10^5 < R_e < 4 \times 10^5$ ).



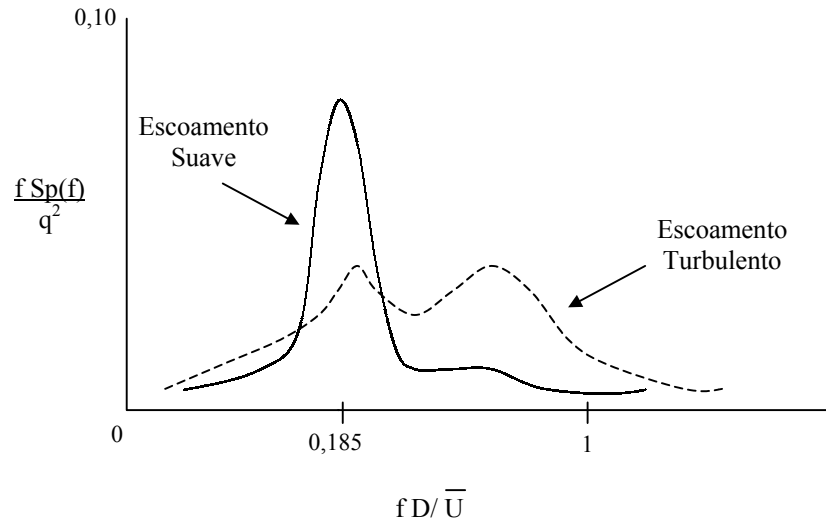
**FIGURA 2.3: Distribuição das pressões em cilindros circulares longos lisos (resultados de Sachs, 1978)**

### 2.3 Turbulência do Escoamento

A turbulência do vento altera profundamente o desprendimento de vórtices e, conseqüentemente, a resposta da estrutura. Uma característica comum dos experimentos com cilindros circulares em escoamentos turbulentos é a tendência à transição, de um regime a outro, a números de Reynolds menores em relação à escoamentos suaves.

Ao se caracterizar escoamento turbulento é necessária a definição de pelo menos dois parâmetros. O primeiro deles é a intensidade da componente longitudinal da turbulência,  $I_L$ , definida pelo quociente entre o desvio padrão das flutuações da velocidade e uma velocidade de referência. O segundo é a macroescala da componente longitudinal da turbulência  $L_L$ , que serve para avaliar as dimensões dos maiores turbilhões. Tal parâmetro varia de acordo com as características do terreno e com a altura em consideração.

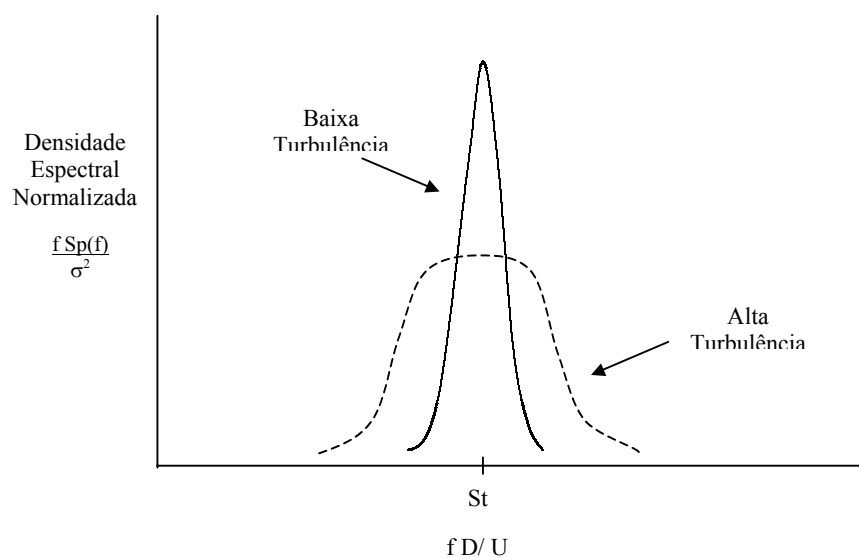
No caso de escoamento suave, o espectro de pressões apresenta um pico estreito e alto correspondente ao número de Strouhal encontrado para a frequência de ressonância ( $S_t = fD/\bar{U}$ ). Em escoamento turbulento, a contribuição de desprendimento de vórtices para o espectro é drasticamente reduzida e é substituída por flutuações aleatórias em uma larga banda de frequências mais altas (ver Figura 2.4).



**FIGURA 2.4: Influência da turbulência no espectro de pressões (Blessmann, 1998)**

Escalas de turbulência muito grandes (relações  $L_t/d$  maiores), agem como alterações lentas da velocidade média do vento,  $U$ , e modulam a frequência de desprendimento de vórtices,  $f_s$ , mantendo constante o número de Strouhal.

Em escoamento cuja escala de turbulência é pequena (relações  $L_t/d$  menores), as camadas mais próximas à superfície do cilindro são afetadas de maneira mais efetiva, influenciando assim na distribuição média e flutuante de pressões, além de antecipar a transição entre regimes a menores números de Reynolds.



**FIGURA 2.5: Influência da turbulência no espectro de forças de sustentação (Blessmann, 1998)**

Os vórtices alternados de Kármán originam uma força de sustentação flutuante. O espectro de potência desta força tem um pico muito pronunciado em escoamento de baixa turbulência. Isto é, a força de sustentação é praticamente harmônica. Entretanto, a largura da banda deste pico vai aumentando proporcionalmente à turbulência, ao mesmo tempo em que a altura do pico vai diminuindo (ver Figura 2.5). Portanto, quanto maior a turbulência do vento, mais baixo o pico e mais alargado o espectro. Sendo mais largo, afeta uma gama maior de frequências.

A turbulência natural do vento possui efeito similar ao da superfície rugosa. Neste aspecto, rajadas não são boas para excitar os cabos por desprendimento de vórtices, já que são fortes, de alta velocidade e variadas direções. Para manter-se as oscilações por vórtices é necessária a existência de ventos constantes e em uma só direção.

Os níveis de vibração eólica de um condutor vão aumentando de amplitude até que a energia fornecida pelo vento é balanceada pela energia dissipada pelo condutor em seu amortecimento e também, se houver, pelos dispositivos externos de amortecimento.

As oscilações por desprendimento de vórtices possuem amplitudes muito baixas quando comparadas com as de outros movimentos e não desestabilizam os condutores. Apesar disso, podem causar danos por fadiga do metal. Os danos podem apresentar-se depois de três ou até 20 anos de uso.

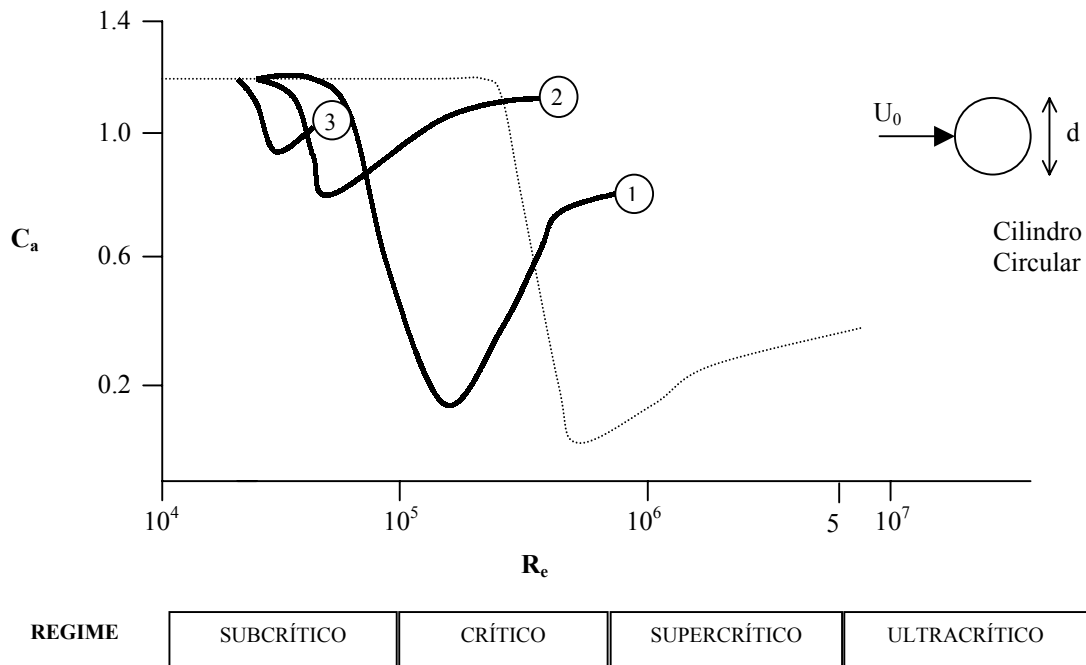
## 2.4 Rugosidade Superficial

Há uma grande influência da rugosidade superficial sobre o escoamento em torno do cilindro circular. Na Figura 2.6 observa-se o efeito da rugosidade sob o coeficiente de arrasto em todos os regimes de escoamento. A rugosidade superficial de diferentes cilindros é relacionada em termos de rugosidade equivalente do grão de areia,  $k/d$ . Achenbach e Heinecke (Niemann e Holscher, 1990) propõe uma aproximação que relaciona a rugosidade superficial e o Reynolds crítico,  $R_{ecrit}$ , dada por:

$$R_{ecrit} = \frac{6000}{\sqrt{\frac{k}{d}}} \quad (2.4.1)$$

No regime subcrítico os parâmetros aerodinâmicos são pouco afetados pela rugosidade superficial. Entretanto, esta tem a propriedade de antecipar o regime crítico, descaracterizá-lo

e gerar um coeficiente de arrasto mais elevado nos regimes crítico, supercrítico e ultracrítico (ver Figura 2.6).



**FIGURA 2.6: Influência do número de Reynolds e a rugosidade da superfície no valor do coeficiente de arrasto  $C_a$**

----- superfície lisa; ——— superfície com aplicação de areia.

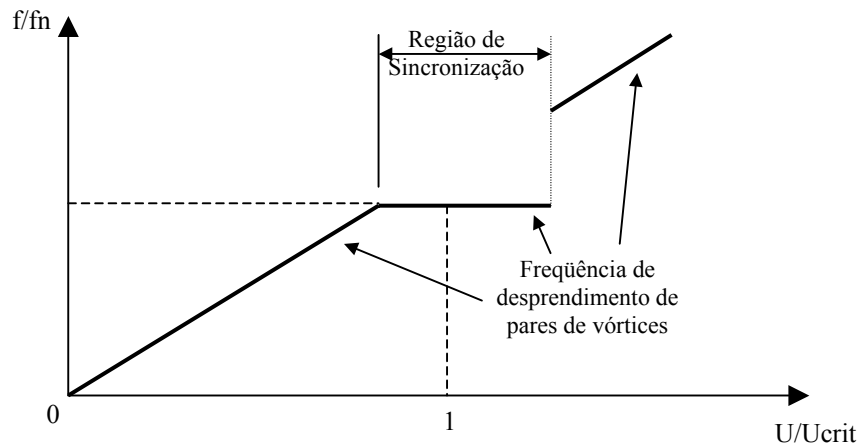
(1)  $k/d = 0,002$ ; (2)  $k/d = 0,007$ ; (3)  $k/d = 0,020$  (onde  $k$  é o tamanho do grão de areia)

O regime crítico tem a sua extensão reduzida, onde a separação é antecipada e laminar. A rugosidade superficial aparentemente tem o efeito de estabilizar as condições do escoamento. O  $S_t$  aumenta na região crítica até um valor máximo quando  $Re_{crit}$  é atingido, de forma similar ao que ocorre com o cilindro liso, mas o valor máximo é diminuído consideravelmente com o aumento da rugosidade.

Ao contrário dos efeitos da turbulência, que afetam diretamente a camada limite e a camada separada, a rugosidade superficial afeta diretamente e de forma mais efetiva, apenas a camada limite.

## 2.5 Movimento do Cilindro

O movimento do cilindro exerce algum controle sobre o desprendimento de vórtices. É o fenômeno conhecido por “captura” ou “sincronização” (lock-in): quando a velocidade do escoamento aumenta ou diminui, de modo que a frequência de desprendimento de um par de vórtices,  $f_s$ , aproxima-se de  $f_n$  (sem atingi-la), e o cilindro oscila (acima de uma certa amplitude mínima), os vórtices subitamente passam a se desprender com a frequência  $f_n$ ; isto acontece em uma faixa relativamente extensa de velocidades (ver Figura 2.7).



**FIGURA 2.7: Sincronização ou captura de vórtices (Blessmann, 1998)**

O movimento do cilindro causa os seguintes efeitos:

- aumenta a energia contida nos vórtices;
- melhora sua correlação longitudinal (ao longo do eixo do cilindro);
- aumenta a força de arrasto;
- causa o fenômeno de captura.

O efeito da captura também pode aparecer em uma frequência de oscilação igual a um múltiplo ou sub-múltiplo da frequência de desprendimento de um par de vórtices. Nestes casos as amplitudes de oscilação são bem menores que as correspondentes a  $f_n$ .

Conforme sugerido em Sachs (1978), uma vez que a estrutura começa a oscilar existe um efeito secundário, o diâmetro efetivo é aumentado de um fator  $(1 + 1,54 X_s / D)$ , onde  $X_s$  é a amplitude de oscilação calculada, este novo valor é substituído na equação já explícita:

$$S_t = \frac{fD}{U_{crit}} \quad (2.5.1)$$



## 2.6 Análise de Vibrações Livres de Cabos

Excitações do vento em cabos provocam oscilações verticais, horizontais (pêndulo) e torcionais em um ou mais modos de vibração, acopladas ou não. A forma de oscilação depende do tipo de cabo, condições de fixação e se o modo é simétrico ou antissimétrico.

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)

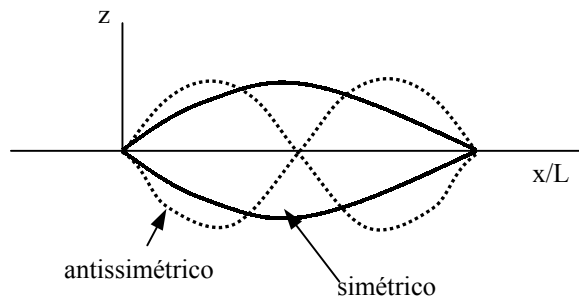
$$f_{cj} = \frac{j}{2L} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (2.6.1)$$

$$\mu_j(x) = \text{sen}\left(\frac{j\pi x}{L}\right) \quad (2.6.2)$$

(b) Modo vertical antissimétrico

$$f_{cj} = \frac{j}{L} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (2.6.3)$$

$$\mu_j(x) = \text{sen}\left(\frac{2j\pi x}{L}\right) \quad (2.6.4)$$



**FIGURA 2.8: Primeiro modo simétrico e antissimétrico de cabos**

(c) Modo vertical simétrico

$$f_{cj} = \frac{\varepsilon_j}{2L} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (2.6.5)$$

$$\mu_j(x) = 1 - \tan\left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right) \text{sen}\left(\frac{\pi\varepsilon_j x}{L}\right) - \cos\left(\frac{\pi\varepsilon_j x}{L}\right) \quad (2.6.6)$$

onde  $j = 1, 2, 3, \dots$  significa o primeiro, segundo e terceiro modo, respectivamente,  $L$  o comprimento horizontal,  $T$  a tração no cabo e  $m$  a massa por unidade de comprimento. O parâmetro de frequência adimensional  $\varepsilon_j$  é definido pela solução da seguinte equação:

$$\tan\left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right) = \left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right) - \frac{4}{\lambda^2} \left(\frac{\pi\varepsilon_j}{2}\right)^3 \quad (2.6.7)$$

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

sendo  $E$  o módulo de elasticidade,  $A$  a área da seção transversal do cabo,  $H$  é a componente horizontal da tração no cabo e  $l$  o 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.

As frequências de feixes de cabos podem ser determinadas com a mesma formulação apresentada, ou seja, a frequência natural nas direções horizontal e vertical não dependem do número de cabos do feixe. O mesmo não acontece para a frequência de torção, a qual depende do número de cabos e da configuração dos mesmos no feixe. Não foi encontrada na bibliografia uma equação para a frequência natural de torção de feixes de condutores. Sabe-se apenas que o valor desta frequência é função do comprimento do sub-vão, ou seja, distância entre espaçadores, massa dos cabos, espaçamento entre eles e número de cabos do feixe.

Para cabos tracionados com pequenas tensões iniciais, a teoria linear para determinação de frequências de vibração conduz a grandes erros. Os efeitos não lineares passam a ser significativos conforme é demonstrado por Riera e Paixão (1991). Para estes casos é sugerida uma equação aproximada (2.6.8) que é função da amplitude de vibração dos cabos. Esta se mostra mais precisa na determinação das frequências dos cabos.

$$\Omega_0^* = w_0 \sqrt{\left(1 + \frac{\pi^2 EA}{8T_0 l^2} y^2\right)} \quad (2.6.8)$$

sendo,  $w_0$  a frequência determinada pela teoria linear e  $y$  a amplitude de vibração do cabo.

Com a utilização de parâmetros de linhas reais encontradas nas publicações de Zhang e Popplewell (2000) e de Yu, Desai e Popplewell (1993), são calculadas as frequências do cabo pela teoria linear e pela equação aproximada mostrada acima. Os resultados encontrados

para quatro linhas diferentes estudadas estão demonstrados nas tabelas do Anexo 1. As respostas encontradas pelas duas teorias são muito próximas, demonstrando que a teoria linear é adequada para a determinação das frequências naturais de cabos de linhas de transmissão de energia.

## 2.7 Efeito do Vento e Temperatura sobre os Condutores

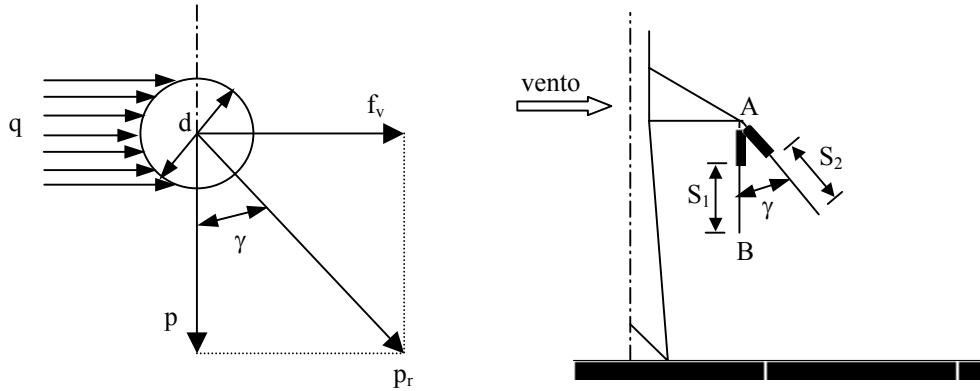
O vento incidindo sobre os condutores, encontra uma resistência que se manifesta em forma de pressão. Esta é proporcional à velocidade do vento, sendo sua resultante uma força perpendicular ao eixo longitudinal dos cabos. Esta força é transferida pelos cabos às estruturas que os sustentam. Considera-se que com o vento atuando perpendicularmente à direção dos cabos das linhas surge uma pressão  $q$  dada pela equação:

$$q = \frac{1}{2} \rho U_p^2 \quad [\text{N/m}^2] \quad (2.7.1)$$

No Brasil esse tópico é regulamentado pela NBR 5422/85, que também estabelece a forma de se calcular a velocidade de projeto ( $U_p$  em m/s). Sendo  $d$  o diâmetro dos cabos, admitindo-se o coeficiente de arrasto  $C_a$  igual a unidade, a força média temporal resultante da pressão do vento, será:

$$f_v = qd \quad [\text{N/m}] \quad (2.7.2)$$

Esta força se distribui uniformemente ao longo do condutor e se aplica na horizontal, em sentido transversal ao eixo longitudinal dos cabos. No caso de suportes de mesmas alturas, se considerarmos somente o efeito da força do vento, o cabo passará a descrever uma catenária no plano horizontal. O efeito do peso dos condutores, atuando simultaneamente, fará com que a catenária localize-se, na realidade, em um plano inclinado em um ângulo  $\gamma$ , em relação ao plano vertical que passa pelos suportes, como mostra a Figura 2.9.



**FIGURA 2.9: Efeito da pressão de vento sobre os condutores (Labegalini P. R. e outros, 1992)**

Sob a ação simultânea do peso próprio e da força do vento, o cabo sofre um aumento virtual de seu peso, que passa a atuar no plano da catenária deslocada. De acordo com a Figura 2.9, o peso virtual é equivalente a:

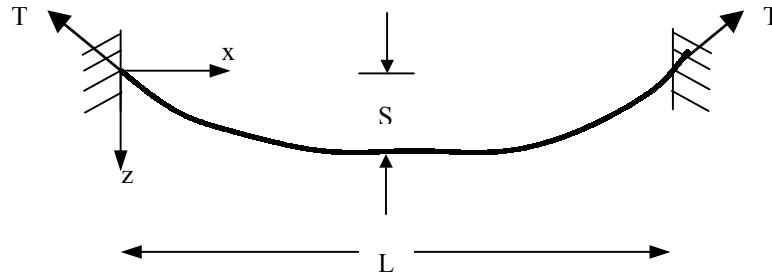
$$\rho_r = \sqrt{\rho_m^2 + f_v^2} \quad [\text{N/m}] \quad (2.7.3)$$

sendo  $\rho_m$  o peso do cabo por unidade de comprimento [N/m].

Esse aumento virtual no peso provoca um aumento nas trações nos cabos e o aparecimento de uma força horizontal transversal nos pontos de suspensão, que a estrutura deve absorver. A flecha máxima do cabo suspenso no novo plano também aumenta, passando de  $S_1$  para  $S_2$ , para um vão de comprimento  $L$ . A flecha pode ser calculada admitindo uma parábola como a função que define o eixo do cabo ou tomando-se a forma de uma catenária, que seria a melhor aproximação (Figura 2.10).

$$S_1 = \frac{\rho_m L^2}{8T_1} \quad \Rightarrow \quad S_2 = \frac{\rho_r L^2}{8T_2} \quad \textit{parábola} \quad (2.7.4)$$

$$S_1 = \frac{T_1}{p} \left[ \cosh\left(\frac{\rho_m L}{2T_1}\right) - 1 \right] \quad \Rightarrow \quad S_2 = \frac{T_2}{p} \left[ \cosh\left(\frac{\rho_r L}{2T_2}\right) - 1 \right] \quad \textit{catenária} \quad (2.7.5)$$



**FIGURA 2.10: Cabo suspenso de uma linha de transmissão**

A variação de temperatura também modifica a tração e a flecha dos condutores. Os coeficientes de dilatação térmica linear dos materiais com que os cabos são confeccionados têm valores significativos, provocando contrações e dilatações consideráveis sob variação de temperatura. Dessa forma, há variações no comprimentos dos cabos, implicando em variações das flechas. Por outro lado, a tração  $T_1$  é inversamente proporcional ao valor da flecha, portanto seu valor variará também com a variação de temperatura do condutor. Aumentará com a redução da temperatura e vice-versa.

A forma mais adequada de se calcular essa variação é através das chamadas equações de mudança de estado. Essas equações permitem igualmente avaliar o efeito do vento sobre os condutores com a variação simultânea das temperaturas e das forças do vento.

Através destas equações é possível calcular-se os novos valores de tração quando se considera o efeito da pressão do vento, a partir de uma condição ou “estado” conhecido, isto é, conhecendo-se, por exemplo, a tração  $T_1$  dos condutores de uma linha, a uma determinada temperatura, sem vento, e desejando-se conhecer a tração  $T_2$  a outra temperatura  $t_2$  quando a linha estiver submetida à ação de um vento cuja velocidade é especificada.

A equação (2.7.6) refere-se a de mudança de estado para o caso de um vão isolado. Para os demais casos e mais detalhes da dedução de tais equações ver Labegalini P. R. e outros, 1992.

$$t_2 - t_1 = \frac{1}{\alpha_d} \left[ \left( \frac{C_2 \sinh \frac{A}{2C_2}}{C_1 \sinh \frac{A}{2C_1}} - 1 \right) - \frac{1}{EA} (T_2 - T_1) \right] \quad (2.7.6)$$

onde:

$$C_1 = \frac{T_1}{\rho_m} \quad \text{e} \quad C_2 = \frac{T_2}{\rho_r}$$

$t_2 - t_1$  é a variação de temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ )

$\alpha_d$  é a constante de dilatação térmica linear do cabo ( $1/^{\circ}\text{C}$ )

$A$  é a área da seção transversal do cabo ( $\text{mm}^2$ )

$E$  é o módulo de elasticidade do cabo ( $\text{N}/\text{mm}^2$ )

O comprimento dos cabos modifica-se, passando de  $l_1$  para  $l_2$ :

$$l_1 = L \left[ 1 + \frac{8}{3} \left( \frac{S_1}{L} \right)^2 \right] \quad \Rightarrow \quad l_2 = L \left[ 1 + \frac{8}{3} \left( \frac{S_2}{L} \right)^2 \right] \quad (2.7.7)$$

Como consequência da incidência do vento e diferença de temperatura sobre a linha temos, portanto, a modificação das frequências naturais dos condutores, além dos parâmetros já citados. Conforme formulação apresentada na seção 2.6 deste trabalho, as frequências naturais nas direções horizontal e vertical são função da raiz quadrada da tração no cabo.

## 2.8 Configurações dos Condutores

As linhas aéreas de transmissão têm como função transportar energia elétrica a longas distâncias. A teoria da transmissão mostra que os agentes do transporte de energia elétrica são os campos elétricos e os campos magnéticos, para os quais os condutores constituem “guias”. Sua escolha e dimensionamento adequados são decisivos na limitação das perdas de energia (por efeito Joule e por Corona), como também para controlar os níveis de radiointerferência e ruídos audíveis. Problemas de natureza mecânica podem igualmente ocorrer, em casos de solicitações excessivas. Ainda há o problema de instabilidade dinâmica que está vinculada a disposição dos condutores.

As perdas por efeito Joule são controladas pela escolha de condutores com áreas de seções transversais 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 tração adotados. Já as manifestações do efeito Corona, que dependem do gradiente de potencial nas imediações dos condutores, aumentam com o nível das tensões e diminuem com o aumento nos diâmetros dos condutores. Este efeito é caracterizado por uma nuvem de íons que envolvem 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.

Os condutores empregados em linhas aéreas de transmissão são constituídos por cabos. Estes são obtidos pelo “encordoamento” de fios metálicos. Sobre um fio de seção transversal circular são enrolados, em forma espiral, 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.

### **2.8.1 Condutores em Feixes de Configuração Simétrica**

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 em perdas menores por efeito Joule e, igualmente, numa melhor regulação das tensões. Esse aumento nos valores das tensões a partir de certo nível exigia, por outro lado, um aumento do diâmetro dos condutores, afim de minimizar as conseqüências do efeito Corona. O aumento dos diâmetros dos condutores provoca um aumento em seus custos, como também daquele das estruturas das linhas que devem suportá-los. Um aumento do diâmetro dos cabos e 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 levaram a 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 entre si no meio de vãos 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 das linhas.

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

A generalização do uso de feixes ocorreu do início da década de 1950/60, havendo grande números de linhas em 139kV ou 220kV, inclusive no Brasil. É mais comum a utilização de grupos de 2 ou 4 condutores por fase, mas também já foram utilizados 3 condutores.

A disposição dos condutores no feixe poderá ser feita de forma simétrica ou assimétrica. No primeiro caso são denominados convencionais.

Para que os cabos mantenham entre si um espaçamento constante ao longo do vão são posicionados espaçadores que poderão ser rígidos ou com amortecedores. Estes últimos tem como função diminuir possíveis movimentos 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 num intervalo de 200 a 500mm, o comprimento dos vãos entre torres situa-se na ordem de 300m a 700m e o comprimento dos sub-vãos na ordem de 40 a 80m.

## **2.8.2 Condutores em Feixes de Configuração Assimétrica**

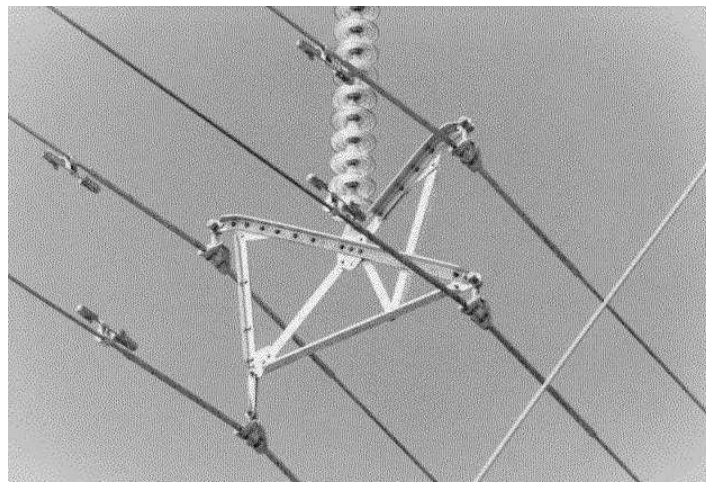
Recentemente, o crescente congestionamento nos sistemas de transmissão de energia elétrica, associada a uma realidade econômica que indica restrição na construção de novas linhas de transmissão, deu origem ao desenvolvimento de tecnologias como a LPNE (Linha de Potência Natural Elevada) ou (HISL) (High 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 tração. A tecnologia LPNE pode ser utilizada tanto para novos projetos quanto para recapacitação 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 (Esmeraldo, P.C.V. at all, 1999) que o aumento de impedância para um dado nível de voltagem depende do número e área dos sub-condutores e da intensidade do campo na superfície dos condutores.

Nesta técnica, o espaçamento entre condutores passa a ser de 800 a 1500mm em configurações simétricas ou não. Além disto, os vãos e sub-vãos são muito maiores, em torno de centena de metros. A Figura 2.11 apresenta um feixe expandido com disposição assimétrica de condutores.



**FIGURA 2.11: Feixe de 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 é inversamente proporcional à seqüência de impedância positiva sendo dada por  $PNE = V^2/Z_1$ .

Olhando a variação da PNE causada pela modificação do valor da impedância das fases observa-se que o acréscimo de distância entre fases de condutores reduz o acoplamento magnético, causando uma auto-impedância decrescente em cada fase. Se a seqüência de

---

impedância positiva é dada por  $Z_l = Z_p - Z_m$  ( $Z_m$  sendo a impedância mútua entre fases), a redução de  $Z_p$  causa uma correspondente redução em  $Z_l$ , aumentando assim a Potência Natural Elevada da linha.

No Brasil, a técnica original foi modificada (Junior, O.R.; Neto, A.P.; Dart, F.C. e Domingues, L.A, 1999). 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.

No nosso país as LPNE estão começando a ser implantadas. Atualmente, apenas a Companhia Hidrelétrica do São Francisco (Chesf) utiliza a LPNE e, mesmo assim, foi implantada às pressas para suprir de modo emergencial a cidade de Fortaleza que, na década de 90, apresentava crescentes déficits de energia. A solução mais rápida e econômica para aumentar o abastecimento da cidade foi a otimização das linhas de transmissão, o que foi possível através 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. 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 LPNE.

## **3 Caracterização do Movimento de Cabos Suspensos**

### **3.1 Tipos de Movimentos**

A ação do vento sobre as linhas de transmissão provoca oscilações dos condutores. São movimentos repetitivos ou cíclicos derivados da energia do vento agindo sobre os condutores.

A energia absorvida por um condutor pode ser dissipada por fricção interna ao nível molecular, fricção 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 magnitude destas dissipações vai indicar 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 eles:

- Vibração eólica ou vibração por desprendimento de vórtices;
- Galope;
- Oscilações induzidas pela esteira.

Eles são distinguidos 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 vibração por desprendimento de vórtices vem sendo estudada há muitos anos e as abordagens já são razoavelmente satisfatórias. A utilização de espaçadores amortecedores reduziu bastante o aparecimento destas oscilações nas linhas de transmissão.

O galope é um problema típico de regiões onde se tem a incidência de nevascas associadas a ventos fortes. No Brasil, este problema inexistente, no entanto, 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. Neste trabalho, portanto, será dada ênfase a este último assunto.

#### **3.1.1 Vibração Eólica ou Vibração por Desprendimento de Vórtices**

A excitação por vórtices pode ocorrer em uma estreita faixa da velocidade do vento cujo valor central corresponde à frequência de desprendimento de vórtices que coincide com

uma das frequências naturais da estrutura. Estes vórtices fazem vibrar a estrutura com características ressonantes.

A medida que a velocidade de escoamento é aumentada ou diminuída, a frequência de desprendimento de vórtices se modifica de acordo com o número de Strouhal, até que para os valores próximos de uma das frequências naturais ocorre o fenômeno da sincronização (lock-in na literatura inglesa). Neste caso o desprendimento de vórtices e a oscilação da estrutura passam a ocorrer na mesma frequência (Brito, 1995).

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

O dano mais comum causado por vibrações eólicas em linhas de transmissão aéreas, 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 ou 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.

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 de esticamento.

Para prevenção do movimento deve-se aumentar o amortecimento estrutural e/ou a massa. Isto pode ser obtido 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).

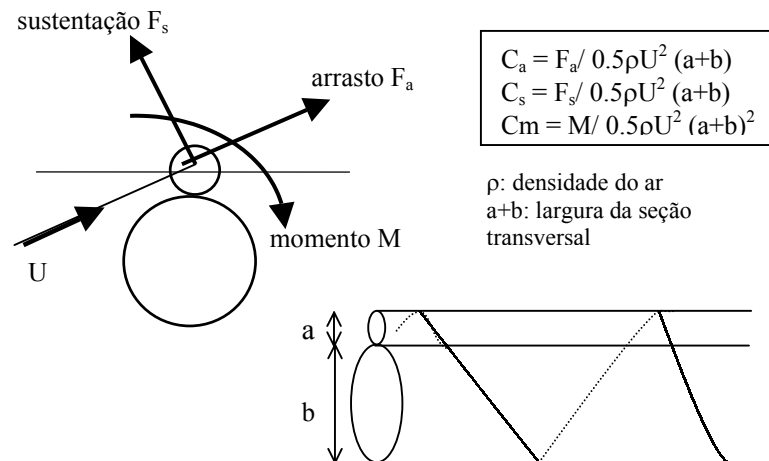
### **3.1.2 Galope**

Estruturas leves e flexíveis, com pequeno amortecimento, podem sofrer 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 se dão 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 origina forças de arrasto, sustentação e momento conforme mostra a Figura 3.1.

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 3.1: 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 significantes movimentos horizontais e torcionais dos condutores. A composição destes movimentos é denominada, por muitos autores, drapejamento (flütter). 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 torcionais. As interações 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, na qual surgem subitamente oscilações por galope, está relacionada a este ângulo, a 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.

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.

### 3.1.3 Oscilações Induzidas pela Esteira

Oscilações induzidas pela esteira abrangem alguns tipos de movimento, que são característicos de linhas constituídas por mais de um condutor. 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 forte, 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 freqüentemente 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 tramo como um todo (ao longo de todo o vão), mostrados em B, C, D da Figura 3.2. 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 graus de liberdade ocorre de forma isolada. Os modos de galope vertical ou horizontal estão sempre acoplados a alguma rotação, enquanto no modo de rotação ou torção aparece um pouco de galope vertical. A classificação baseia-se no movimento dominante, o qual é sempre bem caracterizado.

O quarto movimento (A da Figura 3.2) é o modo de sub-vão que é característico do condutor a sotavento, o qual pode-se deslocar completamente independente dos outros cabos vizinhos. Este problema é conhecido como problema de oscilação do “sub-condutor”, e será o fator que determinará a distância entre espaçadores. As trajetórias dos sub-condutores são elípticas, e os pares barlavento-sotavento de condutores freqüentemente movem-se, aproximadamente, em fases opostas. Movimentos em sub-vãos 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 sub-vão 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.

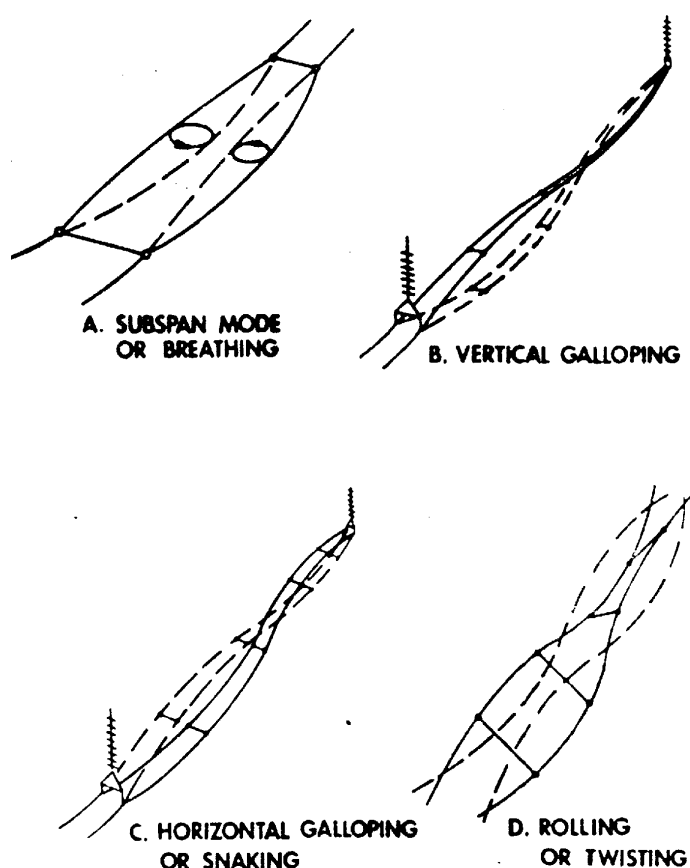
Apesar de existirem muitos estudos em relação a estes fenômenos, sua grande complexidade não permite, ainda, ter-se critérios claros quanto à estabilidade para a

configuração de linhas deste tipo. Quando o cilindro 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 frequências 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 são obtidos em orientações e velocidades do vento previstas pela teoria linear, fornecendo o correto 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 admitindo 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 3.2: Diferentes tipos de movimento ocasionados por oscilações induzidas pela esteira (Cooper e Watts, 1975)**

### 3.2 Parâmetros que Influenciam a Instabilidade de Feixes de Cabos

Como já foi mencionado anteriormente, feixes de condutores são formados por grupos de 2 ou 4 condutores por fase, geralmente, mas também já foram utilizados 3, e ultimamente grupos de 6 e 8 condutores tem se tornado comuns.

No caso de um par de condutores por linha, estes são normalmente dispostos sobre um plano horizontal, separados a uma distância de 10 a 25 diâmetros de condutor. Nos feixes com 4 condutores, cada um fica disposto nos vértices de um quadrado.

Nesta configuração, quando em certas condições de velocidade do vento e característica do terreno, estes grupos são aerodinamicamente instáveis, cita-se como uma das causas, a instabilidade do condutor de sotavento devido a sua disposição na esteira do condutor de barlavento.

A seguir serão descritos os principais fatores que influenciam a instabilidade deste tipo de linha de transmissão, além de como o controle destes fatores podem prever de instabilidade das linhas.

#### 3.2.1 Características do Terreno

Em observações de campo nota-se que há uma forte correlação entre a natureza do escoamento de ar acima do terreno e a suscetibilidade a oscilação do sub-vão, sendo terrenos planos e lisos mais favoráveis a ocorrência do movimento. A razão está relacionada a mudanças na estrutura do vento causadas por diferentes rugosidades do terreno. A turbulência do vento será de maior intensidade acima de superfícies rugosas do que de superfícies lisas.

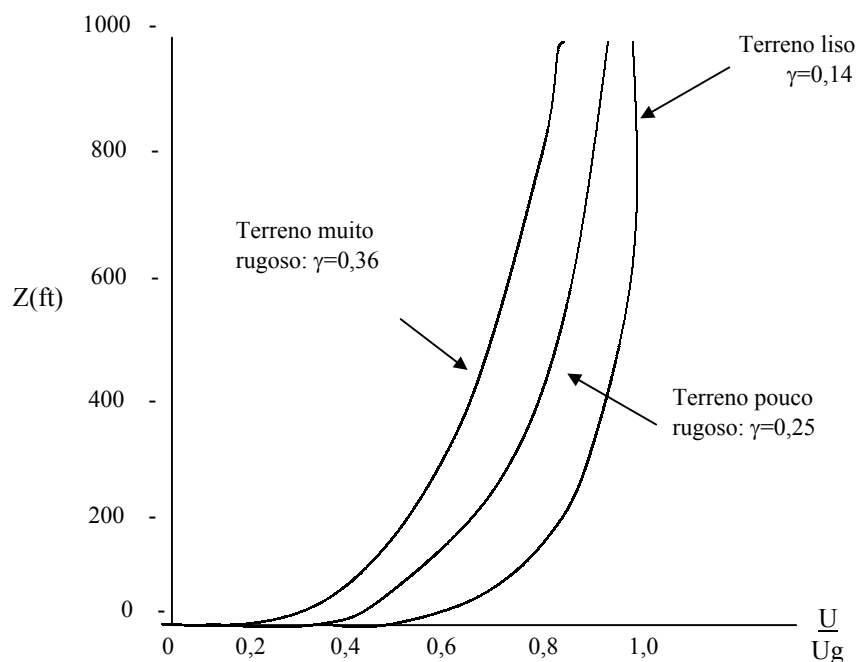
Além de influenciar as características de turbulência do vento, a rugosidade do terreno afeta a taxa na qual a velocidade média do vento aumenta com a altura sobre o solo. A relação freqüentemente utilizada para relacionar velocidade e altura é a seguinte:

$$\frac{U(Z)}{U_g} = \left( \frac{Z}{Z_g} \right)^y \quad (3.2.1.1)$$

onde:

$U(Z)$  : é a velocidade horizontal média do vento a altura  $Z$ ;  $Z_g$  e  $U_g$  : são valores de referência os quais podem ser tomados como a altura do gradiente de vento na borda da camada limite da terra, usualmente variam entre 275 e 460 metros, dependendo do terreno e  $\gamma$  : expoente que depende da rugosidade do terreno.

Para terrenos lisos, o expoente  $\gamma$  terá valores próximos de 0,14, para terrenos de pequenas áreas urbanas serão próximos de 0,25, enquanto para terrenos muito rugosos, de grandes centros urbanos ou densas florestas será de aproximadamente 0,36. Estes três perfis de velocidade são mostrados na Figura 3.3 e nela pode-se notar que para uma linha de transmissão, digamos de 20 metros (70 ft) , a velocidade média será 28% menor para o terreno intermediário quando comparado ao terreno liso e 50% menor para o terreno mais rugoso.



**FIGURA 3.3: Influência do Terreno nos Perfis de Velocidade (Cooper e Watts, 1975)**

Como resultado da turbulência do vento causada pela rugosidade do terreno tem-se um efeito estabilizador que aumenta a velocidade de início de movimento, e assim, reduzindo a probabilidade de ocorrência de instabilidade sob terrenos mais rugosos.

Em feixes convencionais, sendo os sub-vãos da ordem de 70m, o movimento relativo entre os condutores de um sub-vão devido à turbulência são pequenos e este efeito pode ser negligenciado. No entanto, em feixes expandidos com sub-vãos superiores a 100 m, portanto menos rígidos e fletidos, a turbulência induz movimentos importantes (Diana, 1999).

### **3.2.2 Rugosidade do Conductor**

As características aerodinâmicas de cilindros lisos e de fios enrolados em forma de helicóide são diferentes e, nestes últimos, são influenciadas pelo número e diâmetro dos fios. As diferenças são demonstradas em ensaios em túneis de vento. O comportamento do condutor é modificado se sua superfície estiver seca ou molhada provocando o início do movimento em vãos estáveis ou aumentando a frequência de oscilação de movimentos preexistentes.

No caso de feixes, da mesma forma que ocorre para um cabo isolado, o efeito da rugosidade sob o coeficiente de arrasto é observado em todos os regimes de escoamento. No regime subcrítico os parâmetros aerodinâmicos são pouco afetados pela rugosidade superficial. Entretanto, esta tem a propriedade de antecipar o regime crítico, descaracterizá-lo e gerar um coeficiente de arrasto mais elevado nos regimes crítico, supercrítico e ultracrítico. O regime crítico tem a sua extensão reduzida, onde a separação é antecipada e laminar. A rugosidade superficial aparentemente tem o efeito de estabilizar as condições do escoamento.

### **3.2.3 Espaçamento e Configuração dos Condutores**

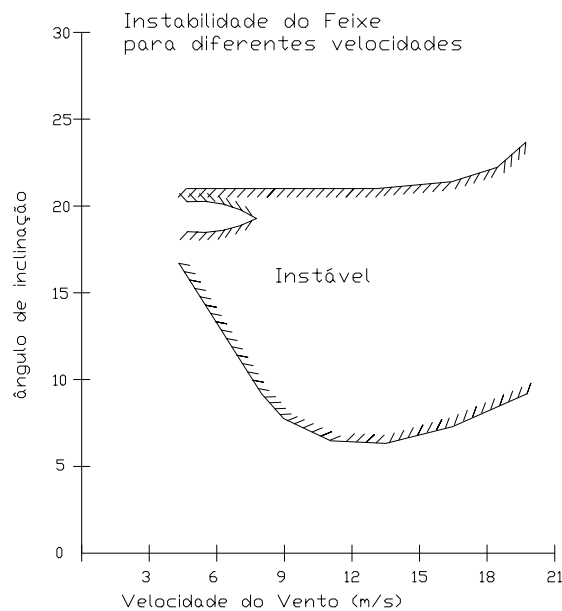
O espaçamento e a configuração do feixe é que indicarão se existem condutores posicionados a sotavento ou não. O efeito da distância surge devido a difusão da esteira quando move-se na direção do fluxo. Os condutores estão separados nos feixes convencionais num intervalo de 8 a 20 diâmetros. Acima de 20 diâmetros de espaçamento, em geral, se espera que os condutores posicionados a sotavento não sofram influência da esteira dos condutores que estão a barlavento. É importante observar-se que alguns estudos apontam a existência de uma zona estável próxima a separação de 8 diâmetros, mas isto só pode ser bem caracterizado para número de Reynolds no regime supercrítico (Cooper e Watts, 1975).

Quanto maior o número de sub-condutores fora da esteira, maior será a estabilidade do feixe. É o caso, por exemplo, de feixe de três condutores, onde nas configurações usuais,

apenas um condutor se encontra imerso na esteira ou o caso de condutores dispostos de forma rômbrica (losango). Como nos feixes expandidos a distância entre os sub-condutores é superior a 25 diâmetros e sua disposição é assimétrica, muitas vezes, os condutores não sofrem influência da esteira e, portanto, em princípio, deverão ser mais estáveis. Por se tratar de uma técnica recentemente desenvolvida, não foram encontradas na bibliografia, informações que comprovem experimentalmente esta conclusão.

### 3.2.4 Inclinação do Feixe

A posição do condutor de sotavento, associada à inclinação do conjunto de condutores, pode acarretar enormes efeitos nas forças induzidas pela esteira. Esta inclinação pode ser natural oriunda da diferença de trações entre os condutores, ou pode ser induzida na implantação da linha no campo. Para a maioria das disposições de feixes, a instabilidade ocorre normalmente na faixa de inclinações de  $7^{\circ}$  a  $22^{\circ}$  (Brzowski, 1976). A inclinação é considerada positiva se o condutor à sotavento encontra-se acima da esteira e negativa se este está abaixo da esteira do condutor à barlavento.



**FIGURA 3.4: Região de instabilidade para um feixe de dois condutores dispostos lado-a-lado horizontalmente (Brzowski, 1976)**

O modo de sub-vão é observado em feixes de quatro condutores somente para inclinações negativas, enquanto em feixes de dois condutores é comumente associado a inclinações positivas.

Um dos métodos de prevenção do fenômeno de instabilidade induzida pela esteira é a adoção de uma inclinação para o feixe cujas posições dos condutores de sotavento estejam fora da esteira dos condutores de barlavento. Inclinações adequadas para a maioria dos casos é a de  $25^{\circ}$  (Figura 3.4). Alguns autores afirmam que a aplicação deste método provoca uma redução nas oscilações de sub-vão, entretanto, os resultados em Brzozowski (1976) indicam que esse procedimento não impede, na maioria dos casos, a instabilidade do vão completo, ou seja, de corpo rígido.

Além disso, um cuidado a ser observado, é que em algumas linhas, variações das inclinações entre condutores ocasionadas pelo movimento do sistema de suspensão com a velocidade do vento pode levar alguns vãos a posições que ainda permitam a ocorrência de oscilação.

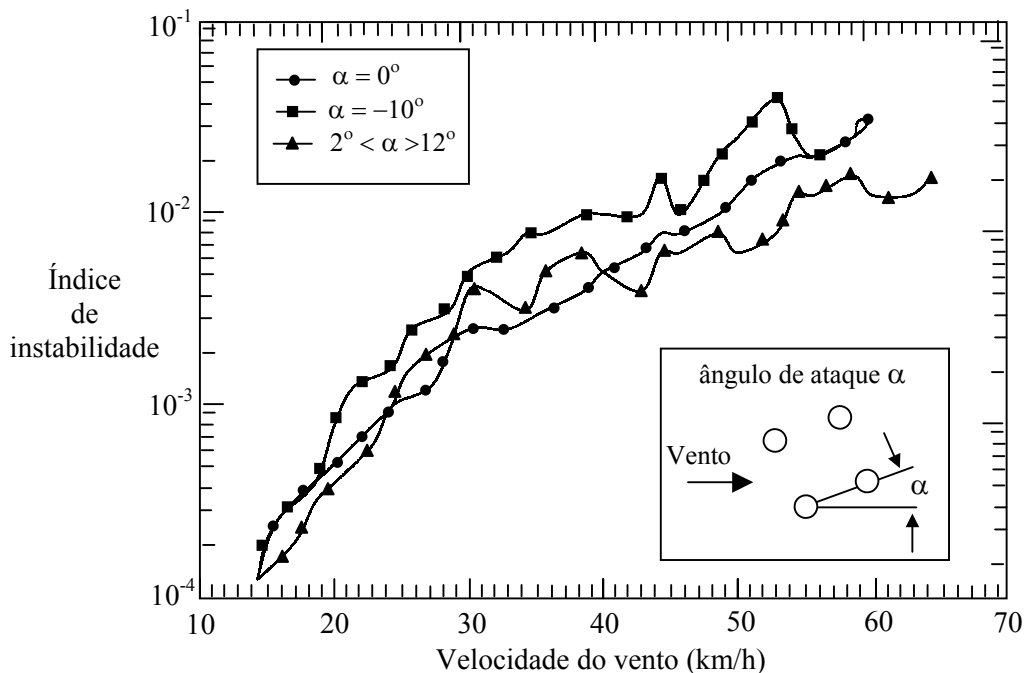
### **3.2.5 Sistema de Suspensão e Espaçadores**

Geralmente, os suportes permitem certa mobilidade do conjunto e dos condutores entre si que, seguramente, influenciam a oscilação dos condutores. O movimento (giro) do sistema de suspensão pode provocar inclinações diferentes nos condutores do feixe. Existem poucos dados experimentais em relação aos efeitos da mobilidade dada pelo suporte.

O sistema de suspensão pode ser do tipo fixo, através do uso de isoladores em “V”, ou móvel, quando preso através de isoladores em “I” (Hardy, 1995). O sistema móvel permite que com o aumento da velocidade do vento incidente, o ângulo de inclinação se modifique, assim, movendo o condutor de sotavento para uma posição mais favorável em relação ao condutor de barlavento, conforme se pode observar na Figura 3.5.

O tipo e posição dos espaçadores influenciam principalmente os movimentos de oscilação de sub-condutor. Estes podem ser rígidos, flexíveis ou espaçadores-amortecedores. Em geral, o uso de maior número de espaçadores, e por isso, menor distância de sub-vão, aumenta a velocidade de início do movimento de instabilidade do condutor.

Um método de prevenção de oscilações, que tem tido significativo campo de aplicação, é o uso de sub-vãos formados por sistemas não rígidos, freqüentemente em conjunto com o uso de espaçadores amortecedores. Este método é freqüentemente efetivo contra o modo de sub-vão, mas não alcança bons resultados contra o os modos de corpo rígido.



**FIGURA 3.5: Influência da inclinação do feixe na instabilidade.**  
 O primeiro caso é sem inclinação, o segundo de inclinação fixa de  $-10^\circ$  (isoladores em “V”) e o último com inclinações variando entre  $2^\circ$  e  $12^\circ$  (isoladores em “I”) (Hardy, 1995)

### 3.2.6 Tração do Condutor

Os condutores das linhas aéreas de transmissão, quando suspensos acima do solo são submetidos a forças axiais. Estas variam com a mudança das condições ambientais: reduções de temperatura provocam aumentos nas trações e vice-versa. O vento atmosférico, incidindo sobre a superfície dos condutores, exerce sobre os mesmos uma pressão, que se traduz também em aumento na tração axial. Quando a tração resultante atingir valores maiores do que a resistência dos condutores à ruptura, esta poderá ocorrer. O vento, por outro lado, induz nos condutores vibrações de frequências elevadas, que podem provocar a sua ruptura por fadiga junto aos seus pontos de fixação aos isoladores. Quanto maior for a taxa de trabalho à tração nos condutores, maiores serão os problemas decorrentes das vibrações. Quanto menor a tração maior será a flecha resultante, exigindo, pois, estruturas mais altas ou um maior número delas.

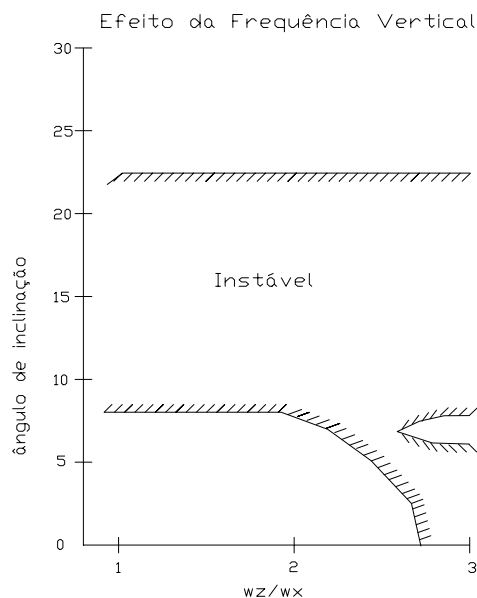
Quando a tração do condutor cresce, aumentam as frequências naturais do conjunto proporcionalmente a raiz quadrada do incremento. Isto provoca uma melhora em termos de

estabilidade dinâmica, já que neste caso, o movimento iniciará em velocidades maiores de vento incidente.

### 3.2.7 Flecha/ Freqüências de Oscilação

Os estudos de Simpson e Lawson foram os primeiros a demonstrar que um feixe de dois condutores, sob certas condições, pode apresentar instabilidade do mesmo tipo do galope clássico, porém envolvendo grandes movimentos verticais, horizontais e torcionais. Estas interações entre diferentes movimentos surgem quando as freqüências naturais em relação ao eixo vertical e horizontal do cabo são múltiplas umas das outras, ou ainda mais intensamente, quando as duas freqüências são muito próximas.

A influência da flecha dos cabos (catenária) deve ser levada em conta em movimentos que ocorram nos primeiros modos de vibração, tais como, galope e movimentos induzidos pela esteira. A presença da flecha faz com que a freqüência natural vertical seja superior a freqüência natural horizontal. Para flechas pequenas a diferença entre as freqüências é muito pequena, mas com o aumento da flecha a diferença cresce bastante. Cálculos teóricos (Brzozowski, 1976) tem demonstrado que, para flechas na ordem de 1/8 do vão, a freqüência de oscilação vertical ( $\omega_z$ ) no primeiro modo pode ser superior a 2,5 vezes a correspondente freqüência de oscilação horizontal ( $\omega_x$ ).

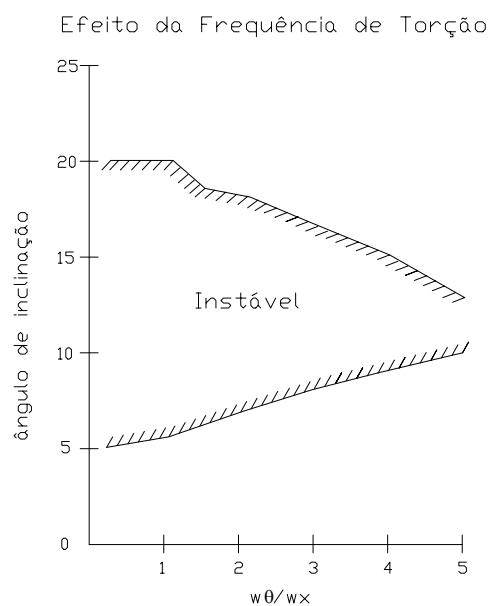


**FIGURA 3.6: Região de instabilidade para um feixe de dois condutores dispostos lado-a-lado horizontalmente (Brzozowski, 1976)**

Frequências verticais altas tendem a aumentar o tamanho da região instável, ou seja, para feixes com flechas de grande dimensão existem poucos ângulos de inclinação que garantam a estabilidade do feixe para todas as velocidades de vento, conforme mostra a Figura 3.6.

O aumento do número de condutores do feixe, modifica igualmente a massa e rigidez nas direções vertical e horizontal. Desta forma, as frequências naturais nestas direções não são alteradas. Por outro lado, as frequências naturais de torção decrescem notavelmente quanto mais condutores são adicionados ao feixe porque a mudança no momento de inércia é maior do que na rigidez (Zhang, 2000).

Com o aumento da frequência natural de torção do feixe há um efeito estabilizador do movimento. Para ventos de baixas velocidades, o tamanho da região instável para diferentes ângulos de inclinação se reduz consideravelmente (Brzozowski, 1976). O efeito da frequência de torção ( $\omega_\theta$ ) é muito menor para ventos de velocidades maiores, mas mesmo assim, há uma sensível melhora na estabilidade do feixe (Figura 3.7).



**FIGURA 3.7: Região de instabilidade para um feixe de dois condutores dispostos lado-a-lado horizontalmente (Brzozowski, 1976)**



## 4 Modelos para Cabos

### 4.1 Modelagem de Cabos

Diana (1999) explica que o tipo de modelagem que deve ser usado na análise de instabilidade depende do tipo de movimento a que está exposto o condutor ou feixe de condutores. Em muitos casos, diferentes considerações podem ser feitas a fim de simplificar a análise.

Em geral, os parâmetros estruturais mais relevantes de um cabo são a tração no cabo, a massa, a rigidez à flexão “EJ” e o auto-amortecimento.

O efeito da flecha dos cabos (sag) só é importante nos primeiros modos de vibração, isto é, só deverá ser levado em conta em simulações de vibrações que ocorram nestes modos, ou seja, em baixas frequências. Por exemplo, para o caso de movimento do cabo por despreendimento de vórtices, que ocorre somente 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 do Balanço de Energia e o Método de Elementos Finitos. Neste último, as forças aeroelásticas são modeladas através de “osciladores equivalente”.

O parâmetro estrutural “EJ”, rigidez à flexão, é mais importante nos altos modos de vibração, ou seja, nas altas frequências. Ele é responsável principalmente por reproduzir efeitos locais, como deslocamentos do cabo onde são aplicadas forças concentradas (espaçadores, amortecedores, restrições, etc.). Por outro lado, as tensões no cabo não são afetadas por “EJ” e dependem principalmente da amplitude de vibração do anti-nó. Evidências experimentais mostram a dependência de “EJ” da tração, frequência e amplitude de movimento. A rigidez real de um cabo formado por fios helicoidais enrolados (“stranded”) é aproximadamente de 30 a 70% da rigidez ( $EJ_{\text{máx}}$ ) de um correspondente de seção rígida.

O parâmetro estrutural “rigidez torcional” é importante quando há excitação do movimento de torção, principalmente quando se tem acoplamento de movimentos longitudinais ou transversais, também denominado drapejamento (flütter), galope devido à presença de gelo ou oscilações induzidas pela esteira em feixes de cabos.

Outra modelagem estrutural de feixes usual 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 os métodos permitem a busca das frequências naturais do feixe e dos modos de vibração quando o modelo estrutural pode ser linearizado na vizinhança

de uma posição de equilíbrio estático. As velocidades reduzidas que atingem o condutor de sotavento são grandes o suficiente 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 sub-vão de 30 a 80m, o movimento relativo no sub-vão devido à turbulência é pequeno e o efeito da turbulência poderá ser desprezado.

A simulação de oscilações induzidas pela esteira pode ser feita no domínio da frequência utilizando-se o Balanço de Energia. Neste método consideram-se condições estáticas 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 está fora da esteira do de barlavento, além disso, os sub-vãos 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.

No Brasil, como a técnica foi modificada variando-se apenas as configurações e mantendo os vãos e sub-vãos com o mesmo comprimento, deve-se estudar detalhadamente qual o resultado que isto acarretará na instabilidade do feixe.

Quando se considera a turbulência, ocorre adicionalmente o fenômeno do martelamento. Neste caso, a modelagem se faz por meio de elementos finitos 3D de modo a reproduzir os efeitos do vão adjacente, tipo e geometria dos isoladores e da flecha e a distribuição real de tensões 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 generalizados 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 martelamento, 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 vão completo, sem a presença de gelo nos condutores, o efeito dos elementos de suspensão e as características dos vãos

adjacentes são fundamentais para a reprodução do fenômeno, devendo ser introduzidos no modelo matemático.

O movimento de sub-vão 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 sub-vão induz a oscilação de flexão dos isoladores que se unem ao movimento horizontal do feixe. Aqui também é de suma importância modelar as condições de extremidade.

## 4.2 Modelos Teóricos/ Analíticos

Existem alguns modelos analíticos encontrados na bibliografia para análise de movimentos de galope, movimentos induzidos pela esteira em um feixe de condutores e movimentos de vão completo. A seguir são apresentados estes modelos teóricos, suas simplificações e aplicações no estudo de instabilidade dos feixes.

### 4.2.1 Modelo de Movimento do Modo Sub-Vão

O modelo é desenvolvido para o caso de um 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  $\bar{z}$ .

Considerando-se um cilindro circular liso de diâmetro  $\bar{d}$  e massa (por unidade de comprimento)  $m$  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 4.1). 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 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  $\alpha$ . Referindo-se a Figura 4.1, tem-se :

$$\Delta \text{sen} \alpha = \text{sen} \alpha_0 + z$$

$$\Delta \text{cos} \alpha = \text{cos} \alpha_0 - x \tag{4.2.1.1}$$

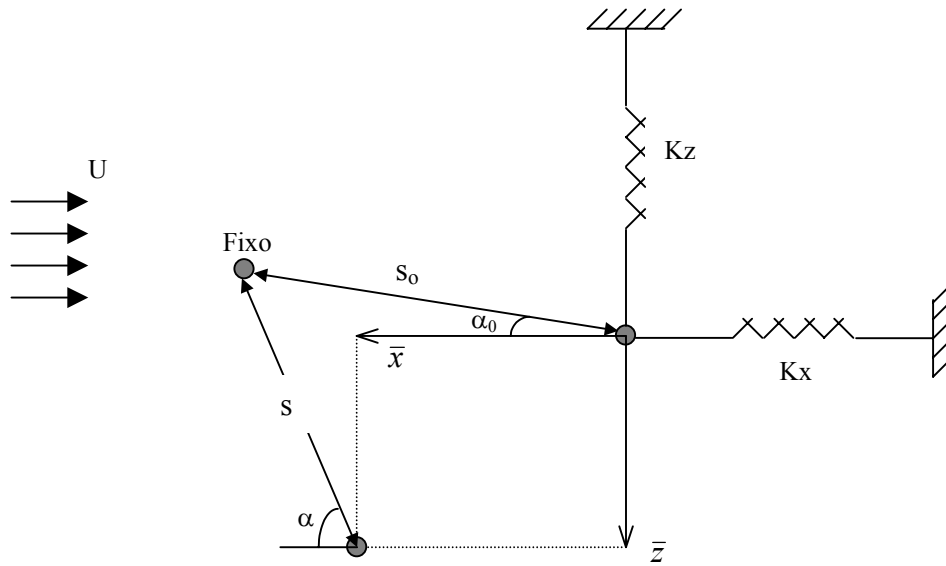


FIGURA 4.1: Arranjo experimental para suporte de cilindro a sotavento e sistema de molas

Assim, pode-se definir os coeficientes aerodinâmicos  $\bar{C}_a$ ,  $\bar{C}_s$  e  $\bar{C}_m$  baseando-se na velocidade local  $\bar{U}$  (assumida horizontal) da posição  $\Delta$  e  $\alpha$  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, definem-se os coeficientes  $C_a$  e  $C_s$  baseados na velocidade de escoamento  $U$ , e se  $b = \bar{U}/U$ , então:

$$C_a = b^2 \bar{C}_a \quad C_s = b^2 \bar{C}_s \quad (4.2.1.2)$$

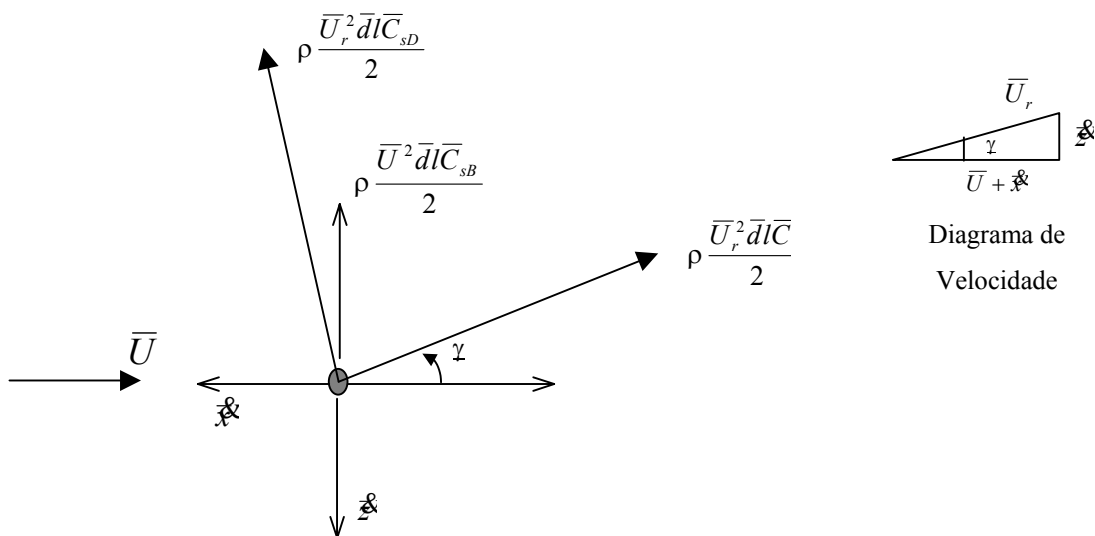


FIGURA 4.2: Forças aerodinâmicas de um cilindro a sotavento

Referindo-se agora a Figura. 4.2, a velocidade local da esteira em relação ao movimento do cilindro de sotavento é mostrada na equação (4.2.1.3). As variáveis  $\dot{x}$  e  $\dot{z}$  são as derivadas do deslocamento em relação ao tempo nas direções  $\bar{x}$  e  $\bar{z}$ , respectivamente.

$$\bar{U}_r = \left\{ (\bar{U} + \dot{x})^2 + \dot{z}^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4.2.1.3)$$

e a inclinação  $\gamma$  é definida por:

$$\gamma = \text{sen}^{-1} \left( \frac{\dot{z}}{\bar{U}_r} \right) = \text{cos}^{-1} \left[ \frac{(\bar{U} + \dot{x})}{\bar{U}_r} \right] \quad (4.2.1.4)$$

Best e Cook (Simpson, 1971) mostram que uma certa proporção do coeficiente de sustentação da esteira pode ser atribuído a flutuabilidade devida a 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:

$$\bar{C}_s = \bar{C}_{sB} + \bar{C}_{sD} \quad (4.2.1.5)$$

o sufixo B denota efeito de flutuabilidade e D efeito de arrasto.

Assim sendo, as forças aerodinâmicas atuantes em um cilindro de comprimento  $l$  em movimento são (Figura 4.2):

$$\begin{aligned} F_x &= -\frac{1}{2} \rho l \bar{d} \bar{U}_r \left\{ \bar{C}_a (\bar{U} + \dot{x}) - \bar{C}_{sD} \dot{z} \right\} \\ F_z &= -\frac{1}{2} \rho l \bar{d} \bar{U}_r \left\{ \bar{C}_{sD} (\bar{U} + \dot{x}) + \bar{C}_a \dot{z} \right\} - \frac{1}{2} \rho l \bar{d} \bar{U}^2 \bar{C}_{sB} \end{aligned} \quad (4.2.1.6)$$

Portanto, se o cilindro é suportado por molas de rigidez  $K_x$  e  $K_z$  nos sentidos horizontal e vertical respectivamente e se o amortecimento mecânico e as forças externas são ignoradas, as equações de movimento são:

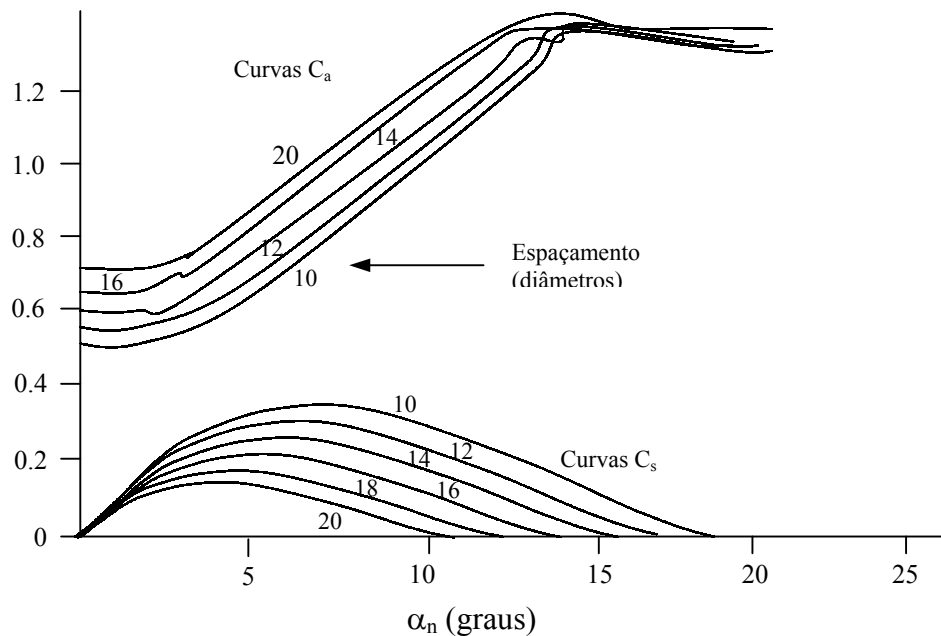
$$m l \ddot{x} + K_x \bar{x} = F_x \quad m l \ddot{z} + K_z \bar{z} = F_z \quad (4.2.1.7)$$

$$\begin{aligned} \ddot{x} \omega_x^2 &= -\frac{q \bar{d}}{s_0 m} \left\{ \left( 1 + \frac{\dot{x}_0}{bU} \right)^2 + \left( \frac{\dot{z}_0}{bU} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \left\{ C_a \left( 1 + \frac{\dot{x}_0}{bU} \right) - C_{sD} \frac{\dot{z}_0}{bU} \right\} \\ \ddot{z} \omega_z^2 &= -\frac{q \bar{d}}{s_0 m} \left[ \left\{ \left( 1 + \frac{\dot{x}_0}{bU} \right)^2 + \left( \frac{\dot{z}_0}{bU} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \left\{ C_{sD} \left( 1 + \frac{\dot{x}_0}{bU} \right) - C_a \frac{\dot{z}_0}{bU} \right\} + C_{sB} \right] \end{aligned} \quad (4.2.1.8)$$

$$\text{onde, } q = \frac{1}{2} \rho U^2, \quad \omega_x^2 = \frac{K_x}{ml} \quad \text{e} \quad \omega_z^2 = \frac{K_z}{ml}$$

Com  $C_a$  e  $C_s$  conhecidos (como função de  $\Delta$  e  $\alpha$ ) de testes estáticos, as equações (4.2.1.8) podem ser resolvidas numericamente utilizando, por exemplo, integração por Runge-Kutta, e utilizando as equações (4.2.1.1) para relacionar-se as variáveis  $x$  e  $z$  para  $\Delta$  e  $\alpha$ , nestes termos  $C_a$  e  $C_s$  são usualmente definidos. O emprego da aerodinâmica quase-estática é, na maioria das vezes, justificada pela prova de que  $\frac{\omega \bar{d}}{U}$  é suficiente pequeno, sendo  $\omega$  a frequência circular aeroelástica.

Na Figura 4.3, são dispostas na forma gráfica as variações de  $C_a/\alpha$  e  $C_s/\alpha$  para cilindros espaçados entre 10 e 20 diâmetros. Neste intervalo nota-se que  $C_a$  é maior quando os cilindros encontram-se mais afastados, justamente o contrário acontece para o  $C_s$ .



**FIGURA 4.3: Características aerodinâmicas aproximadas de um cilindro imerso na esteira (Simpson, 1971)**

Para incidências acima de  $C_{smax}$  e qualquer espaçamento, a Figura 4.3 mostra que  $C_a$  é crescente e por isso, para estas incidências, o sistema deve ser dinamicamente estável visto que  $C_{az}$  e  $C_{sx}$  são ambos positivos.

Em suma, é esperado o aparecimento de movimento do cilindro a sotavento quando:

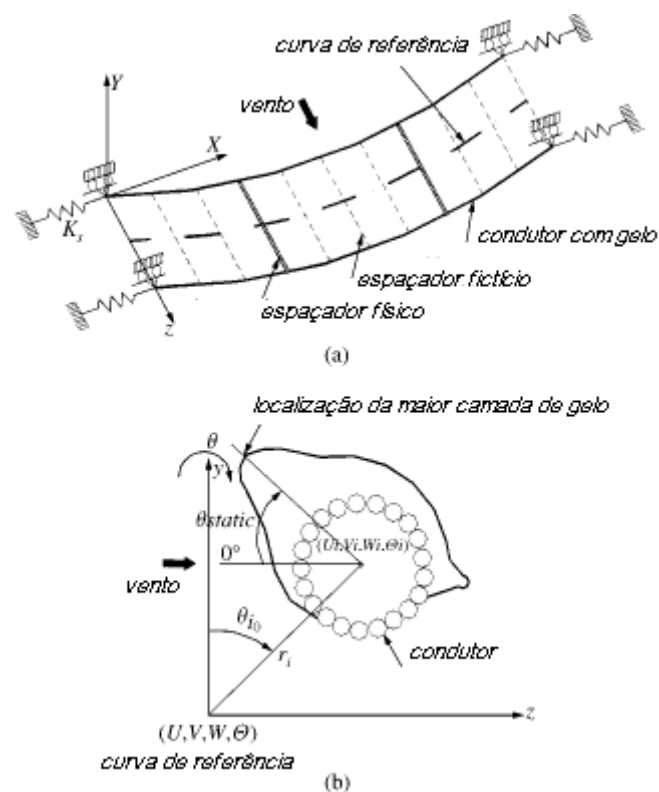
- o espaçamento entre os cilindros é suficientemente pequeno;
- “a” é de pequena magnitude, sendo  $a = \frac{\rho \bar{d} s_0}{2m}$ ;
- o valor  $\partial C_s / \partial \alpha$  é negativo, enquanto  $\partial C_a / \partial \alpha$  é positivo;

#### 4.2.2 Modelo de Galope para Feixe de Condutores

Zhang (2000) desenvolveu uma ferramenta de projeto para feixes de condutores utilizando um modelo híbrido de três graus de liberdade, baseado na formulação desenvolvida por Yu (1993) para galope de um condutor único.

Esta formulação utiliza expressões analíticas para investigar os parâmetros que dão início e mantém constante 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. Somente o movimento completo do feixe é estudado, com todos os condutores se movendo em fase.

Um exemplo particular de um feixe formado por dois condutores será apresentado, conforme Figura 4.4 , embora a técnica possa ser utilizada para um número maior de cabos.



**FIGURA 4.4:** (a) Modelamento do feixe com dois condutores e (b) seção transversal do condutor com gelo

A posição estática de dois condutores é apresentada na Figura 4.4(a) considerando-se o peso, a tração do condutor, o vento permanente e o peso do gelo. Seção típica do condutor

coberto por gelo é mostrada na Figura 4.4(b). Espaçadores físicos rígidos unindo condutores são ilustrados por linhas sólidas. Espaçadores fictícios rígidos, sem peso, são introduzidos periodicamente unindo os condutores, garantindo que eles se movam conjuntamente. Estes espaçadores são representados por linhas pontilhadas. Adota-se uma curva de referência passando pelo centro de massa da seção transversal do feixe. Vãos adjacentes são idealizados, para cada sub-condutor, como uma mola linear.

São feitas as seguintes considerações de maneira a estender para feixes a formulação utilizada para condutores simples:

1. Forças de inércia e amortecimento na direção longitudinal, bem como rotações de condutores individuais são negligenciadas;
2. A relação entre o vão e a flecha é pequena (inferior a 1/8, que é o caso das linhas de transmissão de energia);
3. A rotação do feixe em volta da curva de referência é pequena e os espaçadores são rígidos;
4. Não mais que um modo por direção global é considerado simultaneamente;
5. Os movimentos relativos entre condutores de um feixe são negligenciados e os movimentos longitudinais de cada condutor são considerados idênticos.

Itens (1), (2) e (5) são comumente considerados em movimentos completos de feixes.

O terceiro item é razoável em muitos casos porque a rigidez torcional do feixe é muito maior que a de um único condutor, portanto grandes rotações raramente ocorrem. Item (4) presume que uma maior rigidez torcional do feixe permite que se negligencie o acoplamento que ocorre em cabos únicos.

### Relação entre deslocamentos

Os deslocamentos dinâmicos de um ponto arbitrário  $(s,y,z)$  de um condutor em um feixe é medido a partir da posição estática. É dado por:

$$\begin{aligned} u_x(s, y, z, t) &= U(s, t) \\ v_y(s, y, z, t) &= V(s, t) - z\Theta(s, t) \\ w_z(s, y, z, t) &= W(s, t) + y\Theta(s, t) \end{aligned} \tag{4.2.2.1}$$

$X, Y, Z$  são as coordenadas globais ilustradas na Figura 4.4(a) enquanto  $x, y, z$  são coordenadas locais mostradas na Figura 4.4(b). A origem do sistema de coordenadas é localizada sobre a curva de referência no suporte esquerdo.  $u_x$ ,  $v_y$  e  $w_z$  são os deslocamentos



globais em  $(s,y,z)$  e instante  $t$ . Por outro lado,  $s$  é a coordenada que indica a distância que a seção transversal do feixe está em relação a origem da curva de referência.  $U,V,W$ , são os deslocamentos globais em algum ponto da curva de referência nas direções  $X,Y,Z$ , respectivamente.  $\Theta$  é a rotação do feixe em relação a curva de referência. Se somente um modo é considerado em cada direção, então  $U,V,W$  e  $\Theta$  podem ser expressos como segue:

$$\begin{aligned} U(s,t) &= q_u(t)f_u(s) \\ V(s,t) &= q_v(t)f_v(s) \\ W(s,t) &= q_w(t)f_w(s) \\ \Theta(s,t) &= q_\Theta(t)f_\Theta(s) \end{aligned} \quad (4.2.2.2)$$

Os  $q_i$  e  $f_i$ , onde  $i=u,v,w, \Theta$ , são coordenadas generalizadas associadas as formas modais fornecidas por um modelo de elementos finitos. Além disso, os deslocamentos do centro do condutor “ $i$ ” do feixe,  $U_i, V_i$  e  $W_i$  são descritos por:

$$\begin{aligned} U_i(s,y,z,t) &= U(s,y,z,t) \\ V_i(s,y,z,t) &= V(s,t) - r_i \sin\theta_{io} \Theta(s,t) \\ W_i(s,y,z,t) &= W(s,t) + r_i \cos\theta_{io} \Theta(s,t) \end{aligned} \quad (4.2.2.3)$$

Aqui  $r_i$  é a distância entre a curva de referência e o centro do condutor “ $i$ ” na seção transversal do feixe. Além disso,  $\theta_{io}$  é o ângulo inicial deste condutor no sentido horário na direção positiva do eixo  $y$ , como está mostrado na Figura 4.4(b).

### Equação do Movimento

A equação do movimento de um feixe pode ser obtida usando o princípio dos variacionais, isto é:

$$\int_{t_1}^{t_2} \delta(E_k - V_s) dt + \int_{t_1}^{t_2} \delta(W_{nc}) dt = 0 \quad (4.2.2.4)$$

onde,  $E_k$  e  $V_s$  são a energia cinética total e a energia de deformação respectivamente.  $W_{nc}$  é o trabalho feito pelas forças não conservativas e  $\delta$  indica a primeira variação. Negligenciando os efeitos de inércia na direção,  $E_k$  será dado por:

$$E_k = \frac{1}{2} \int_0^{L_T} \int_{A_T} \rho_c (\dot{w}_y^2 + \dot{w}_z^2) dA ds + \frac{1}{2} \sum_{k=1}^p [m_{sk} V^2(s_k, t) + m_{sk} W^2(s_k, t) + I_{sk} \Theta^2(s_k, t)] \quad (4.2.2.5)$$

onde  $L_T$  é o comprimento total do cabo no vão,  $\rho_c$  é a densidade de massa do condutor do feixe com gelo de seção transversal de área total  $A_T$ ,  $m_{sk}$  e  $I_{sk}$  são a massa, momento de

inércia de massa do espaçador “ $K$ ”, respectivamente,  $s_k$  é a coordenada da intersecção do espaçador “ $k$ ” com a curva de referência,  $p$  é o número de espaçadores enquanto o ponto indica diferenciação com respeito ao tempo,  $t$ .

A variação da energia de deformação para o movimento completo do feixe,  $\delta V_s$ , pode ser obtida somando a energia de deformação de cada um dos condutores, isto é:

$$\delta V_s = \sum_{i=1}^n \int_0^L \left[ AE \delta \varepsilon_s \varepsilon_s + B_T (\delta \varepsilon_s \varepsilon_\Theta + \varepsilon_s \delta \varepsilon_\Theta) + GJ \delta \varepsilon_\Theta \varepsilon_\Theta + T \delta \varepsilon_s + M_t \delta \varepsilon_\Theta \right] ds \quad (4.2.2.6)$$

Sufixo  $i$  na equação (4.2.2.6) representa o condutor “ $i$ ”, novamente e  $n$  o número total de condutores num feixe.  $\varepsilon_s$  é a deformação de Lagrange do condutor “ $i$ ”, ao longo de “ $s$ ”, tal que:

$$\varepsilon_s = \frac{\partial x}{\partial s} \frac{\partial u_x}{\partial s} + \frac{\partial y}{\partial s} \frac{\partial V_i}{\partial s} + \frac{\partial z}{\partial s} \frac{\partial W_i}{\partial s} + \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{\partial u_x}{\partial s} \right)^2 + \left( \frac{\partial V_i}{\partial s} \right)^2 + \left( \frac{\partial W_i}{\partial s} \right)^2 \right] \quad (4.2.2.7)$$

Por outro lado, a energia torcional do condutor,  $\varepsilon_\Theta$ , pode ser expressa por:

$$\varepsilon_\Theta(s) = \frac{\partial \Theta(s)}{\partial s} \quad (4.2.2.8)$$

Na equação (4.2.2.6)  $T$  é a tração estática em cada condutor,  $M_t$  é momento de torção inicial de cada condutor que resiste ao momento externo causado pela excentricidade do peso do gelo,  $A$  e  $GJ$  são a área da seção transversal e a rigidez torcional do condutor sem gelo, respectivamente,  $E$  é o módulo de Elasticidade e  $B_T$  representa acoplamento axial-torcional.

A variação do trabalho virtual é descrita por:

$$\delta W_{nc} = \int_0^{L_T} \left[ F_y(s) \delta V + F_z(s) \delta W + F_\Theta(s) \delta \Theta \right] ds - \delta \mathbf{q}_a^T \mathbf{C}_a^T \mathbf{q}_a \quad (4.2.2.9)$$

$F_y, F_z$  e  $F_\Theta$  são as forças aerodinâmicas (por unidade de comprimento do feixe) que agem, respectivamente, nas direções  $y, z$  e  $\Theta$  da curva de referência.  $\mathbf{C}_{am}$  é a matriz de amortecimento encontrada experimentalmente e que toma a forma:

$$\mathbf{C}_{am} = \begin{bmatrix} 0 & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{0}_3^T & C \end{bmatrix}, \quad (4.2.2.10)$$

onde  $\mathbf{0}_3$  é a matriz nula  $1 \times 3$ . Por outro lado, os elementos da matriz diagonal  $\mathbf{C}_{am}$  são

$$c_{11} = 2\omega_y \xi_y m_{11} \quad c_{22} = 2\omega_z \xi_z m_{22} \quad c_{33} = 2\omega_\Theta \xi_\Theta m_{33} \quad (4.2.2.11)$$

onde  $\omega_i (i = y, z, \Theta)$  e  $\xi_i (i = y, z, \Theta)$ , são respectivamente, a frequência natural desacoplada, não-amortecida do feixe e a relação de amortecimento associada com a vibração desacoplada na direção indicada pelo índice subscrito.  $m_{ii}$  são os elementos da matriz  $\mathbf{M}$  definida na equação (4.2.2.14). Finalmente,  $\mathbf{q}_a$  na equação (4.2.2.9) é definido por:

$$\mathbf{q}_a^T = (q_u \mathbf{q}^T), \text{ onde } \mathbf{q}^T = (q_v, q_w, q_\Theta) \quad (4.2.2.12)$$

Substituindo equações (4.2.2.5)-(4.2.2.12) dentro da equação (4.2.2.4) o sistema de equações do movimento será:

$$\mathbf{M}_a \ddot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{C}_a \dot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{K}_a \mathbf{q}_a = \mathbf{F}_a, \quad (4.2.2.13)$$

onde  $\mathbf{M}_a$  e  $\mathbf{K}_a$  são as matrizes de massa e de rigidez 4 x 4 respectivamente.

$\mathbf{M}_a$  toma a forma

$$\mathbf{M}_a = \begin{bmatrix} 0 & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{0}_3^T & \mathbf{M} \end{bmatrix} \quad (4.2.2.14)$$

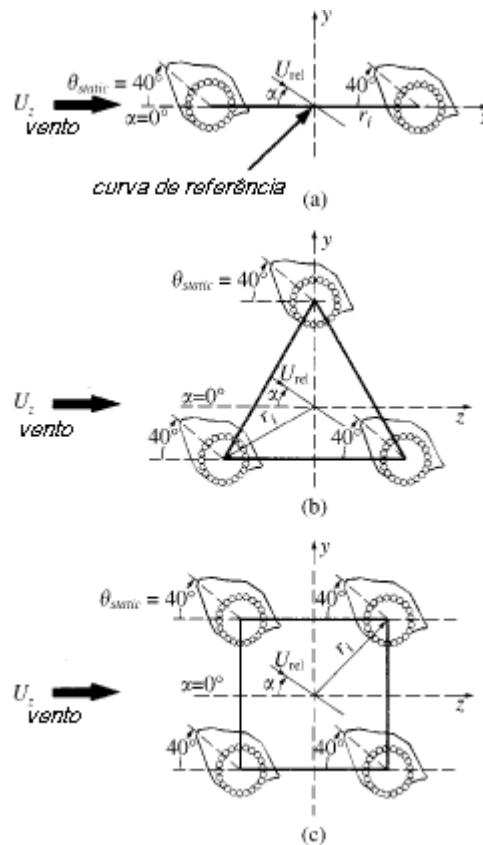
e os elementos não nulos de  $\mathbf{M}$  e  $\mathbf{K}_a$  são dados nas equações (4.2.2.19) a (4.2.2.28). O vetor de forças aerodinâmicas,  $\mathbf{F}_a$ , na equação (4.2.2.13) é encontrado na curva de referência para dados aerodinâmicos medidos no centro de cada condutor do feixe. Ele é representado como

$$\mathbf{F}_a^T = (0 \quad \mathbf{F}^T) \quad (4.2.2.15)$$

As componentes de  $\mathbf{F}^T = (F_y, F_z, F_\Theta)$  são expressas, convenientemente, como funções não-lineares do ângulo de ataque do vento  $\alpha$ ,  $d$  o diâmetro do condutor,  $U$  a velocidade relativa do vento e da densidade do ar,  $\rho_{ar}$ . Eles são aproximados nas equações (4.2.2.30) a (4.2.2.35) por um polinômio cúbico em  $\alpha$  onde :

$$\alpha = \Theta - \frac{d}{2U} \mathcal{G} - \frac{V\mathcal{G}}{U} \text{ admitindo que } \tan^{-1}\left(\frac{d}{2U} \mathcal{G} + \frac{V\mathcal{G}}{U}\right) \cong \frac{d}{2U} \mathcal{G} + \frac{V\mathcal{G}}{U} \text{ e aproximando a}$$

razão característica por  $d/2$ . Em feixe de condutor a curva de referência é usada definir  $\alpha$ , conforme está representado na Figura 4.5. Consideram-se negligenciáveis as interações aerodinâmicas entre condutores. Isto é, portanto, válido para grandes separações entre condutores.



**FIGURA 4.5: Arranjo inicial do condutor com gelo em (a) feixe duplo, (b) feixe triplo e (c) feixe quádruplo**

A equação do movimento para sistema de três graus de liberdade condensado são obtidos a partir da equação (4.2.2.13), sendo a matriz  $\mathbf{K}_a$  :

$$\mathbf{K}_a = \begin{bmatrix} k_{11} & \mathbf{K}_2 \\ \mathbf{K}_2^T & \mathbf{K}_3 \end{bmatrix} \quad (4.2.2.16)$$

Eliminando os termos associados com os deslocamentos axiais, equação (4.2.2.13) se torna:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}\mathbf{q} = \mathbf{F}, \quad (4.2.2.17)$$

$$\text{onde } \mathbf{K} = \mathbf{K}_3 - \mathbf{K}_2^T k_{11}^{-1} \mathbf{K}_2 \quad (4.2.2.18)$$

### Análise de Estabilidade e Ciclos limites

Primeiramente deve-se analisar se a solução inicial de equilíbrio na forma linearizada conforme equação (4.2.2.17) é estável. Se todos os autovalores da equação homogênea

associada a equação (4.2.2.17) têm parte real negativa, então a configuração estática é assintoticamente estável e uma análise posterior não se faz necessária.

No entanto, se ao menos um dos autovalores cortam o eixo dos números reais (ponto crítico) quando algum parâmetro é modificado, como, por exemplo, aumento da velocidade  $U$ , então a SEI ( Solução de equilíbrio inicial) se torna instável e o galope pode iniciar. A velocidade crítica,  $U_{crit}$ , é o valor para o qual a SEI se torna instável.

Uma vez que a SEI se torna instável, novo estado de equilíbrio ou movimentos dinâmicos podem surgir a partir do ponto crítico.

Soluções podem ser determinadas através de integração numérica no tempo. Tal processo pode necessitar computação substancial e a convergência para um estado permanente pode não ser alcançada se as condições iniciais não forem apropriadamente escolhidas. Uma técnica complementar pode ser utilizada para diminuir o tempo computacional e obter um conhecimento da solução a priori. Parte-se do princípio que a não-linearidade é fraca, ou seja, que os termos envolvendo as cargas aerodinâmicas são pequenos comparados com os termos de rigidez da linha de transmissão. Então, técnica de perturbação com um tempo médio ou balanço harmônico intrínseco pode ser aplicado. Equações de bifurcação de movimento podem ser derivadas em termos de amplitude e fase. Estas equações induzem a expressões explícitas para as soluções periódicas ou quase-periódicas e condição de estabilidade associada.

### Matriz de massa

Os elementos representativos,  $m_{ij}$  ( $i,j = 1,2,3$ ), da matriz de massa simétrica,  $\mathbf{M}$  que aparecem na equação (4.2.2.14) são:

$$m_{11} = \int_0^{L_T} \int_{AT} \rho dA f_v^2 ds + \sum_{k=1}^p m_{sk} f_v^2(s_k) \quad (4.2.2.19)$$

$$m_{22} = \int_0^{L_T} \int_{AT} \rho dA f_w^2 ds + \sum_{k=1}^p m_{sk} f_w^2(s_k), \quad (4.2.2.20)$$

$$m_{33} = \int_0^{L_T} \int_{AT} \rho (y^2 + z^2) dA f_\theta^2 ds + \sum_{k=1}^p I_{sk} f_\theta^2(s_k), \quad (4.2.2.21)$$

$$m_{13} = - \int_0^{L_T} \int_{AT} \rho z dA f_v f_\theta ds \quad (4.2.2.22)$$

$$m_{23} = \int_0^{L_T} \int_{AT} \rho y dA f_w f_\theta ds. \quad (4.2.2.23)$$

Matriz de rigidez

Os elementos representativos ,  $K_{ij}(i,j=1,2,3)$ , da matriz de rigidez simétrica,  $\mathbf{K}_a$ , na equação (4.2.2.13) são

$$\begin{aligned} K_{ij} = & \sum_{k=1}^n D_{ij} \int_0^{L_T} \beta_i \beta_j f_{i,s} ds - n_2 K_{ice} + n_3 \sum_{k=1}^n H_k \int_0^{L_T} \frac{\partial s}{\partial X} f_{i,s} f_{j,s} ds + n_4 \sum_{k=1}^n (AE)_k \int_0^{L_T} \beta_i f_{i,s} Q_k ds \\ & - n_5 \sum_{k=1}^n H_k \int_0^{L_T} \frac{\partial s}{\partial X} f_{i,s} Q_{2k} ds + n_6 \sum_{k=1}^n H_k \int_0^{L_T} \frac{\partial s}{\partial X} f_{i,s} Q_{1k} ds + 2n_7 B_T \sum_{k=1}^n \int_0^{L_T} f_{4,s} Q_k ds \\ & + n_7 \left( \sum_{k=1}^n H_k \int_0^{L_T} \frac{\partial s}{\partial X} f_{i,s}^2 r_k^2 ds + \sum_{k=1}^n (AE)_k \int_0^{L_T} Q_k^2 ds \right) + K_x (f_u^2(0) + f_u^2(L)), \end{aligned} \quad (4.2.2.24)$$

onde

$$D_{ij} = (AE)_K \text{ para todo } i \text{ e } j \text{ diferente de } 4,$$

$$D_{ij} = B_T \text{ para } i = 4 \text{ ou } j = 4, i \neq j,$$

$$D_{ij} = (GJ)_K \text{ para } i = j = 4,$$

$$f_{i,s} = \frac{\partial f_i}{\partial s}, \quad \beta_i = \frac{\partial x}{\partial s}, \quad \langle \beta_2, \beta_3 \rangle = \left\langle \frac{\partial y}{\partial s}, \frac{\partial z}{\partial s} \right\rangle, \quad \beta_4 = 1 \quad (4.2.2.25)$$

e

$$Q_K = \beta_3 Q_{1K} - \beta_2 Q_{2K}, \quad Q_{1k} \approx r_k \cos \theta_{k0} f_{4,s}, \quad Q_{2k} \approx r_k \sin \theta_{k0} f_{4,s}, \quad (4.2.2.26)$$

além disso,

$$\begin{aligned} n_2 = & \begin{cases} 1, & i = j = 4, \\ 0 & \text{outros valores} \end{cases} & n_3 = & \begin{cases} 1, & i = j = 1,2,3, \\ 0 & \text{outros valores} \end{cases} \\ n_4 = & \begin{cases} 1, & i \leq 3, j = 4, \\ 0 & \text{outros valores} \end{cases} & n_5 = & \begin{cases} 1, & i = 2, j = 4, \\ 0 & \text{outros valores} \end{cases} \\ n_6 = & \begin{cases} 1, & i = 3, j = 4, \\ 0 & \text{outros valores} \end{cases} & n_7 = & \begin{cases} 1, & i = j = 4, \\ 0 & \text{outros valores} \end{cases} \end{aligned} \quad (4.2.2.27)$$

Aqui,  $i = j = 1,2,3,4$ , representam  $i,j = u,v,w, \Theta$  por conveniência,  $H$  é a componente horizontal da tração estática no condutor,  $T$  e  $K_{ice}$  é a rigidez devida a excentricidade do gelo, dada por:

$$K_{ice} = \int_0^{L_T} \left( \int_{AT} \rho y dA \right) g f_{\Theta}^2 ds \quad (4.2.2.28)$$

$K_{xx}$  é a rigidez devida ao acoplamento estático do vão de interesse com os vãos adjacentes e isoladores. Será dado por:

$$K_{xx} = \sum_{i=1}^n \left( \frac{12(AE)_i H_i^3}{12LH_i^3 + (AE)_i p_{yi}^2 L_x^3} + \frac{p_{yi}L}{L_i} + \frac{W_i}{2L_i} \right) \quad (4.2.2.29)$$

$L_x$  é a distância horizontal entre as torres adjacentes,  $p_{yi}$  é a carga total por unidade de comprimento do condutor  $i$  onde  $W_i$  e  $L_i$  são o peso total e comprimento total do isolador, respectivamente.

### Cargas aerodinâmicas

Os elementos do vetor de cargas aerodinâmicas,  $\mathbf{F}$ , usados na equação (4.2.2.15) são

$$F_y = \frac{1}{2} \rho_{ar} U_z^2 d C_y \quad F_z = \frac{1}{2} \rho_{ar} U_z^2 d C_z \quad F_{\Theta} = \frac{1}{2} \rho_{ar} U_z^2 d^2 C_{\Theta} \quad (4.2.2.30)$$

onde

$$\begin{aligned} C_y &= f_{v\Theta} (A_{y1} \alpha' + A_{y2} \alpha'^2 + A_{y3} \alpha'^3), & C_z &= A_{z1} \alpha' + A_{z2} \alpha'^2 + A_{z3} \alpha'^3, \\ C_{\Theta} &= A_{\Theta1} \alpha' + A_{\Theta2} \alpha'^2 + A_{\Theta3} \alpha'^3, \end{aligned} \quad (4.2.2.31)$$

$$f_{v\Theta} = \frac{2}{L} \int_0^{L_T} f_v f_{\Theta} ds, \quad (4.2.2.32)$$

$$\alpha' = q_{\Theta} - \frac{d}{2U_z} \frac{d\phi_{\Theta}}{ds} - \frac{f_{v\Theta}}{U_z} \frac{d\phi_{\Theta}}{ds} = \alpha f_{\Theta} \quad e \quad (4.2.2.33)$$

$$A_{ij} = \int_0^L a_{ij} f_{\Theta}^{j+1} ds, \quad i = y, z, \Theta, \quad j = 1, 2, 3 \quad (4.2.2.34)$$

Os coeficientes aerodinâmicos,  $a_{ij}$ , são obtidos através de curvas experimentais, com carregamento quase-estático na vizinhança do perfil do condutor e uma torção inicial originada do momento que surge devido ao peso do gelo ter excentricidade em relação ao centro do condutor sem gelo. Os coeficientes de arrasto e sustentação,  $C_s$  e  $C_a$ , respectivamente, são dados por:

$$C_s = C_y \cos \alpha - C_z \sin \alpha \quad C_a = C_y \sin \alpha + C_z \cos \alpha. \quad (4.2.2.35)$$

### 4.2.3 Modelo de Movimento de Vão Completo

Equações de movimento linearizadas podem ser utilizadas para analisar-se a instabilidade de feixes de condutores devido a movimentos de corpo rígido. O modelo adotado por Brzozowski (1976) parte da equação de uma corda esticada para chegar as equações de movimento de um feixe de dois condutores dispostos lado a lado. O modelo do feixe possui três graus de liberdade, permitindo os movimentos na direção dos eixos  $x$  (horizontal),  $z$  (vertical) e em torno do eixo  $y$  (de torção), conforme mostrado na Figura 4.6. O modelo baseia-se nas seguintes simplificações:

1. As extremidades dos cabos são consideradas ancoradas, isto é, despreza-se a influência dos vãos adjacentes e isoladores;
2. A massa dos espaçadores é desprezada;
3. Admite-se que a flecha do feixe é pequena comparada com o comprimento do vão (inferior a  $1/8$ , que é o caso das linhas de transmissão de energia);
4. As oscilações do feixe envolvem pequenos deslocamentos ao redor da posição de equilíbrio.

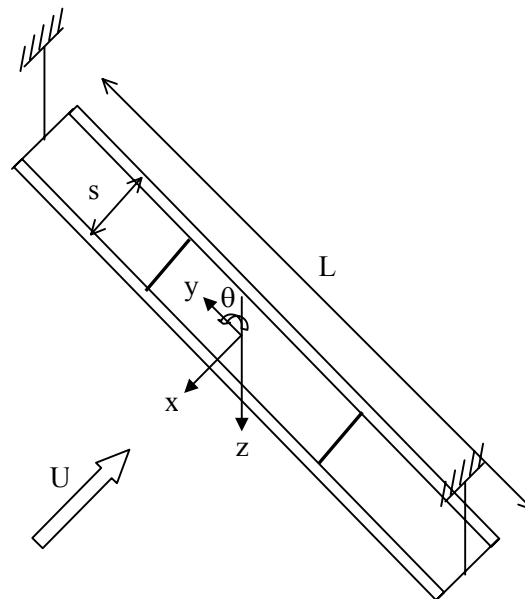


FIGURA 4.6: Geometria do feixe

Equação da corda esticada:

$$T \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} = m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \quad (4.2.3.1)$$

Para o feixe tem-se:



$$m \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} - \frac{\partial}{\partial y} \left[ T \frac{\partial x}{\partial y} \right] = F_x(x, z, \theta, \mathbf{x}, \mathbf{z}, \theta, V) \quad (4.2.3.2a)$$

$$m \frac{\partial^2 z}{\partial t^2} - \frac{\partial}{\partial y} \left[ T \frac{\partial z}{\partial y} \right] = mg + F_z(x, z, \theta, \mathbf{x}, \mathbf{z}, \theta, V) \quad (4.2.3.2b)$$

$$I \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} - \frac{\partial}{\partial y} \left[ \frac{1}{4} d^2 T \frac{\partial \theta}{\partial y} \right] = M_y(x, z, \theta, \mathbf{x}, \mathbf{z}, \theta, V) \quad (4.2.3.2c)$$

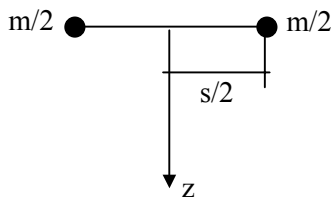
sendo,  $m$  = massa do feixe por unidade de comprimento

$T$  = tração no feixe

$I$  = momento de inércia do feixe

O momento de inércia é considerado constante por se considerar pequenos deslocamentos, conforme simplificação (4) citada anteriormente. O momento de inércia é a soma dos momentos de inércia de cada cabo que constitui o feixe em relação a uma base de referência. Esta base, para o caso presente, localiza-se no centro dos eixos coordenados.

$$I = \sum_1^n m_i r_i^2 \quad \text{sendo, } r_i = \text{distância à base de referência}$$



$$I = \frac{m}{2} \left( \frac{s}{2} \right)^2 + \frac{m}{2} \left( \frac{s}{2} \right)^2 = \frac{ms^2}{4}$$

Equações (4.2.3.3):

$$x = x_0(t) \cdot f_x(y) \quad (4.2.3.3a)$$

$$z = z_0(t) \cdot f_z(y) \quad (4.2.3.3b)$$

$$\theta = \theta_0(t) \cdot f_\theta(y) \quad (4.2.3.3c)$$

Então, derivando-se as equações (4.2.3.3) e substituindo-se nas equações (4.2.3.2), tem-se:

$$m \ddot{f}_x - (Tx_0 f'_x)' = F_x \quad (4.2.3.4a)$$

$$m \ddot{f}_z - (Tz_0 f'_z)' = mg + F_z \quad (4.2.3.4b)$$

$$\frac{1}{4} m s^2 \ddot{\theta}_0 - \left( \frac{1}{4} s^2 T \theta_0 f'_\theta \right)' = M_y \quad (4.2.3.4c)$$

Nas equações acima, os pontos referem-se a derivadas em relação ao tempo e aspas a derivadas em relação a  $y$ . Como as extremidades dos cabos estão ancoradas, para as coordenadas  $y=0$  e  $y=L$ , os deslocamentos deverão ser nulos. Desta forma, a variação espacial do deslocamento poderá ser do tipo:

$$f_x = f_z = f_\theta = \text{sen}\left(\frac{n\pi y}{L}\right) \quad (4.2.3.5)$$

Substituindo-se as equações (4.2.3.5) nas equações (4.2.3.4) e integrando-se ao longo do vão, tem-se:

$$\ddot{f}_x + \frac{Tx_0}{m} \left(\frac{n\pi}{L}\right)^2 = \frac{F_x}{m}(x, z, \theta, \dot{x}, \dot{z}, \dot{\theta}, V) \quad (4.2.3.6a)$$

$$\ddot{f}_z + \frac{Tz_0}{m} \left(\frac{n\pi}{L}\right)^2 = \frac{\pi g}{2} + \frac{F_z}{m}(x, z, \theta, \dot{x}, \dot{z}, \dot{\theta}, V) \quad (4.2.3.6b)$$

$$\ddot{\theta}_0 + \frac{T\theta_0}{m} \left(\frac{n\pi}{L}\right)^2 = \frac{4}{md^2} M_y(x, z, \theta, \dot{x}, \dot{z}, \dot{\theta}, V) \quad (4.2.3.6c)$$

Os coeficientes dos segundos termos nas equações (4.2.3.6) normalmente são associados com o quadrado da frequência natural da estrutura:

$$f_n = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad \text{e} \quad \omega_n = 2\pi f_n$$

tem-se:

$$\omega_n^2 = \left(\frac{n\pi}{L}\right)^2 \frac{T}{m} \quad (4.2.3.7)$$

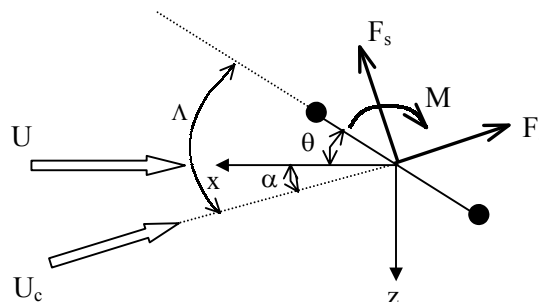


FIGURA 4.7: Cargas aerodinâmicas no feixe

Substituindo-se  $\omega_n^2$  nas equações (4.2.3.6) obtêm-se:

$$\ddot{x}_0 + \omega_x^2 x_0 = \frac{F_x}{m}(x, z, \theta, \dot{x}_0, \dot{z}_0, \dot{\theta}, U) \quad (4.2.3.8a)$$

$$\ddot{z}_0 + \omega_z^2 z_0 = \frac{\pi g}{2} + \frac{F_z}{m}(x, z, \theta, \dot{x}_0, \dot{z}_0, \dot{\theta}, U) \quad (4.2.3.8b)$$

$$\ddot{\theta}_0 + \omega_\theta^2 \theta_0 = \frac{4}{md^2} M_y(x, z, \theta, \dot{x}_0, \dot{z}_0, \dot{\theta}, U) \quad (4.2.3.8c)$$

Para a Figura 4.7 tem-se:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\dot{z}_0}{U + \dot{x}_0} \Rightarrow \alpha = \operatorname{arctg} \left( \frac{\dot{z}_0}{U + \dot{x}_0} \right)$$

A relação acima pode ser simplificada para:

$$\alpha = \frac{\dot{z}_0}{U} \quad (4.2.3.9)$$

sendo,  $\theta$  = ângulo de inclinação do feixe

$\alpha$  = ângulo de incidência do vento

$$\Lambda = \theta + \alpha$$

$$U_c = \left[ (U + \dot{x}_0)^2 + \dot{z}_0^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.2.3.10)$$

Desprezando-se os termos elevados ao quadrado, tem-se:

$$U_c = \left[ U^2 + 2U\dot{x}_0 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.2.3.11)$$

As forças aerodinâmicas são dadas por:

$$F_a = \frac{1}{2} \rho U_c^2 d C_a \quad (4.2.3.12a)$$

$$F_s = \frac{1}{2} \rho U_c^2 d C_s \quad (4.2.3.12b)$$

$$M = \frac{1}{2} \rho U_c^2 s d C_m \quad (4.2.3.12c)$$

sendo,  $d$  = diâmetro dos cabos que formam o feixe

$\rho$  = densidade atmosférica

$F_a$  = força de arrasto na direção do vento incidente

$F_s$  = força de sustentação normal ao vento incidente

$M$  = momento

Para ângulos  $\theta$  e  $\alpha$  pequenos, da Figura 4.7, obtém-se:

$$F_x = \frac{1}{2} \rho U_c^2 d (C_s \alpha - C_a) \quad (4.2.3.13a)$$

$$F_z = -\frac{1}{2} \rho U_c^2 d (C_s + C_a \alpha) \quad (4.2.3.13b)$$

$$M = \frac{1}{2} \rho U_c^2 s d C_m \quad (4.2.3.13c)$$

Através da expansão em séries de Taylor dos coeficientes aerodinâmicos,  $C_a$ ,  $C_s$  e  $C_m$ , em relação ao ângulo  $\alpha$  e ao redor da posição  $\theta$  inicial, obtém-se:

$$C_a = C_{a0} + C_{a,\alpha} \Lambda \quad (4.2.3.14a)$$

$$C_s = C_{s0} + C_{s,\alpha} \Lambda \quad (4.2.3.14b)$$

$$C_m = C_{m0} + C_{m,\alpha} \Lambda \quad (4.2.3.14c)$$

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

$$F_x = qd \left[ -C_{a0} - 2C_{a0} \left( \frac{\mathcal{R}_0}{U} \right) + (C_{s0} - C_{a,\alpha}) \left( \frac{\mathcal{R}_0}{U} \right) - C_{a,\alpha} \theta_0 \right] \quad (4.2.3.15a)$$

$$F_z = qd \left[ C_{s0} + 2C_{s0} \left( \frac{\mathcal{R}_0}{U} \right) + (C_{a0} + C_{s,\alpha}) \left( \frac{\mathcal{R}_0}{U} \right) + C_{s,\alpha} \theta_0 \right] \quad (4.2.3.15b)$$

$$M = qds \left[ C_{m0} + 2C_{m0} \left( \frac{\mathcal{R}_0}{U} \right) + C_{m,\alpha} \left( \frac{\mathcal{R}_0}{U} \right) + C_{m,\alpha} \theta_0 \right] \quad (4.2.3.15c)$$

sendo,  $q = \frac{1}{2} \rho U^2$

Substituindo-se as equações (4.2.3.15) nas equações (4.2.3.6), as equações do movimento tornam-se:

$$\ddot{x}_0 + 2 \left( \frac{qd}{mU} \right) C_{a0} \dot{x}_0 + \omega_x^2 x_0 - \left( \frac{qd}{mU} \right) (C_{s0} - C_{a,\alpha}) \dot{x}_0 + \left( \frac{qd}{m} \right) C_{a,\alpha} \theta_0 = - \left( \frac{qd}{m} \right) C_{a0} \quad (4.2.3.16a)$$

$$\ddot{z}_0 + \left( \frac{qd}{mU} \right) (C_{a0} + C_{s,\alpha}) \dot{x}_0 + \omega_z^2 z_0 + 2 \left( \frac{qd}{mU} \right) C_{s0} \dot{x}_0 + \left( \frac{qd}{m} \right) C_{s,\alpha} \theta_0 = \left( \frac{\pi}{2} \right) g - \left( \frac{qd}{m} \right) C_{s0} \quad (4.2.3.16b)$$

$$\ddot{\theta}_0 + \left[ \omega_\theta^2 - 4 \left( \frac{qd}{ms} \right) C_{m,\alpha} \right] \theta_0 - 8 \left( \frac{qd}{msU} \right) C_{m0} \dot{x}_0 - 4 \left( \frac{qd}{msU} \right) \dot{x}_0 = 4 \left( \frac{qd}{ms} \right) C_{m0} \quad (4.2.3.16c)$$

Para tornar as equações (4.2.3.16) adimensionais é conveniente adotar as seguintes relações:

$$\hat{x} = \frac{x_0}{s}, \quad \hat{z} = \frac{z_0}{s}, \quad \hat{\theta} = \theta_0, \quad \hat{\omega} = \frac{s}{U} \omega, \quad \mu = \frac{\rho ds}{2m}$$

Sendo  $D = \frac{d}{dt}$ , as equações do movimento do feixe podem ser escritas na forma de matriz como:

$$\begin{bmatrix} D^2 + 2\mu C_{a0} D + \hat{\omega}_x^2 & -\mu(C_{s0} - C_{a,\alpha}) D & \mu C_{a,\alpha} \\ 2\mu C_{s0} D & D^2 + \mu(C_{a0} + C_{s,\alpha}) D + \hat{\omega}_z^2 & \mu C_{s,\alpha} \\ -8\mu C_{m0} D & -4\mu C_{m,\alpha} D & D^2 + (\hat{\omega}_\theta^2 - 4\mu C_{m,\alpha}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{x} \\ \hat{z} \\ \hat{\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\mu C_{a0} \\ \left( \frac{\pi}{2} \right) \left( \frac{sg}{U^2} \right) - \mu C_{s0} \\ 4\mu C_{m0} \end{bmatrix}$$

Os coeficientes aerodinâmicos explícitos nas equações acima podem ser determinados através de ensaios em túnel de vento.

### Análise das Forças Aerodinâmicas consideradas no Modelo de Movimento de Vão Completo

As forças aerodinâmicas dadas pelas equações (4.2.3.15) do Modelo de Movimento de Vão Completo proposto por Brzozowski (1976) podem ser mostradas na forma a seguir, de forma a facilitar a análise.

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_z \\ M \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \rho d U_0^2 \begin{bmatrix} -C_a \\ C_s \\ sC_m \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \rho d U_0^2 \mathbf{A} \begin{bmatrix} x \\ z \\ \theta \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \rho d U_0^2 \mathbf{B} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} \quad (4.2.3.17)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -C_{a,\alpha} \\ 0 & 0 & C_{s,\alpha} \\ 0 & 0 & dC_{m,\alpha} \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad \mathbf{B} = \frac{1}{U_0} \begin{bmatrix} -2C_a & C_s - C_{a,\alpha} & 0 \\ 2C_s & C_D + C_{s,\alpha} & 0 \\ 2C_m d & dC_{m,\alpha} & 0 \end{bmatrix} \quad (4.2.3.18)$$

Nesta forma as equações podem ser comparadas com as apresentadas por Brito (1995). Neste trabalho, Brito desenvolve equações linearizadas para os esforços aerodinâmicos atuantes em um corpo flexível, são as equações (4.2.3.19). Estas dependem de coeficientes que caracterizam o escoamento na localização do corpo ( $\phi_x$ ,  $\phi_y$ ,  $\phi_{x,x}$ , etc.) e outros que dependem da forma da sua seção transversal ( $C_x$ ,  $C_{x,\alpha}$ ,  $C_y$ , etc.). Estes coeficientes aparecem nas matrizes **A** e **B**.

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ M \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \rho b U_0^2 \begin{bmatrix} C_a \\ C_s \\ C_m \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \rho b U_0^2 \mathbf{A} \begin{bmatrix} x \\ z \\ \theta \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \rho b U_0^2 \mathbf{B} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} \quad (4.2.3.19)$$

Riera e Brito (1998) determinam estas equações para o caso onde se despreza as vibrações por torção, ou seja, apenas são estudados os movimentos horizontais e verticais de oscilação. Nestas o escoamento é considerado uniforme ( $U=U_0$ ), bidimensional, com ângulo de incidência nulo ( $\overline{\alpha}_0 = 0$ ), e que o centro de corte coincide com o eixo baricêntrico do corpo. As forças de interação são determinadas para  $\phi_x=1$  e  $\phi_y=0$ . São elas:

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_z \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \rho d U_0^2 \begin{bmatrix} C_a \\ C_s \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \rho d U_0^2 \mathbf{B}' \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \end{bmatrix} \quad (4.2.3.20)$$

$$\mathbf{B}' = \frac{1}{U_0} \begin{bmatrix} -2C_a & -(C_s - C_{a,\alpha}) \\ 2C_s & -(C_a - C_{s,\alpha}) \end{bmatrix} \quad (4.2.3.21)$$

Para o caso de consideração dos três movimentos acoplados, movimento horizontal, vertical e de giro (torção), obtém-se para as matrizes **A** e **B**:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & C_{a,\alpha} \\ 0 & 0 & C_{s,\alpha} \\ 0 & 0 & dC_{m,\alpha} \end{bmatrix} \text{ e } \mathbf{B} = \frac{1}{U_0} \begin{bmatrix} -2C_a & -(C_s - C_{a,\alpha}) & U_0 C_{a,\theta} \\ 2C_s & -(C_s - C_{s,\alpha}) & U_0 C_{s,\theta} \\ -2dC_m & dC_{m,\alpha} & U_0 dC_{m,\theta} \end{bmatrix} \quad (4.2.3.22)$$

Comparando-se as matrizes  $\mathbf{A}$  e  $\mathbf{B}$  em (4.2.3.22), deduzidas a partir do trabalho de Riera e Brito, com as encontradas a partir da formulação de Brzozowski em (4.2.3.18), nota-se a falta de três termos na matriz  $\mathbf{B}$  em (4.2.3.18). Estes termos ( $B_{1,3}$ ,  $B_{2,3}$  e  $B_{3,3}$ ) representam as simplificações do Modelo de Vão Completo no estudo do comportamento de feixes, ou seja, no modelo proposto por Brzozowski não são considerados os coeficientes que dependem da velocidade angular do corpo. Neste trabalho será adotada esta simplificação. A análise mais completa das forças aerodinâmicas fica como proposta para futuros trabalhos.

As diferenças de sinais entre alguns termos das matrizes  $\mathbf{A}$  e  $\mathbf{B}$  em (4.2.3.22) e em (4.2.3.18) são consequência da adoção de eixos em sentidos diferentes para dedução matemática.

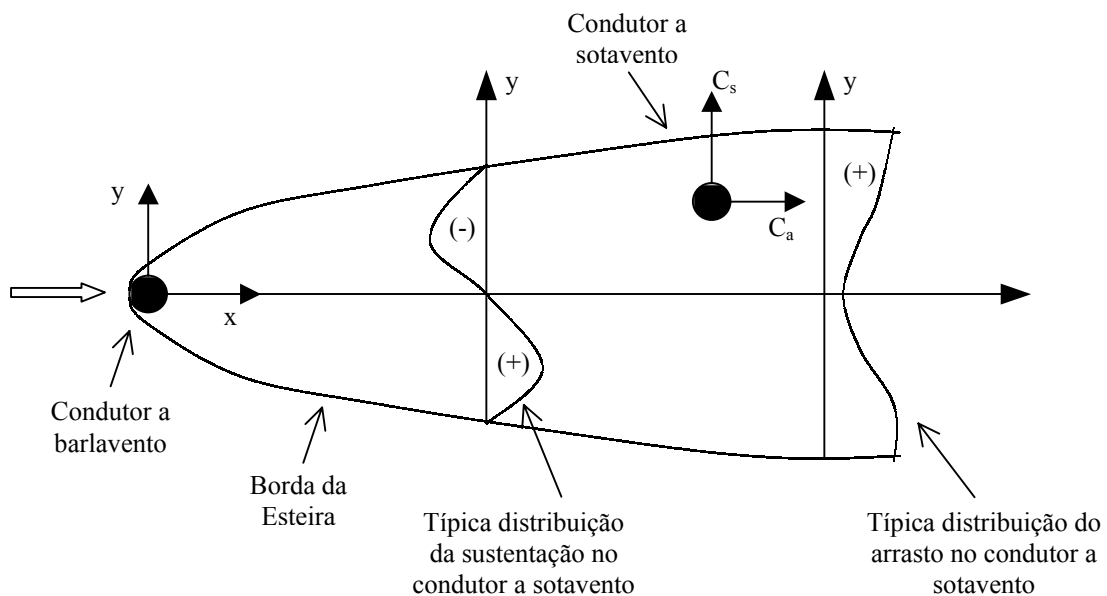
### 4.3 Modelos Experimentais

Condutores em feixes são dispostos de tal forma que alguns condutores sofrem a incidência direta do vento e outros ficam posicionados nas suas esteiras. Desta forma, a força média exercida sobre os condutores a barlavento será apenas o arrasto, porém nos condutores a sotavento atuarão forças de arrasto e sustentação que provocarão um movimento em forma de elipses destes últimos.

Quando os condutores a sotavento se movimentam, transmitem forças para o condutor a barlavento através dos espaçadores e outros dispositivos. O condutor a barlavento, no entanto, poderá se mover com frequência e amplitudes diferentes dos condutores a sotavento complicando o mecanismo de forças aerodinâmicas e mecânicas que agem no feixe.

Estas forças são funções de inúmeros fatores, como mencionados na seção 3. Devido à complexidade do problema há grandes dificuldades em tratá-lo analiticamente ou com modelos de escala reduzida. Assim, utilizam-se modelos experimentais simplificados que consideram muitas das características fundamentais da linha completa e procura-se compreender o mecanismo de ocorrência de instabilidade, validando as teorias assumidas na análise.

A fim de compreender as complexas forças aerodinâmicas causadas pela esteira de um condutor a barlavento sobre um condutor a sotavento, considera-se inicialmente um feixe de apenas dois condutores dispostos lado-a-lado horizontalmente. A variação dos coeficientes de arrasto e sustentação com a posição do sub-condutor na esteira é mostrada na Figura 4.8. Nesta figura nota-se que a força de arrasto é geralmente máxima na borda da esteira e decresce para um valor mínimo no centro da esteira. A força de sustentação é sempre direcionada para dentro da esteira, em direção a linha central, e cresce a partir de zero na borda da esteira para um máximo entre a borda da esteira e a linha central, então retorna ao valor zero na linha central.



**FIGURA 4.8: Forças aerodinâmicas sobre um condutor imerso na esteira de outro (Scalan, 1972)**

O coeficiente de arrasto não é constante com a velocidade de escoamento. Além destes, ainda há outros fatores que tornam o problema de prever oscilações induzidas pela esteira muito complexo. Entre eles está o efeito da rugosidade dos cabos, onde o número e a forma dos fios enrolados helicoidalmente influenciam o movimento do condutor, também originando as forças de sustentação.

Basicamente desenvolvem-se dois tipos de ensaios em túneis de vento, os chamados estáticos e os dinâmicos. Estes são descritos nos itens seguintes.

#### 4.3.1 Ensaios Estáticos



Ensaio estático em túnel de vento são normalmente realizados com o propósito de obter-se dados de tipos específicos de condutores e configurações de feixes de condutores. Posteriormente, estes dados podem ser utilizados na análise teórica da oscilação do sub-condutor a fim de prever-se a estabilidade do mesmo.

Os dados necessários para a análise da oscilação do sub-condutor são aqueles que formam as matrizes de rigidez e amortecimento aerodinâmicos. A matriz de rigidez aerodinâmica representa a modificação das forças de arrasto e sustentação atuantes no condutor devido a mudanças do deslocamento vertical e horizontal de um dos condutores. Os elementos desta matriz contêm as derivadas dos coeficientes de arrasto e sustentação em relação ao deslocamento de cada condutor nas direções horizontal e vertical. Da mesma forma, os elementos da matriz de amortecimento aerodinâmico contêm as derivadas dos coeficientes aerodinâmicos em relação a correspondente direção da velocidade do condutor.

As matrizes citadas anteriormente serão de dimensão  $4n^2$  elementos, sendo  $n$  o número de condutores do feixe. Para deixar o problema mais tratável, geralmente são feitas algumas simplificações.

Os coeficientes aerodinâmicos e suas derivadas, obtidos destes ensaios devem ser determinados como funções da posição do condutor de sotavento em relação ao de barlavento e da velocidade do vento.

Estes termos são obtidos de ensaios em túnel de vento que utilizam seções curtas dos condutores em escala da estrutura real ou escala de modelo. As seções a barlavento são montadas rigidamente, fixas em placas que tornam o escoamento bidimensional. São medidas as forças atuantes nas seções a sotavento, geralmente, através de balanças de forças (células de cargas).

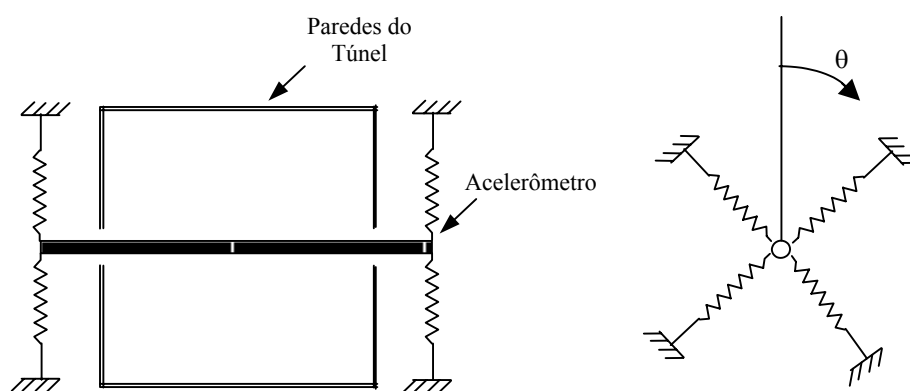
A maneira que tem sido adotada para determinar as derivadas em relação ao deslocamento horizontal e vertical consiste em mover o condutor de sotavento para uma posição um pouco acima da sua posição original no modelo e medir as modificações nos valores de arrasto e sustentação. As derivadas em relação às velocidades do vento são obtidas através da apresentação gráfica dos coeficientes em função da velocidade. Finalmente, as derivadas em relação aos ângulos de incidência são obtidas através da medição das modificações do arrasto e sustentação quando o ângulo de incidência do vento em relação ao condutor de sotavento é levemente alterado.

#### 4.3.2 Ensaio Dinâmico

Ensaio dinâmico em túnel de vento são, geralmente, realizados com o propósito de obter-se informações sobre os mecanismos que causam oscilação do sub-condutor. Neste tipo de ensaio o modelo simula o comportamento dinâmico do sub-vão de uma estrutura real.

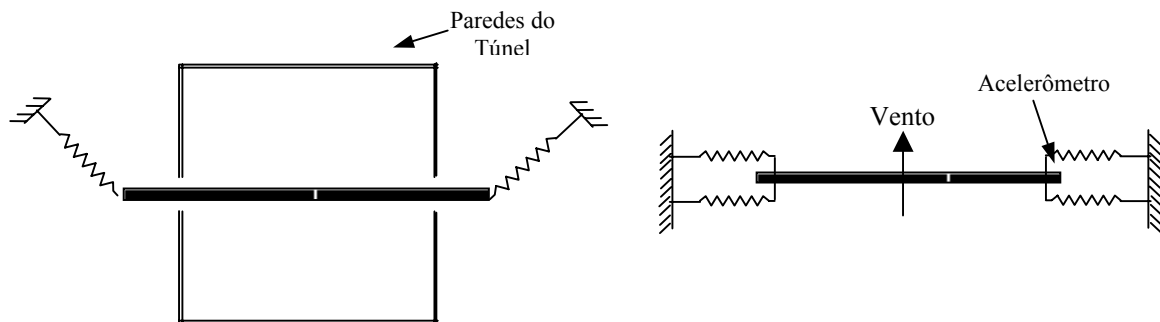
O método mais utilizado é o que adota modelagem bidimensional. O modelo é composto por condutores rígidos de pequeno comprimento com a forma e peso da estrutura real. As propriedades elásticas do sistema de sub-vão são simuladas por um sistema de suspensão de molas instaladas nas extremidades de cada condutor. Estudos realizados com um condutor a barlavento sob um sistema dinâmico (suspenso com molas), mostraram que este sofre movimentos muito pequenos que não afetam significativamente o condutor a sotavento. Sendo assim, nos ensaios, normalmente, fixa-se o condutor de barlavento e deixa-se somente o condutor de sotavento montado sob um sistema de suspensão.

O sistema de molas nas extremidades do condutor de sotavento pode ser disposto ortogonalmente ou em forma de cruz, como mostrado na Figura 4.9. Nestes ensaios, o modelo fica restrito ao movimento vertical e ao de torção, sendo que as correspondentes frequências naturais podem ser ajustadas pela adição de massa ou modificação da constante de rigidez das molas do sistema de suspensão (ajuste dos comprimentos livres das molas). Neste sistema ainda há a possibilidade de girar-se o sistema de suspensão de molas ortogonais sob o eixo do condutor de um ângulo  $\theta$ , independentemente da rotação  $\alpha$  do próprio feixe. Desta maneira, pode-se simular o efeito da catenária do sub-vão da estrutura real.



**FIGURA 4.9: Sistema de suspensão de molas ortogonais nas extremidades do condutor (Watts, J. and Ko, R., 1973)**

Alguns autores utilizam um sistema de suspensão de molas tensionadas axialmente, conforme Figura 4.10. Este tipo de suspensão possibilita a aplicação de uma tração no sub-vão que controla a flecha do condutor, além das freqüências naturais nas duas direções de movimento.



**FIGURA 4.10: Sistema de suspensão de molas tensionadas axialmente (Watts, J. and Ko, R., 1973)**

Os resultados destes tipos de ensaios mostram as regiões de instabilidade do condutor de sotavento para diferentes velocidades, ângulos de rotação axial e freqüências naturais do modelo.

Os resultados mostram também que para uma dada configuração de um feixe de condutores, a velocidade crítica, ou seja, para qual surgem oscilações do sub-condutor, cresce proporcionalmente com as freqüências naturais do sub-vão.

A complicação existente na análise destes tipos de ensaios descritos está na dificuldade de extrapolar-se diretamente os resultados obtidos nos ensaios para as condições de campo devido à característica bidimensional do escoamento.

## 5 Programa Experimental

### 5.1 Projeto Experimental

O programa experimental apresentado neste trabalho foi dividido em três etapas:

1ª Etapa: Determinação de coeficientes de pressões médias variando velocidade e turbulência de escoamento com utilização de tubos de alumínio lisos 19 e 25mm de diâmetro;

2ª Etapa: Determinação dos coeficientes de arrasto, através de ensaio estático com balança de força, variando velocidade e turbulência dos escoamento com utilização de tubos de alumínio lisos de 19 e 25 de diâmetro e condutor tipo Rook;

3ª Etapa: Determinação dos coeficientes de arrasto, sustentação e momento para feixes de tubos lisos de 25mm de diâmetro e feixes de condutores tipo Rook, através de ensaio estático com balança de força, variando velocidade e turbulência de escoamento, espaçamento entre condutores e número de condutores por feixe.

#### 5.1.1 Túnel de Vento e Condições do Escoamento

Os experimentos foram conduzidos no túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann da UFRGS. Esse túnel, esquematicamente mostrado na Figura 5.1, é de retorno fechado e dispõe de três mesas giratórias, para fixação dos modelos, na sua câmara de ensaios. A seção transversal do túnel na posição onde o modelo foi submetido aos ensaios (mesa giratória M-I), mede 1240mm de largura por 900mm de altura. Maiores detalhes sobre as características e desempenho do túnel de vento podem ser encontrados em Blessmann (1990).

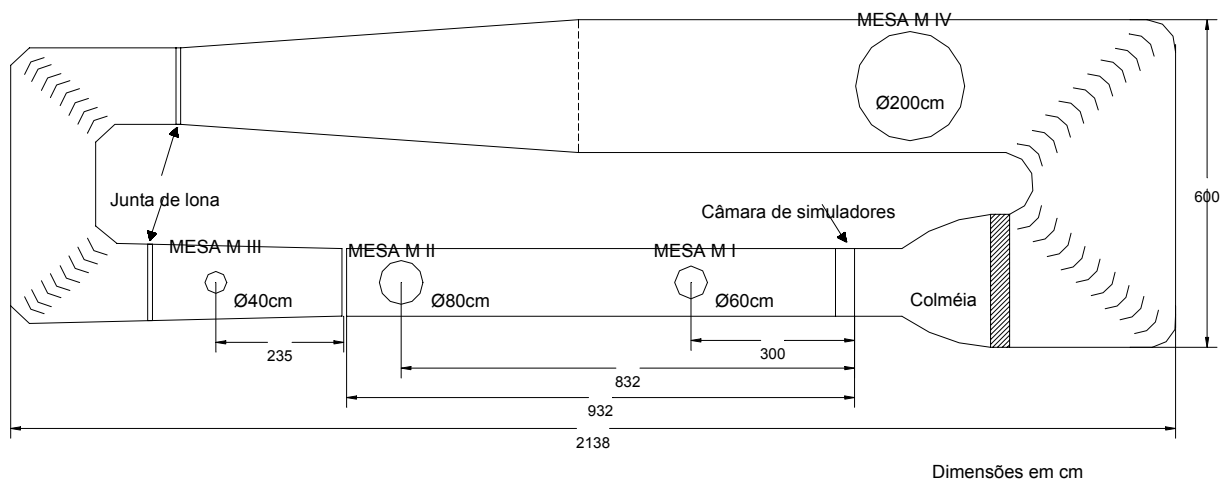
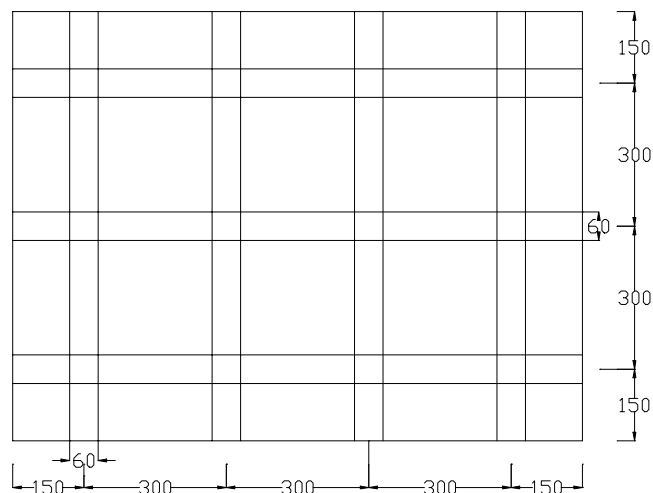


FIGURA 5.1: Circuito Aerodinâmico do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann, da UFRGS

Os ensaios no túnel de vento foram feitos sob escoamento suave e turbulento. No caso de escoamento suave, a intensidade longitudinal da turbulência na mesa giratória M-I, onde foram realizados os ensaios, é de aproximadamente 0,5%. No caso de escoamento turbulento, foi utilizada uma grelha plana de malha uniforme para gerar a turbulência, cujas dimensões estão indicadas na Figura 5.2. A grelha foi colocada na câmara de simuladores a uma distância de 2660mm do eixo do modelo (Gaveta 01). As características do escoamento uniforme e turbulento gerado pela grelha, no eixo do túnel na altura da mesa M-I, são as seguintes:

- a) intensidade da componente longitudinal da turbulência: 10,5%;
- b) escala da componente longitudinal da turbulência: 60mm;



**FIGURA 5.2: Dimensões da grelha plana (em mm)**

Para a medição ou determinação da velocidade do vento no túnel, foram utilizados um micromanômetro do tipo “Betz”, um termômetro e um barômetro. Esses equipamentos forneciam, respectivamente, a queda de pressão,  $\Delta p_a$  (em mm de água), que ocorre entre duas seções específicas do túnel (anéis piezométricos do convergente), a temperatura do ar no interior do túnel e a pressão atmosférica. Uma vez conhecidos esses valores, a velocidade do vento e o número de Reynolds,  $R_e$ , podem ser calculados através das seguintes expressões:

$$\rho = 0,04736 * \left( \frac{p_a}{T_K} \right) \quad \left( \frac{\text{kgfs}^2}{\text{m}^4} \right) \quad (5.1.1.1)$$

$$V_0 = \left[ 2 * k_0 * \left( \frac{\Delta p_a}{\rho} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad \left( \frac{m}{s} \right) \quad (5.1.1.2)$$

$$\nu = (13 + 0,1 * T_C) * 10^{-6} \quad \left( \frac{m^2}{s} \right) \quad (5.1.1.3)$$

$$R_e = V_0 * \frac{D}{\nu} \quad (adimensional) \quad (5.1.1.4)$$

onde  $\rho$  é a massa específica do ar,  $p_a$  é a pressão atmosférica (em mmHg),  $T_K$  e  $T_C$  são respectivamente as temperaturas em Kelvin e em graus Celsius do ar,  $\nu$  é a viscosidade cinemática do ar,  $D$  é a altura do túnel e  $k_0$  é uma constante experimental do túnel, determinada de modo a servir de referência no cálculo da velocidade.

O túnel de vento possui um motor de 100cv e um sistema de aletas que controlam a velocidade do vento. Para o túnel vazio a velocidade do vento varia de aproximadamente 7m/s a 42m/s, respectivamente, quando as aletas estão totalmente fechadas ou abertas.

### 5.1.2 Características dos Modelos Utilizados

Tubos de alumínio – tubos lisos de 19 e 25mm de diâmetro externo.

Condutor Rook (ACSR 24/7) – cabo formado por núcleo com 7 fios de aço, camada posterior de 10 fios de alumínio e camada externa de 14 fios de alumínio. Informações técnicas dadas na Tabela 5.1.

**TABELA 5.1: Informações sobre o cabo experimentado**

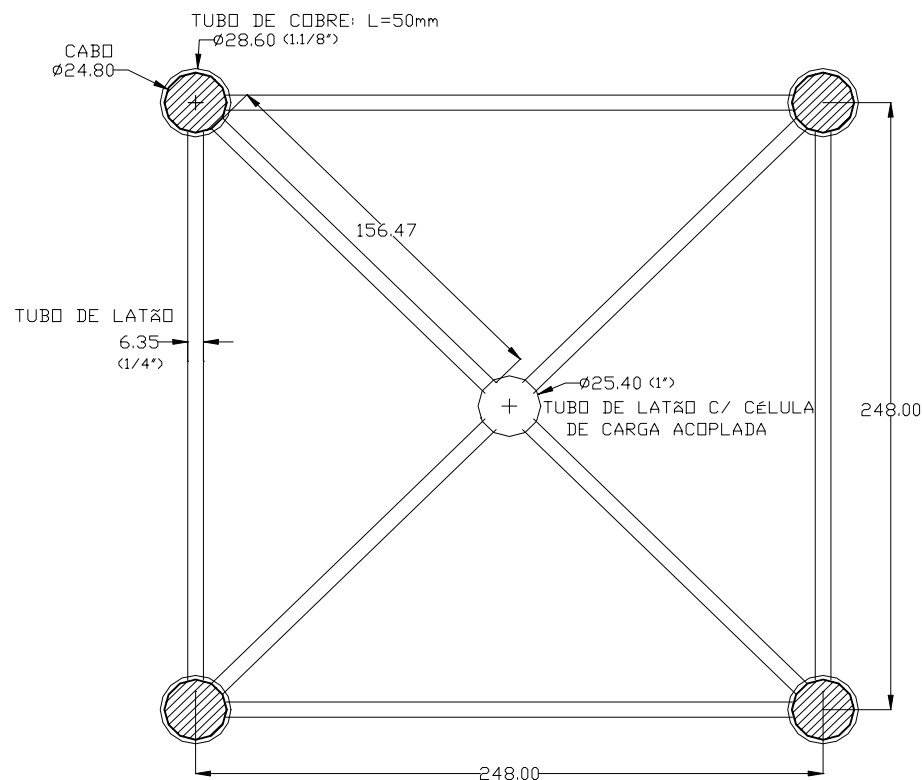
$d$	diâmetro externo	24,8 mm
$A$	área total da seção transversal	340,25 mm <sup>2</sup>
$\rho_m$	peso por unidade de comprimento	1,195 kgf/m
$T_{nr}$	tração nominal de ruptura	10080,0 kgf
$E$	módulo de elasticidade	7294,64 kgf/mm <sup>2</sup>
$\alpha_t$	coeficiente de dilatação térmica	18,75•10 <sup>-6</sup> 1/°C

Como medida para redução do peso do condutor Rook foram retirados os fios internos (cabo de aço e fios mais internos de alumínio), deixando apenas a parede externa formada por fios de alumínio, mantendo suas dimensões e rugosidade, que são as propriedades do cabo

que interferem no estudo. Internamente foi feito um revestimento com papel plastificado a fim de impedir que eles se tornassem mais permeáveis que na condição anterior.

Modelos de cabo e tubos isolados – um modelo foi construído com um cabo Rook e outro com tubo de alumínio, ambos de comprimento de 1,20m e fixos nas extremidades por placa de acrílico circular chanfrada na borda externa para garantir o escoamento bidimensional e soldados a um cilindro de latão nas extremidades para fixação no pórtico de sustentação. Essas placas tinham as bordas chanfradas de modo a reduzir o desprendimento de vórtices.

Modelos de feixes – um modelo foi construído com tubos de alumínio e outros seis com cabos Rook, todos de comprimento de 1,20m, presos nas extremidades por estruturas metálicas leve coladas em placas terminais de acrílico chanfradas para garantir o escoamento bidimensional (Figura 5.3). Um cilindro maciço de latão foi soldado no centro de cada estrutura de suporte, a fim de permitir que o modelo fosse fixado ao pórtico de sustentação.



**FIGURA 5.3: Desenho da estrutura de suporte para sustentação dos cabos em cada uma das extremidades do túnel**

Sistema de fixação no túnel – Os modelos foram sempre colocados horizontalmente no túnel de vento e encaixados, através de suas extremidades, a células de cargas fixas ao pórtico de sustentação. Este foi feito com perfis de aço de seção transversal U de 4,75x50x120x50mm. O pórtico é composto de 2 pilares com rodízios e de uma viga, envolvendo o túnel na altura da câmara de ensaios. As suas frequências naturais são de 20Hz tanto no sentido longitudinal quanto no transversal. O pórtico foi projetado e utilizado no trabalho de Brito (1995).

Sistema de medição – Na 1<sup>a</sup> etapa, utilizou-se um micromanômetro tipo “Bétz” para realizar medições dos coeficientes de pressão ao longo de uma seção do modelo.

Na 2<sup>a</sup> e 3<sup>a</sup> etapas utilizaram-se duas células de carga com extensômetros, onde em uma delas mede-se diretamente as forças de arrasto e de sustentação e na outra os momentos de torção.

Uma das células de carga é constituída de um cilindro oco e de um tubo de aço. O tubo está rosqueado a uma das extremidades do cilindro, enquanto que na outra é preso um rolamento. No tubo há quatro extensômetros elétricos colados, diametralmente opostos, a uma distância de 142mm do rolamento. A célula é fixada ao pórtico de sustentação, de tal modo que os pares de extensômetros fiquem nas posições horizontal e vertical.

Na outra extremidade há um sistema de dois cilindros concêntricos, unidos por meio de três lâminas flexíveis de aço que formam entre si um ângulo de 120°. Essas lâminas, que só se deformam à flexão, são engastadas no cilindro central e apoiadas em entalhes no cilindro periférico. Dois pares de extensômetros elétricos estão colados em duas dessas lâminas, com o intuito de fazer duas medições independentes de deformação dessas barras. O sistema todo é então apoiado sobre cinco rolamentos que foram fixos ao pórtico de sustentação.

Quando o modelo é submetido ao escoamento de ar do túnel este sofre a ação das forças aerodinâmicas que são transmitidas às células de carga e registradas simultaneamente para cada velocidade do vento estudada. Em cada uma delas o par de extensômetros na posição vertical e horizontal vão medir a força de arrasto e de sustentação. Na outra extremidade os pares de extensômetros, existentes em duas das barras flexíveis, mede o momento aerodinâmico.

Os pares de extensômetros elétricos foram ligados em meia ponte e conectados a quatro pontes de Wheatstone distintas. Duas delas, as que mediam o arrasto e a sustentação eram (Bridge Amplifier & Meter) da marca Vishay Instruments Inc, e modelo BAM-1, sendo as outras duas (Indicadores Digitais de Deformações) da Transdutec modelo TMDE.



Em virtude da variação do sinal ser pequena, pois os esforços aerodinâmicos para o modelo são de pequena magnitude, foi necessário utilizar amplificadores nas saídas das quatro pontes. Quatro amplificadores Hewlett Packard foram empregados sendo dois de modelo 17401 A e dois de modelo 8875 A.

Após a saída dos amplificadores, cada um dos três canais foi ligado a um potenciômetro que teve como função equilibrar as pontes de Wheatstone. Depois disso, os canais foram ligados a voltímetros que forneceram as leituras durante o ensaio. Os equipamentos utilizados durante os ensaios aparecem na Figura 5.4.



**FIGURA 5.4:** Equipamento utilizado durante a realização dos experimentos

A cada modelo instalado no túnel de vento é feita uma calibração, que associa os sinais de saída obtidos nos voltímetros com as forças aerodinâmicas aplicadas ao modelo. Detalhes desse procedimento estão no Anexo 2.

### **5.1.3 Desenvolvimento dos Ensaio**

#### 1ª Etapa – Coeficientes de Pressão Média

Inicialmente foram realizados ensaios que objetivam a caracterização da curva de coeficientes de arrasto versus número de Reynolds para um tubo liso. Esperou-se com isso criar meios de análise para a futura identificação dos regimes de escoamento que seriam alcançados nos ensaios com o cabo Rook. Assim, um cabo liso e isolado ora de diâmetro aproximadamente equivalente ao circunscrito ao cabo Rook (24,8mm) e ora de diâmetro equivalente ao cabo Rook com a retirada da rugosidade (19mm) foi ensaiado para diferentes condições de velocidade e turbulência do vento. Estes cabos lisos foram instrumentados com tomadas de pressão na seção central do cilindro, ou seja, a 600mm das extremidades. Isto permitiu a caracterização da distribuição de pressões ao redor de sua seção transversal e conseqüentemente a posterior identificação do regime correspondente após análise dos resultados.

Durante o ensaio o modelo foi girado de 10 em 10 graus para obter-se a distribuição de pressões ao redor de sua seção transversal. Os ensaios realizados estão descritos na Tabela 5.2.

**TABELA 5.2: Parâmetros de ensaio dos experimentos da 1ª Etapa**

Modelo	Nº de Reynolds	Velocidade (m/s)	Condições de Escoamento
cabo liso de $\phi = 25\text{mm}$	2,9 E+04	16,5	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
cabo liso de $\phi = 25\text{mm}$	6,7 E+04	38,5	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
cabo liso de $\phi = 25\text{mm}$	4,3 E+04	24,6	Turbulento ( $I_1=11\%$ )
cabo liso de $\phi = 19\text{mm}$	5,2 E+04	39,0	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
cabo liso de $\phi = 19\text{mm}$	3,3 E+04	24,8	Turbulento ( $I_1=11\%$ )

### 2ª Etapa – Coeficientes de Arrasto em Cabos Isolados

Para o modelo composto de um cabo liso e para o de um cabo Rook isolado foram medidas as forças de arrasto geradas por um escoamento de diversas velocidades e para as condições suave e turbulento. Os ensaios estão descritos na Tabela: 5.3. A Figura 5.5 apresenta a foto de um dos modelos ensaiados.

**TABELA 5.3: Parâmetros de ensaio dos experimentos da 2ª Etapa**

Modelo	Faixa de Nº de Reynolds	Faixa Velocidade (m/s)	Condições de Escoamento
cabo liso de $\phi = 25\text{mm}$	3,17 E+04 a 6,73 E+04	18,1 a 38,5	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
cabo Rook $\phi = 24.8\text{mm}$	3,14 E+04 a 6,67 E+04	18,1 a 38,4	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
cabo Rook $\phi = 24.8\text{mm}$	2,38 E+04 a 4,34 E+04	13,7 a 25,0	Turbulento ( $I_1=11\%$ )



**FIGURA 5.5: Modelo composto de um cabo liso de 25mm de diâmetro**

### 3ª Etapa – Coeficientes Aerodinâmicos de Feixes de Cabos

As medições para as diferentes configurações de feixes estudadas foram realizadas para diferentes velocidades de escoamento, variando-se o ângulo de incidência do vento (girando-se o conjunto de  $0^\circ$  a  $-45^\circ$ , ver Figura 5.6) e para as condições de escoamento suave e turbulento. A Tabela 5.4 apresenta resumidamente os parâmetros adotados em cada ensaio. A Figura 5.7 apresenta a foto de um dos modelos ensaiados.

**TABELA 5.4: Parâmetros de ensaio dos experimentos da 3ª Etapa**

<b>Configuração</b>	<b>Espaçamento entre cabos</b>	<b>Nº de Reynolds</b>	<b>Velocidades (m/s)</b>	<b>Condições de Escoamento</b>
feixe de 04 cabos Rook	10 diâmetros (248,0mm)	3,9 E+04 e 5,5 E+04	22,5 e 31,5	Suave ( $I_I = 0,5\%$ )
feixe de 04 cabos Rook	10 diâmetros (248,0mm)	3,0 E+04 e 4,2 E+04	17,0 e 24,0	Turbulento ( $I_I = 11\%$ )
feixe de 02 cabos Rook	14 diâmetros (347,2mm)	4,0 E+04 e 5,5 E+04	23,0 e 32,0	Suave ( $I_I = 0,5\%$ )
feixe de 02 cabos Rook	14 diâmetros (347,2mm)	3,0 E+04 e 4,3 E+04	17,0 e 25,0	Turbulento ( $I_I = 11\%$ )
feixe de 04 cabos Rook	14 diâmetros (347,2mm)	4,0 E+04 e 5,5 E+04	23,0 e 32,0	Suave ( $I_I = 0,5\%$ )
feixe de 04	14 diâmetros	2,9 E+04 e	17,0 e 23,5	Turbulento

cabos Rook	(347,2mm)	4,1 E+04		( $I_1=11\%$ )
feixe de 02 cabos Rook	18 diâmetros (446,4mm)	4,0 E+04 e 5,5 E+04	23,0 e 32,0	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
feixe de 02 cabos Rook	18 diâmetros (446,4mm)	3,1 E+04 e 4,3 E+04	18,0 e 24,5	Turbulento ( $I_1=11\%$ )
feixe de 04 cabos Rook	18 diâmetros (446,4mm)	3,9 E+04 e 5,5 E+04	22,5 e 31,5	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
feixe de 04 cabos Rook	18 diâmetros (446,4mm)	3,0 E+04 e 4,3 E+04	17,0 e 24,5	Turbulento ( $I_1=11\%$ )
feixe de 02 cabos Rook	22 diâmetros (545,6mm)	4,1 E+04 e 5,6 E+04	23,0 e 32,0	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
feixe de 02 cabos Rook	22 diâmetros (545,6mm)	3,0 E+04 e 4,3 E+04	17,0 e 25,0	Turbulento ( $I_1=11\%$ )
feixe de 04 cabos lisos	10 diâmetros (248,0mm)	4,0 E+04 e 5,6 E+04	22,5 e 32,0	Suave ( $I_1=0,5\%$ )
feixe de 04 cabos lisos	10 diâmetros (248,0mm)	3,0 E+04 e 4,2 E+04	17,0 e 24,5	Turbulento ( $I_1=11\%$ )

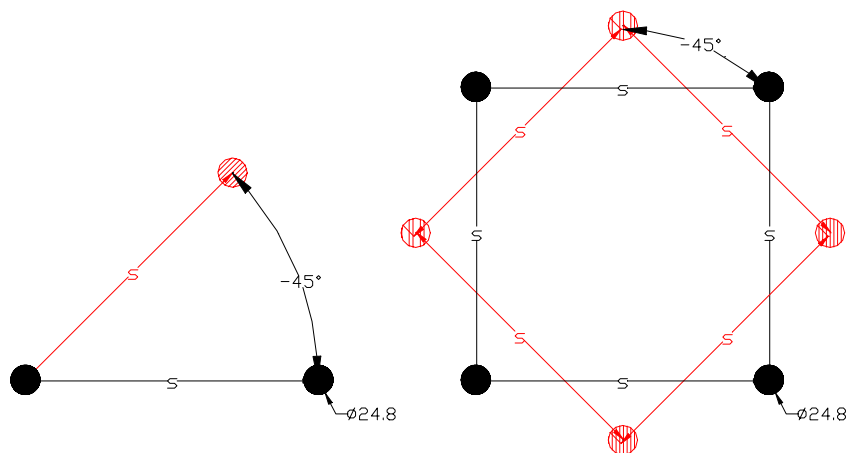


FIGURA 5.6: Modelos de feixes ensaiados, giros de  $0^\circ$  a  $-45^\circ$



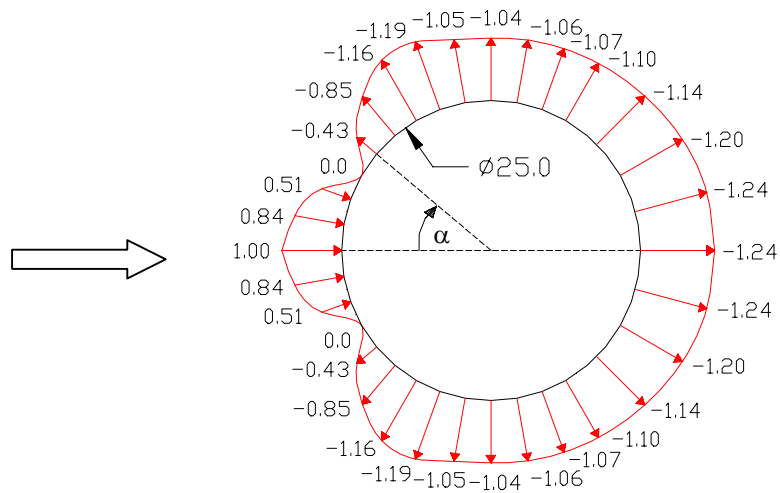
**FIGURA 5.7: Modelo composto de um feixe de 04 cabos Rook com espaçamento de 10 diâmetros entre cabos**

## **5.2 Análise dos Resultados Experimentais**

Nesta seção são apresentadas as curvas obtidas nas três etapas experimentais e discutidos os resultados. Nas figuras a seguir aparecem não apenas as curvas referentes aos ensaios realizados neste trabalho, mas também aquelas que puderam ser coletadas da literatura.

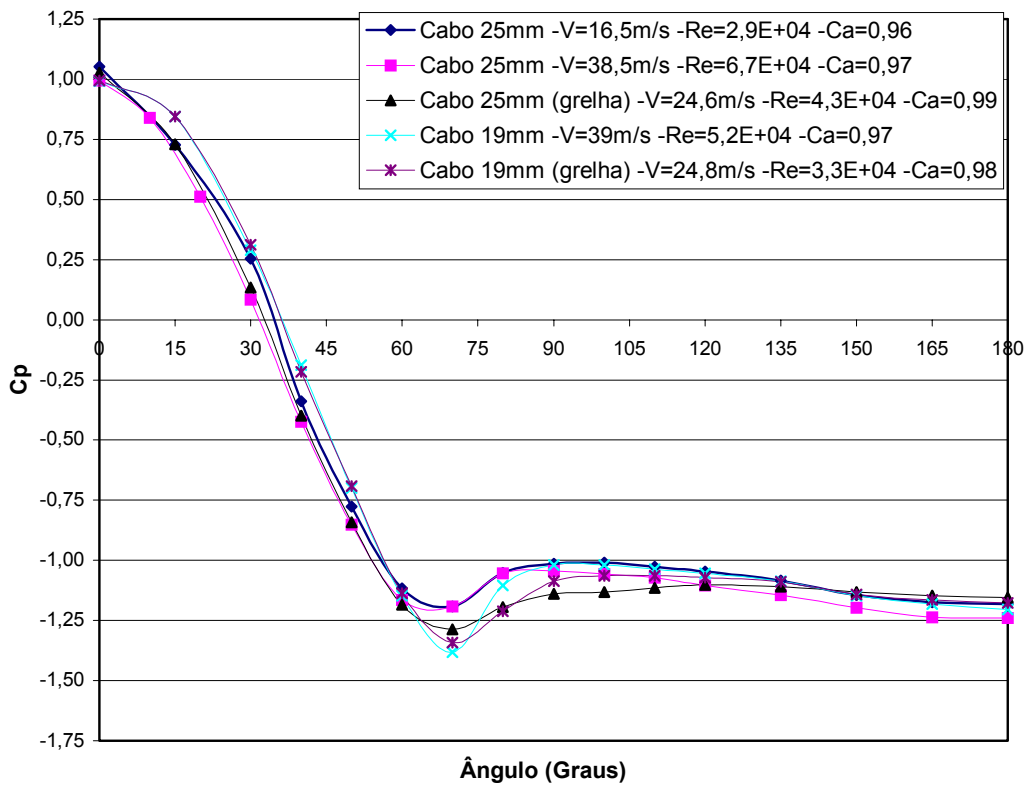
### **5.2.1 Coeficientes de Pressões Médias: 1ª Etapa**

Na Figura 5.8 é apresentada a curva de distribuição de pressões para o cabo de 25mm imerso em escoamento de velocidade de 38,5m/s ( $R_e = 6,7E+04$ ). Esta curva, apresentada na forma de gráfico polar, mostra claramente as regiões de sobrepressões (positivas) e de sucções (negativas) ao longo de uma seção do cabo.



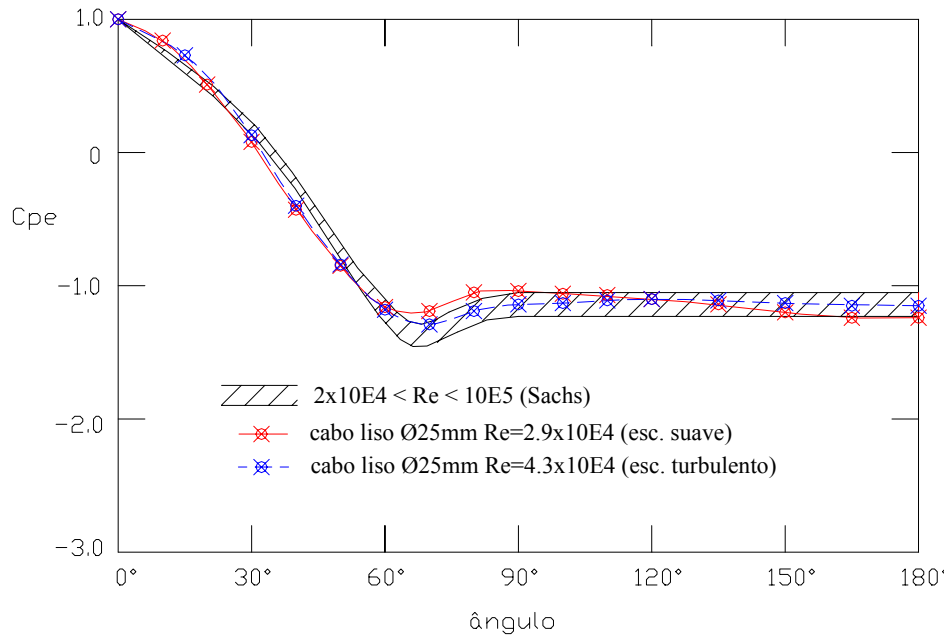
**FIGURA 5.8: Distribuição das pressões no cabo de 25mm na velocidade de 38m/s**

A distribuição das pressões ao longo dos cabos lisos experimentados em túnel de vento, para diferentes situações de turbulência e velocidade do escoamento, é apresentada na Figura 5.9. Devido a presença da simetria em relação ao eixo horizontal do cabo, os valores dos coeficientes de pressões são apresentados apenas para a faixa de  $0^\circ$  a  $180^\circ$ .



**FIGURA 5.9: Distribuição das pressões nos cabos lisos experimentados**

Sachs (1978) apresenta na Figura 5.10 a distribuição das pressões em cilindros longos e lisos. Quando comparados os resultados deste trabalho com a curva de Sachs para a faixa de  $2 \times 10^4 < Re < 10^5$ , nota-se a grande proximidade destas curvas.



**FIGURA 5.10: Distribuição das pressões em cilindros circulares longos lisos (comparação com os resultados de Sachs)**

Os coeficientes de arrasto podem ser determinados a partir dos valores conhecidos de coeficientes de pressão, através da equação:

$$C_a = \frac{\Delta\alpha}{2} \sum_{i=1}^{36} C_{pei} \cos(\alpha_i) \quad (5.2.1.1)$$

O ângulo  $\alpha$  varia conforme medição experimental do coeficiente de pressão, ou seja, de 10 em 10 graus.

Os coeficientes de arrasto determinados dessa maneira estão apresentados na Tabela 5.5.

$\phi$ Cabo Liso	U (m/s)	Nº de Reynolds	$C_a$
25 mm	16,5	2,9 E+04	0,96
25 mm	38,5	6,7 E+04	0,97
25 mm	24,6	4,3 E+04	0,99
19 mm	39,0	5,2 E+04	0,97
19 mm	24,8	3,3 E+04	0,98

**TABELA 5.5: Coeficientes de arrasto determinados a partir dos coeficientes de pressão**

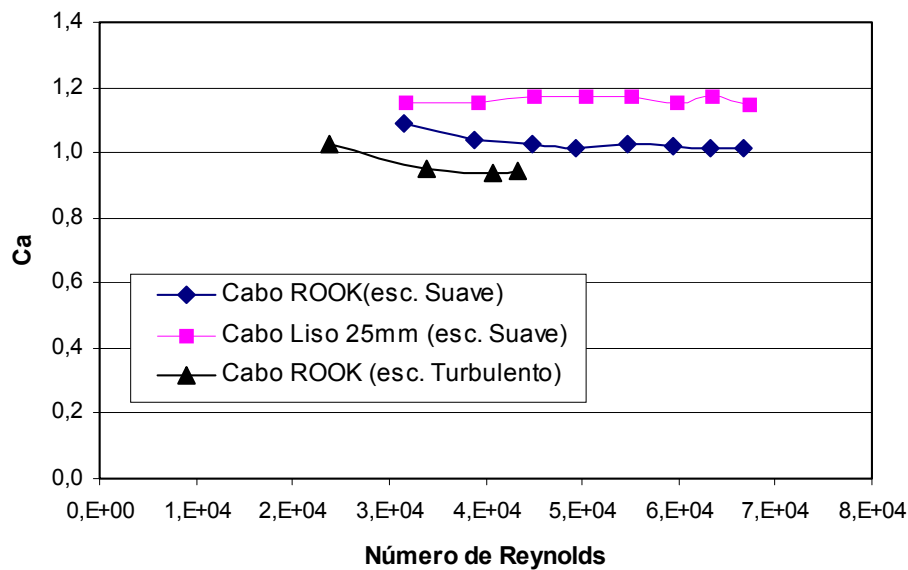
Os coeficientes de arrasto encontrados experimentalmente para os casos apresentados na Tabela 5.5 são todos de valor próximo da unidade, ou seja, de valores característicos do regime subcrítico. A inserção da turbulência não ocasionou a mudança de regime, mantendo constante o coeficiente de arrasto, ou seja permanecendo no mesmo regime de escoamento.

### **5.2.2 Coeficientes de Arrasto para Cabos Isolados: 2ª Etapa**

Nesta etapa foi utilizada uma célula de carga para medição do coeficiente de arrasto para os três modelos descritos na Tabela 5.3.

Observando-se a Figura 5.11 nota-se que não há mudança significativa nos valores de coeficientes de arrasto para a faixa de Número de Reynolds estudada, que corresponde a velocidades entre 18 e 40m/s. A antecipação do regime Crítico conhecida causada pelo aumento da rugosidade do modelo e turbulência do escoamento pode não ter sido de magnitude suficiente para permitir uma transição de regime. Assim, todos os ensaios se deram no regime subcrítico, que está caracterizado na Figura 2.1 deste trabalho. Há, ainda, a possibilidade de a rugosidade presente na superfície do cabo ser de tão grande magnitude que antecipou o escoamento para o regime ultracrítico, comportamento semelhante a curva 3 da Figura 2.6. Para a determinação correta do regime alcançado nos ensaio com o cabo Rook seria necessária uma investigação minuciosa das características do escoamento ao redor do cabo com um anemômetro à fio quente e/ou através de estudos com modelos de diferentes valores de rugosidade superficial com determinação dos coeficientes correspondentes para cada modelo.





**FIGURA 5.11: Coeficientes de Arrasto de cabos isolados**

Os coeficientes de arrasto determinados para o modelo do cabo liso de 25mm são aproximadamente 20% maiores que aqueles determinados na 1ª Etapa para o mesmo modelo. Isto pode ser observado comparando-se a última coluna da Tabela 5.5 com a Figura 5.11. Esta diferença entre os resultados obtidos pode ser explicada por duas causas principais, que serão apresentadas seguir.

O coeficiente de arrasto é definido pela contribuição de duas parcelas (White, 1979). A primeira é derivada da diferença de pressão gerada entre a região de incidência do fluxo e aquela localizada na esteira, ou seja, após a região de separação do escoamento. A segunda é originada da integração das tensões de corte ou cisalhamento devido ao atrito entre fluido e corpo.

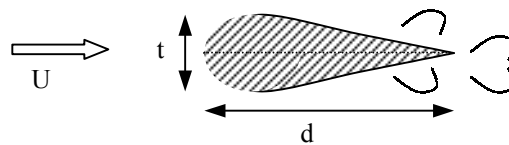
$$C_a = C_{a,pressão} + C_{a,atrito}$$

A relação entre a contribuição dessas parcelas depende, entre outros fatores, da forma do corpo, especialmente de sua espessura. Um corpo muito delgado, ou seja, uma placa de espessura próxima a zero, possui coeficiente de arrasto definido aproximadamente 100% pela parcela provinda da integração das tensões de corte. Para corpos de espessura igual ao seu comprimento, como é o caso dos cilindros circulares, a parcela derivada das tensões de corte são de aproximadamente 3%. As duas parcelas são aproximadamente iguais quando a espessura se relaciona com o comprimento da forma  $t/d = 0,25$ .

A partir desse conceito de coeficiente de arrasto, conclui-se que a parcela de aproximadamente 3% do coeficiente, referente ao atrito, não é levada em conta no ensaio com tomadas de pressão (1ª etapa). Nesse caso, o coeficiente de arrasto é determinado somente pela integração dos coeficientes de pressão, desprezando-se a segunda parcela.

Outra questão que pode ser apontada como a responsável pelo restante da diferença entre resultados alcançados na 1ª e 2ª Etapas vem a ser a presença das placas terminais de acrílico. Estas placas, essenciais para garantir um escoamento bidimensional ao longo do modelo, estão também imersas no fluxo incidente, e por consequência, são responsáveis por uma pequena parcela de coeficiente de arrasto nos ensaios da 2ª e 3ª Etapas. Nos ensaios da 1ª Etapa, a influência das placas não é levada em conta, pois a medição dos coeficientes de pressão são feitas na seção mais central do modelo, onde estas não exercem mais influência no escoamento. A partir destes resultados é feita a integração ao longo de todo o modelo.

### 5.2.3 Coeficientes de Arrasto de Feixes de Cabos: 3ª Etapa



Os modelos de feixes de cabos ensaiados em túnel de vento estão descritos na Tabela 5.4. Estes ensaios possibilitam análises sobre a influência dos seguintes parâmetros nos coeficientes aerodinâmicos do feixe como um todo: espaçamento entre cabos, configuração do feixe, rugosidade do cabo, turbulência e velocidade do escoamento.

Nas Figuras 5.12 a 5.25 são apresentadas as curvas de coeficientes aerodinâmicos para os feixes ensaiados em túnel de vento. Nesta representação, o eixo horizontal indica o ângulo de giro do modelo, ou seja, o ângulo de incidência do vento em relação ao plano horizontal que passa pelo eixo do modelo. O eixo vertical indica a magnitude dos coeficientes aerodinâmicos (arrasto, sustentação e torção). Em cada figura são apresentados resultados para duas velocidades distintas, nos ensaios com escoamento suave essas são próximas a 23 e 32m/s e nos ensaios com escoamento turbulento são próximas a 17 e 24m/s.

As análises dos resultados experimentais implicaram nas seguintes conclusões:

- O coeficiente de arrasto ( $C_a$ ) está vinculado a área de cabo exposta ao vento, sendo assim, ele é dependente do ângulo de incidência do vento. No caso do feixe de 04 cabos

mostrado na Figura 5.12, o  $C_a$  tem o seu menor valor quando o vento incide a  $0^\circ$ , há apenas dois cabos expostos diretamente ao vento, cresce a medida que os cabos passam a ficar mais expostos ao vento, adquirindo valores mais altos entre  $10^\circ$  e  $20^\circ$ , e finalmente decrescem até a posição de  $45^\circ$  quando há a exposição completa de três dos cabos. Conclui-se que para o espaçamento de 10 diâmetros entre cabos há interferência entre estes, ou seja os cabos à sotavento estão sendo afetados pela esteira daqueles à barlavento.

- O coeficiente de sustentação ( $C_s$ ) é sempre muito pequeno ou nulo quando o vento incidente é de  $0^\circ$ . No caso dos feixes de dois cabos dispostos lado-a-lado isso acontece porque nesta posição um cabo está disposto bem atrás do outro, não aparecendo força vertical no conjunto. Quando os ângulos de incidência do vento vão crescendo até a posição de  $45^\circ$ , a seção vai se tornando cada vez mais assimétrica. O escoamento é obrigado a se estreitar para passar entre os cabos, dando origem a uma força vertical agindo no conjunto (observar Figura 5.6). A partir do ângulo de  $45^\circ$  até o ângulo de  $90^\circ$ , a crescente distância vertical entre os cabos garante uma diminuição da interferência entre os mesmos, fazendo com que o coeficiente de sustentação seja decrescente.

No caso dos feixes de quatro cabos, com o vento incidindo a  $0^\circ$ , temos uma situação equivalente a de dois conjuntos de dois cabos dispostos lado-a-lado. Portanto, observa-se o mesmo comportamento destes, ou seja, coeficiente de sustentação muito pequeno ou nulo.

- O coeficiente de torção ( $C_m$ ) está associado a simetria da seção. Nos casos do vento incidir a  $0^\circ$  e a  $45^\circ$  os valores são muito pequenos devido a presença de simetria na seção. O pico aparece entre  $10^\circ$  e  $20^\circ$  quando a seção é mais assimétrica. Isto pode ser notado nas Figuras 5.12, 5.16, 5.20 e 5.24. Cabe salientar que esta observação só é válida para o caso de escoamento suave.
- O comportamento das curvas dos coeficientes aerodinâmicos  $C_a$ ,  $C_s$  e  $C_m$ , em todos os experimentos realizados, é muito semelhante no caso das duas diferentes velocidades estudadas para cada modelo. Ou seja, esta variação de velocidade não influencia significativamente no comportamento das curvas.
- A presença de maior turbulência no escoamento descaracteriza as curvas de  $C_a$ , ou seja, as curvas são suavizadas e o efeito de proteção dos cabos à sotavento não é mais tão notável. Isto pode ser observado quando comparamos as curvas de  $C_a$  da Figura 5.13 com as da Figura 5.12.

- 
- O efeito da turbulência não permite que os coeficientes  $C_m$  sejam de pequeno valor para o ângulo de incidência do vento de  $45^\circ$ . Neste caso, a seção não é vista como simétrica devido à presença da turbulência. Observar curvas de  $C_m$  das Figuras 5.13, 5.17 e 5.21.
  - Com o aumento do espaçamento entre cabos, o efeito de proteção dos que estão à sotavento é reduzido. No caso das curvas de  $C_a$ , o pico entre  $10^\circ$  e  $20^\circ$  não é mais tão pronunciado, como pode ser observado nas Figuras 5.16 ( $s=14d$ ) e 5.20 ( $s=18d$ ) quando comparadas com a Figura 5.12. No caso de feixes de dois cabos esta influência não foi observada, pois o menor espaçamento estudado foi de 14 diâmetros.
  - A influência da rugosidade não altera significativamente o comportamento do feixe. Isto pode ser notado através de comparação entre as Figuras 5.12 e 5.24 que apresentam o comportamento de cabos helicoidais e lisos, respectivamente. As duas Figuras foram determinadas em ensaios com equivalente diâmetro de cabos, espaçamento entre cabos e condições de escoamento.

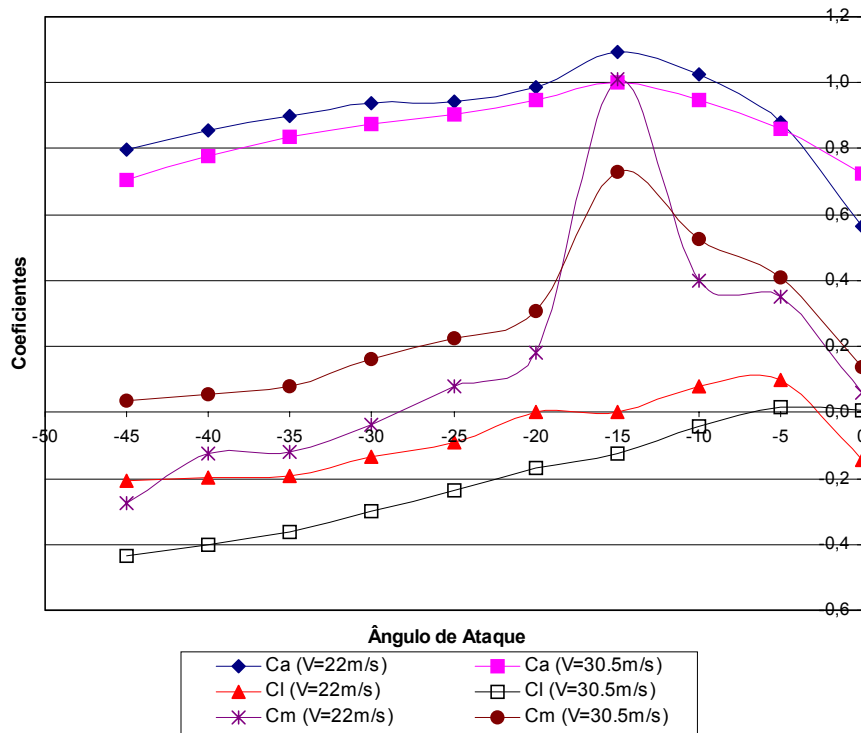


FIGURA 5.12: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 10d em esc. suave

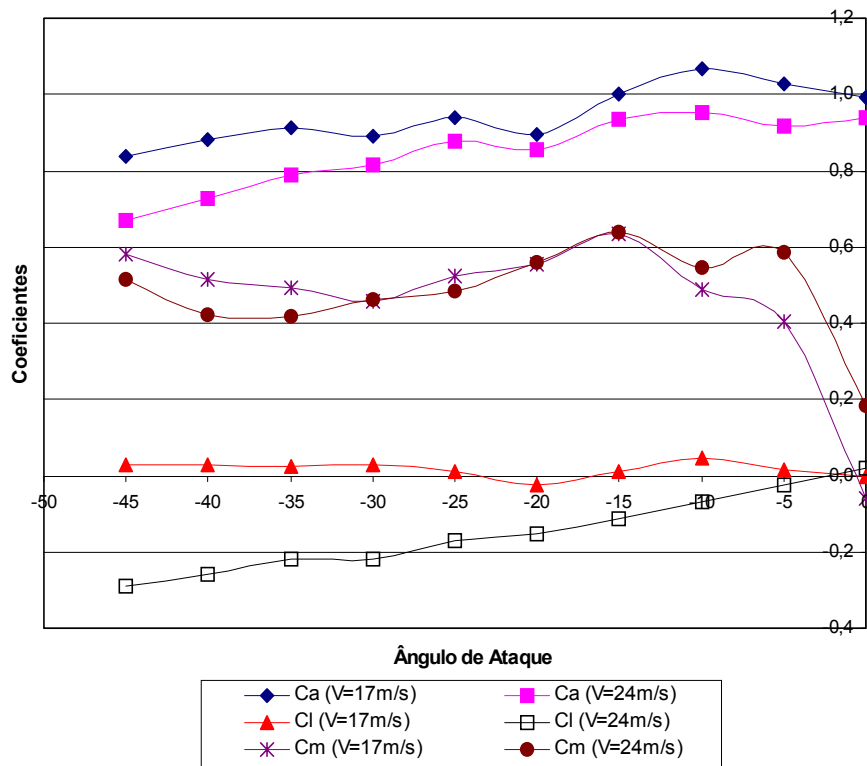


FIGURA 5.13: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 10d em esc. turbulento

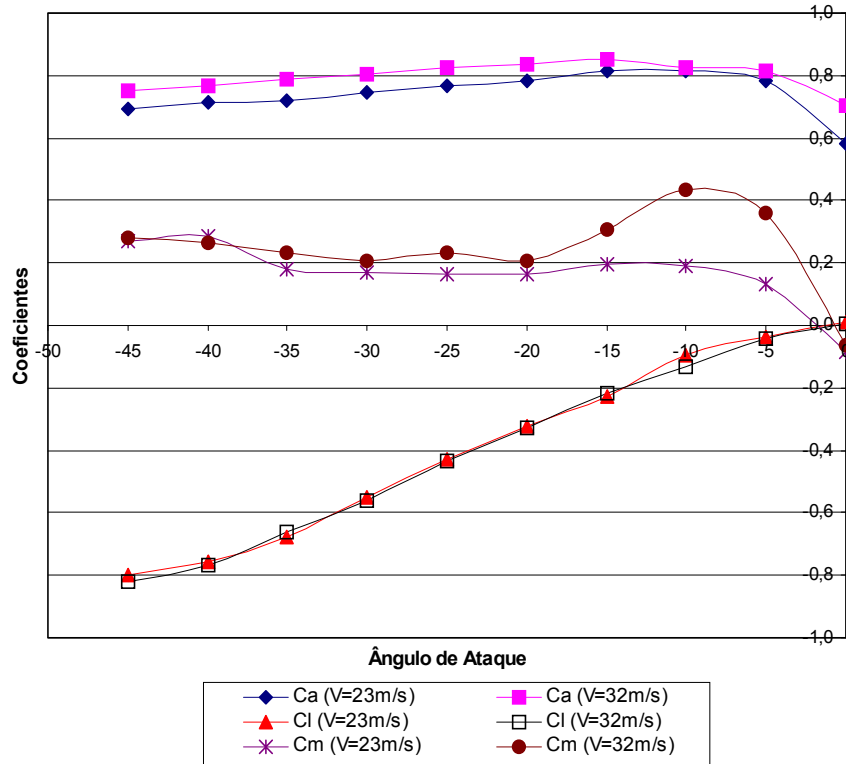


FIGURA 5.14: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 14d em esc. suave

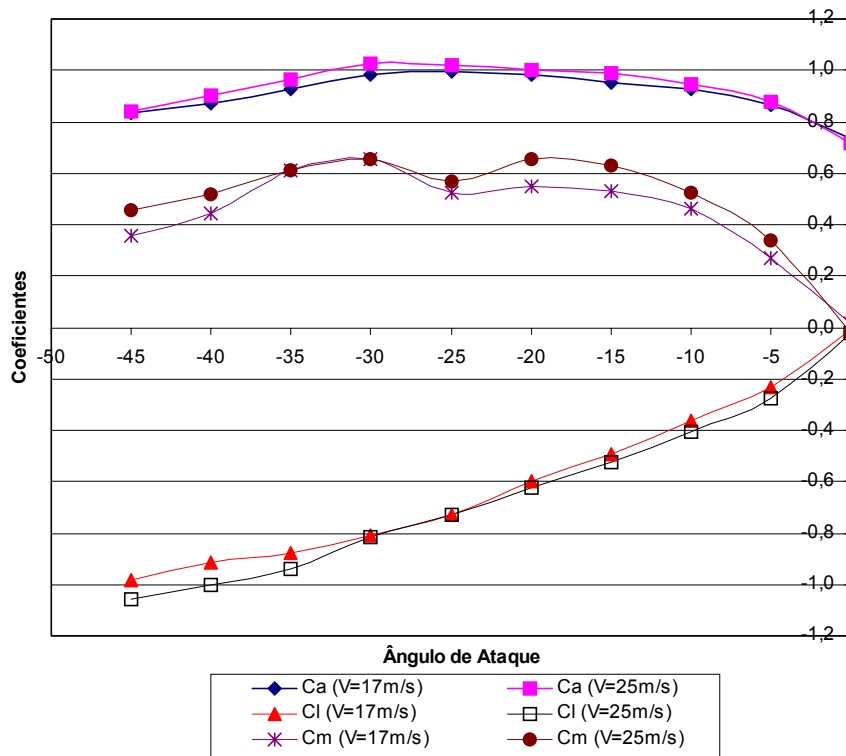


FIGURA 5.15: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 14d em esc. turbulento

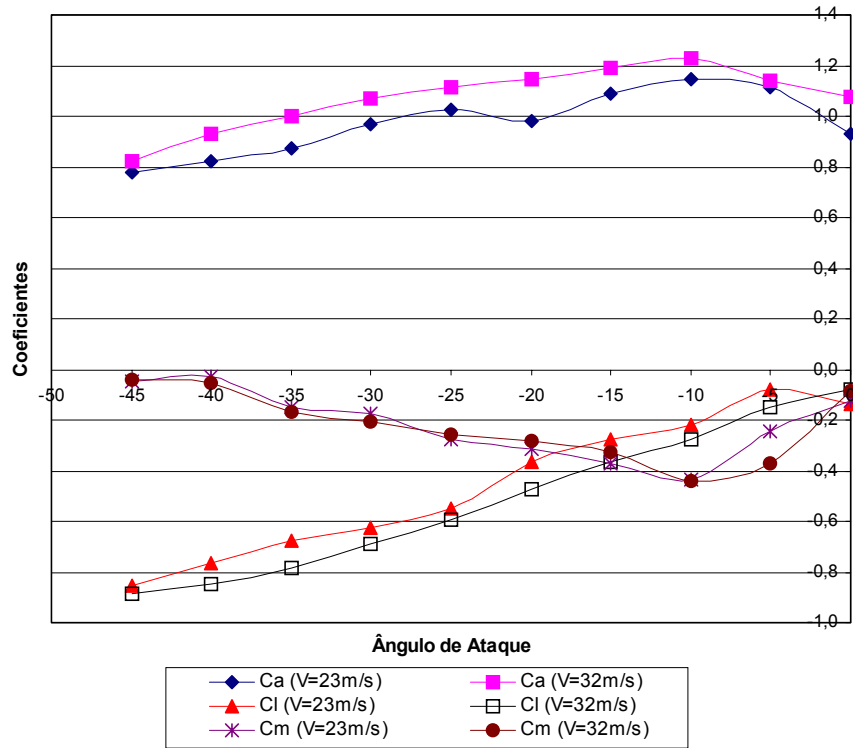


FIGURA 5.16: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 14d em esc. suave

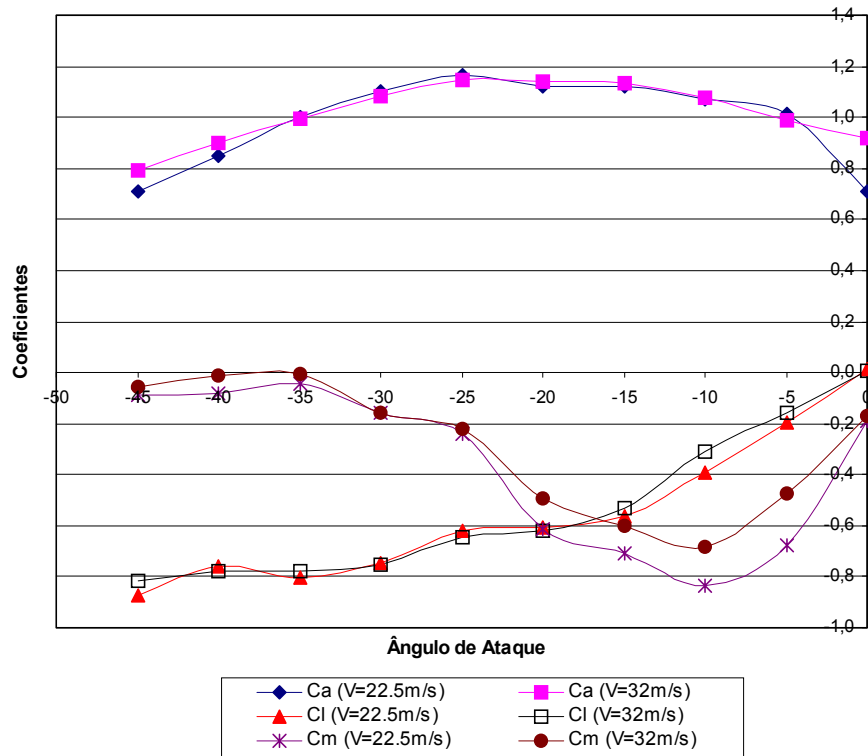


FIGURA 5.17: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 14d em esc. turbulento

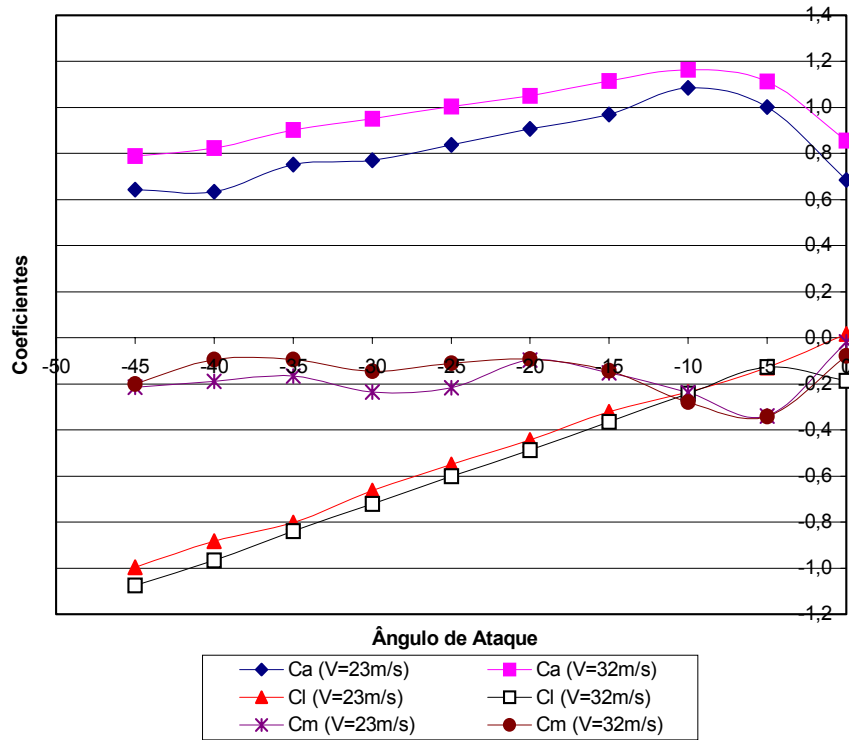


FIGURA 5.18: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 18d em esc. suave

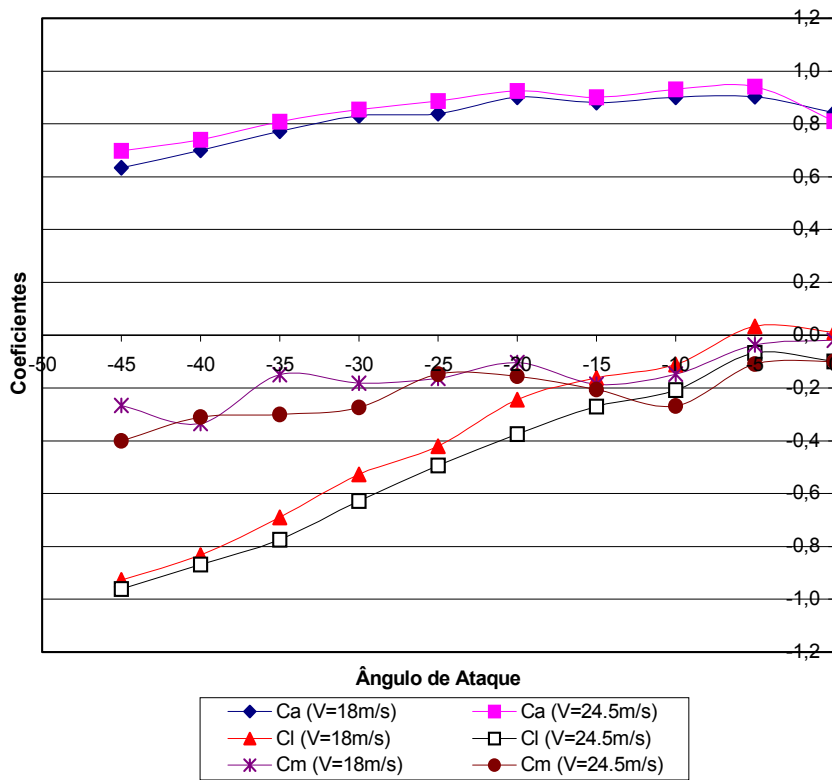


FIGURA 5.19: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 18d em esc. turbulento



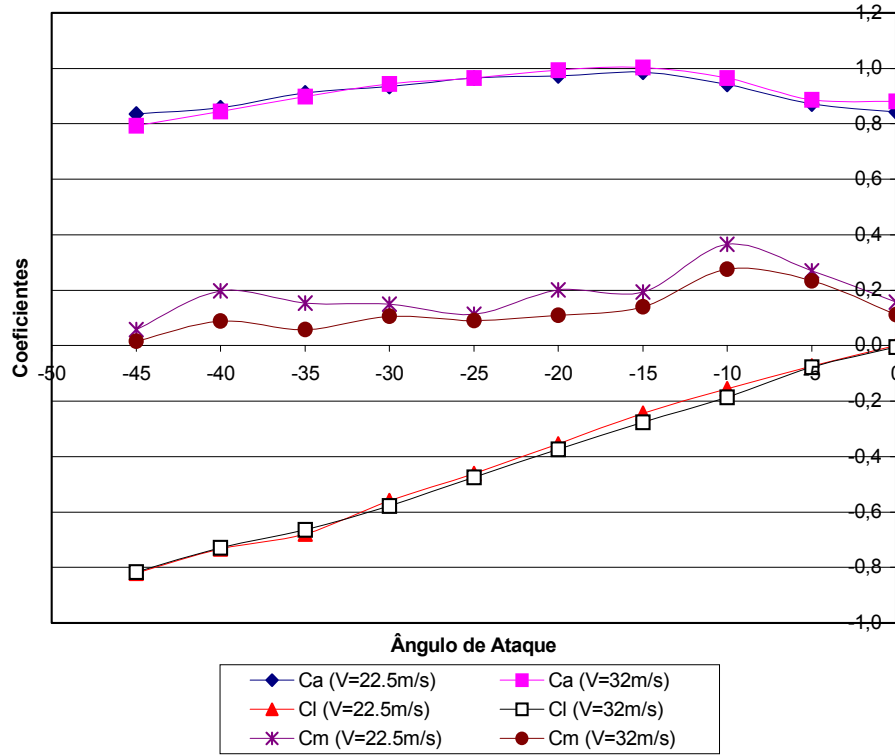


FIGURA 5.20: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 18d em esc. suave

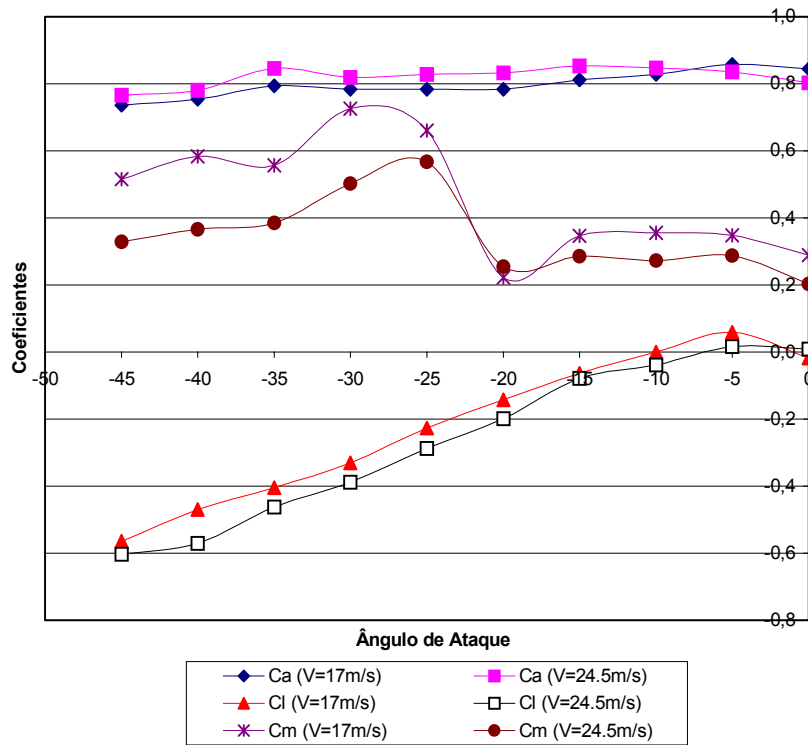


FIGURA 5.21: Coeficientes de feixe de 04 cabos com espaçamento de 18d em esc. turbulento

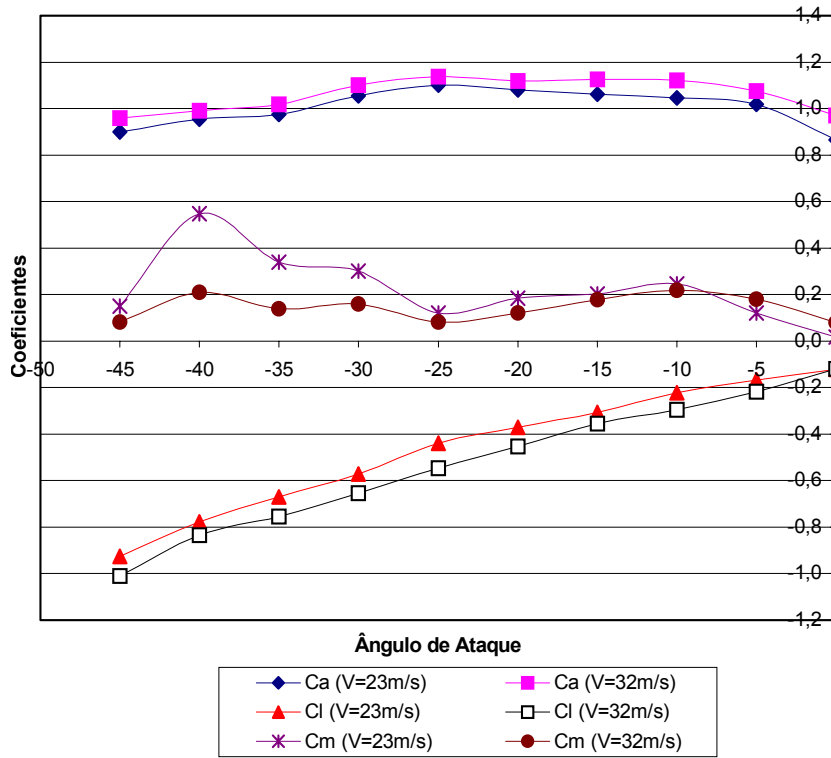


FIGURA 5.22: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 22d em esc. suave

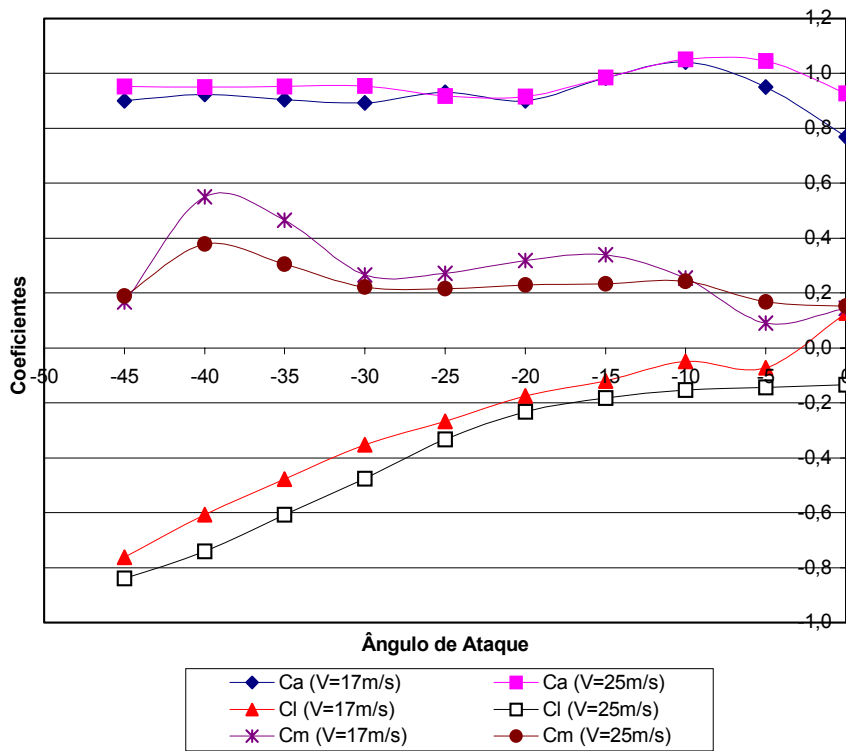


FIGURA 5.23: Coeficientes de feixe de 02 cabos com espaçamento de 22d em esc. turbulento

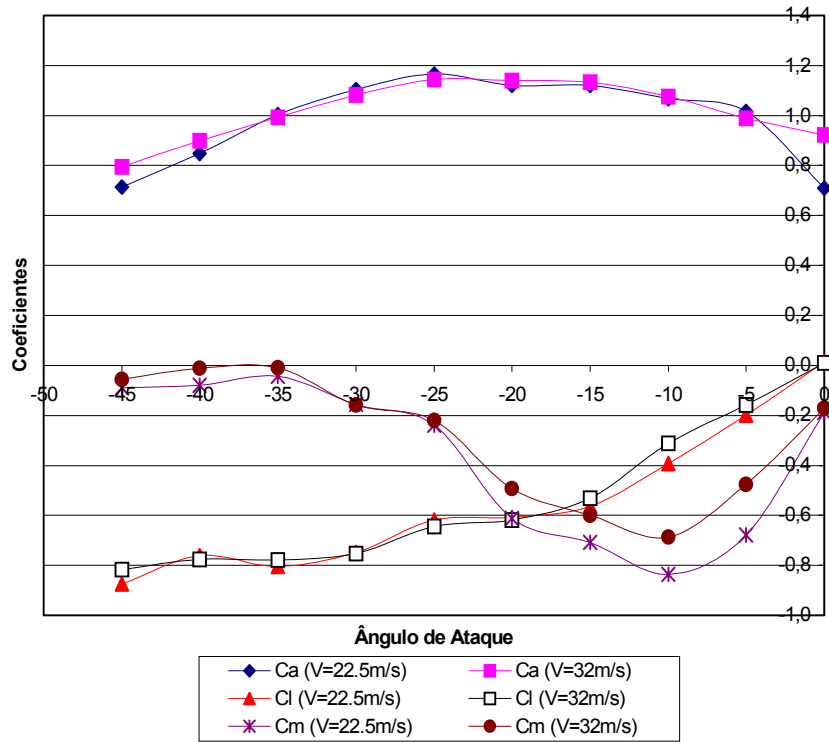


FIGURA 5.24: Coeficientes de feixe de 04 cabos lisos com espaçamento de 10d em esc. suave

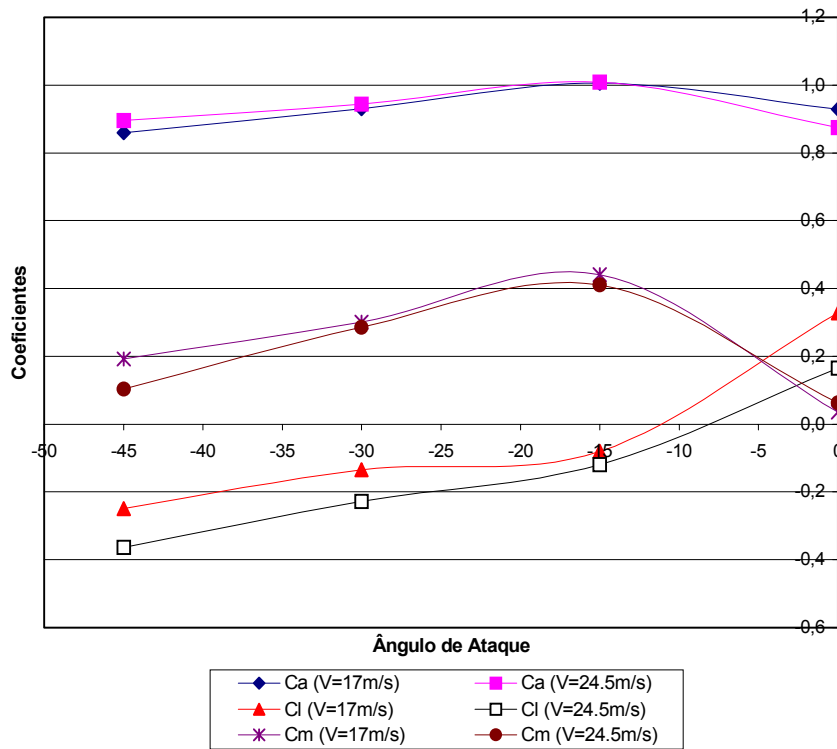


FIGURA 5.25: Coeficientes de feixe de 04 cabos lisos com espaç. de 10d em esc. turbulento

## 6 **Análise de Instabilidade**

A estabilidade de um sistema é determinada pela sua resposta às excitações e perturbações. Um sistema estável é aquele que permanecerá em repouso a não ser quando excitado por fonte externa e retornará ao repouso se todas as excitações forem removidas.

Definindo estabilidade em termos de resposta ao impulso de um sistema e em relação às excitações do sistema, tem-se:

1. Um sistema é estável se a sua resposta ao impulso tende para zero à medida que o tempo tende para o infinito.
2. Um sistema é estável se cada entrada limitada produz uma saída limitada.

A consideração do “grau” de estabilidade de um sistema frequentemente proporciona valiosa informação sobre o seu desempenho. É interessante saber-se se ele é estável e quão próximo está de se tornar instável. Este é o conceito de estabilidade relativa. Esta é geralmente expressa em termos de alguma variação permitida de um parâmetro particular do sistema para o qual o sistema permanecerá estável.

Há vários métodos disponíveis para determinação das características dos sistemas lineares. A solução direta do sistema de equações diferenciais deve ser empregada para achar as soluções de estado estacionário e transitória. Esta técnica é trabalhosa para sistemas de segunda ordem ou de ordem mais elevada, e a estabilidade relativa é difícil de estudar no domínio do tempo.

Definições de estabilidade podem ser obtida mais facilmente através das raízes da equação característica do sistema, em termos dos pólos da função de transferência do sistema ou ainda através da verificação se a energia do sistema aumenta, permanece constante ou decresce, como preconizam os métodos de Liapunov.

Um dos métodos estudados foi o Root-Locus, método gráfico para determinação dos pólos da função de transferência, que não se mostrou conveniente para aplicação em sistemas de muitas variáveis.

### 6.1 **Critérios de Análise**

Na seção 4.2.3 deste trabalho foi apresentado um modelo analítico (Brzozowski, 1976) que resulta em um sistema de equações diferenciais de segunda ordem. A solução da equação

característica deste sistema permite a análise da instabilidade de feixes de dois condutores devido a movimentos de corpo rígido. Para a determinação das raízes da equação característica do sistema de três equações diferenciais de segunda ordem, calculou-se o determinante da matriz abaixo e igualou-se a zero.

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} D^2 + 2\mu C_{a0}D + \hat{\omega}_x^2 & -\mu(C_{s0} - C_{a,\alpha})D & \mu C_{a,\alpha} \\ 2\mu C_{s0}D & D^2 + \mu(C_{a0} + C_{s,\alpha})D + \hat{\omega}_z^2 & \mu C_{s,\alpha} \\ -8\mu C_{m0}D & -4\mu C_{m,\alpha}D & D^2 + (\hat{\omega}_\theta^2 - 4\mu C_{m,\alpha}) \end{bmatrix} \quad (6.1.1)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \lambda^2 + A_1\lambda + A_2 & A_3\lambda & A_4 \\ A_5\lambda & \lambda^2 + A_6\lambda + A_7 & A_8 \\ A_9\lambda & A_{10}\lambda & \lambda^2 + A_{11} \end{bmatrix} \quad (6.1.2)$$

$$\begin{aligned} A_1 &= 2\mu C_{a0}; & A_2 &= \hat{\omega}_x^2 = (t\omega_x)^2; & A_3 &= -\mu(C_{s0} - C_{a,\alpha}); \\ A_4 &= \mu C_{a,\alpha}; & A_5 &= 2\mu C_{s0}; & A_6 &= \mu(C_{a0} + C_{s,\alpha}); \\ A_7 &= \hat{\omega}_z^2 = (t\omega_z)^2; & A_8 &= \mu C_{s,\alpha}; & A_9 &= -8\mu C_{m0}; \\ A_{10} &= -4\mu C_{m,\alpha}; & A_{11} &= (\hat{\omega}_\theta^2 - 4\mu C_{m,\alpha}) = [(t\omega_\theta)^2 - 4\mu C_{m,\alpha}]. \end{aligned}$$

Sendo:

$$\mu = \frac{\rho s d}{2m} \cdot N_{cabos}^o$$

$$t = \frac{s}{U}$$

$\rho \Rightarrow$  densidade do ar ( $\text{kg/m}^3$ )

$d \Rightarrow$  diâmetro de cada um dos condutores do feixe (m)

$s \Rightarrow$  espaçamento entre os cabos (m)

$m \Rightarrow$  massa do feixe (kg/m)

$U \Rightarrow$  velocidade do vento incidente (m/s)

$\mu \Rightarrow$  massa relativa

$$\det \mathbf{A} = [(\lambda^2 + A_1\lambda + A_2) * (\lambda^2 + A_6\lambda + A_7) * (\lambda^2 + A_{11})] + [(A_3\lambda) * (A_8) * (A_9\lambda)] + [(A_5\lambda) * (A_{10}\lambda) * (A_4)] - [(\lambda^2 + A_6\lambda + A_7) * (A_9\lambda) * (A_4)] - [(A_8) * (A_{10}\lambda) * (\lambda^2 + A_1\lambda + A_2)] - [(A_5\lambda) * (A_3\lambda) * (\lambda^2 + A_{11})] = 0$$

$$(6.1.1.3)$$

As raízes da equação característica do sistema serão os valores de “ $\lambda$ ” encontrados através da solução da equação (6.1.1.3).

Para adaptar as equações explícitas acima para o caso de análise de feixes de quatro cabos, os coeficientes  $A_9$ ,  $A_{10}$  e  $A_{11}$  devem ser:

$$A_9 = -4\mu C_{m0}; \quad A_{10} = -2\mu C_{m,\alpha}; \quad A_{11} = [(\omega_\theta)^2 - 2\mu C_{m,\alpha}]$$

A análise de instabilidade de feixes de dois e quatro cabos foi desenvolvida através de rotina computacional em MatLab (Anexo 3). Os valores dos coeficientes aerodinâmicos e de suas variações em função do ângulo de ataque utilizados na simulação foram aqueles determinados experimentalmente neste trabalho, seção 5. As curvas dos coeficientes utilizadas na análise foram aproximadas de uma equação conforme demonstrado no Anexo 4. Um dos critérios utilizados para análise é de que o feixe será dinamicamente instável sempre que a equação característica do sistema possuir uma raiz igual a zero ou que tenha parte real positiva. Esse critério é denominado de Critério de Hurwitz (Beards, 1988). Então, os contornos das zonas de instabilidade do sistema podem ser obtidos através da determinação das raízes da equação característica.

Para identificar a estabilidade de cabos ou feixes de cabos quanto ao chamado galope vertical, ou seja, movimento de grande amplitude que acontece em baixas frequências apenas na direção vertical, Den Hartog em 1956 (Blevins, 1977) estabeleceu um critério que avalia a estabilidade em função do coeficiente de amortecimento do sistema. Vibrações decairão com o tempo para todos os ângulos de ataque para os quais a taxa de amortecimento for positiva, que é o caso da derivada do coeficiente de sustentação ( $C_s$ ) ser negativa. Então, o modelo será estável se:

$$C_{s,\alpha} < 0 \quad \text{ou equivalentemente,} \quad C_{s,\alpha} + C_{a0} > 0$$

e instável para os demais casos.

## 6.2 Parâmetros de Análise e Resultados

Como já exposto no item 2.7, alguns parâmetros de análise do comportamento de uma linha variam com a velocidade do vento incidente. A variação destes parâmetros, tração e comprimento dos condutores e flecha do vão, modifica os valores das frequências naturais do feixe de condutores. Assim sendo, nas análises do comportamento dos feixes estudados levou-

se em conta estas modificações das propriedades da estrutura e como estas influenciam na estabilidade dos mesmos.

As análises foram feitas para todos os feixes ensaiados em túnel de vento, os quais estão descritos na Tabela 5.4.

As análises de instabilidade dinâmica foram feitas de duas maneiras:

A) fez-se uma varredura das frequências naturais determinando-se os contornos das zonas de instabilidade do sistema em função de razões entre as frequências naturais e o ângulo de ataque do vento;

B) fez-se a análise de instabilidade dos feixes para uma faixa de velocidade.

Em todas as figuras de análise de instabilidade, o eixo vertical (ângulo de ataque) indica o ângulo de giro do modelo, ou seja, o ângulo de incidência do vento em relação ao plano horizontal que passa pelo eixo do modelo.

#### Caso A – Varredura de frequências

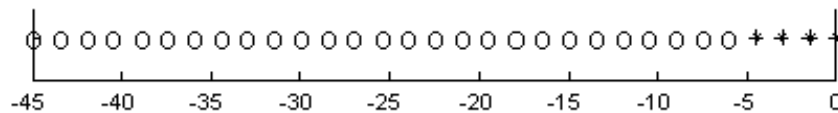
Escolheu-se uma velocidade de vento incidente para a análise do comportamento do feixe, no caso aquela na qual foi realizado o ensaio em túnel de vento. Considerando, então, esta velocidade e os coeficientes aerodinâmicos determinados para diversos ângulos de incidência, fez-se uma varredura de frequências naturais determinando os contornos das zonas de instabilidade do sistema em função de razões entre as frequências naturais e o ângulo de ataque do vento. Como as frequências naturais dos feixes estão relacionadas aos parâmetros: comprimento do vão, tração dos cabos e flecha, a análise variando-se as frequências significa considerar diversas condições para estes parâmetros.

As análises basearam-se na aplicação do Critério de Hurwitz e de Den Hartog. Alguns dos resultados obtidos estão demonstrados na Figuras 6.1, 6.2, 6.3, 6.4, 6.5 e 6.6, sendo que as três primeiras indicam a estabilidade de um feixe de 04 cabos rugosos (cabo Rook) enquanto as demais a de um feixe de 04 cabos lisos. As regiões preenchidas por círculos e asteriscos representam as regiões de estabilidade e instabilidade, respectivamente. Os ângulos apresentam sinal negativo porque o modelo foi girado, durante os ensaios, no sentido negativo de “ $\alpha$ ” admitido na formulação matemática.

**FIGURA 6.1: Influência da variação da freq. vertical na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz)**

**FIGURA 6.2: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz)**





**FIGURA 6.3: Análise de instabilidade pelo Critério de Den Hartog do Feixe de 04 cabos Rook ( $s=10d$ ), em esc. suave e velocidade de 22m/s**

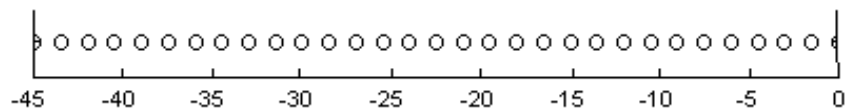
Observando-se as Figuras 6.1 e 6.2, vemos duas zonas de instabilidade, a primeira entre os ângulos de  $0^\circ$  e  $7^\circ$  e a segunda entre  $17^\circ$  e  $32^\circ$ . Quando há um aumento da frequência de torção, a segunda zona de instabilidade tende a desaparecer, o que pode ser notado na Figura 6.2. Isto mostra que a segunda zona de instabilidade é originada pelo movimento de torção do feixe. Isto pode ser também constatado através da aplicação do Critério de Den Hartog, já que este constata somente a instabilidade devido ao galope vertical do feixe. Dessa forma, através da Figura 6.3 observa-se que a primeira zona está relacionada com a instabilidade devido ao galope vertical.

Analisando as duas regiões conclui-se que a frequência torcional influencia de modo notável a estabilidade do feixe. Dessa forma, uma maneira de garantir uma maior estabilidade do feixe seria incrementar o valor desta frequência, o que pode ser alcançado através da colocação de mais espaçadores, ou seja, diminuindo-se o comprimento do sub-vão.

Para o caso de feixe de cabos lisos, Figuras 6.4 e 6.5, há apenas uma zona de instabilidade que vai de  $0^\circ$  a  $12^\circ$ . Esta zona é influenciada de modo significativo pela frequência de torção. O aumento desta tende a provocar o desaparecimento da zona de instabilidade e por consequência levar o feixe a estabilidade em todos os casos estudados, como pode ser observado na Figura 6.5. A análise pelo Critério de Den Hartog (Figura 6.6) mostra que o feixe não está sujeito a instabilidade por galope vertical, confirmando que a instabilidade torcional é a responsável pela zona de instabilidade das Figuras 6.4 e 6.5.

**FIGURA 6.4: Influência da variação da freq. vertical na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz)**

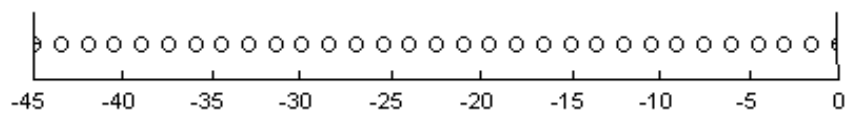
**FIGURA 6.5: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz)**



**FIGURA 6.6: Análise de instabilidade pelo Critério de Den Hartog do Feixe de 04 cabos lisos ( $s=10d$ ), em esc. suave e velocidade de 22m/s**

Agora, analisando-se a influência da configuração do feixe no seu comportamento dinâmico, estudou-se o caso de um feixe de quatro condutores do tipo Rook com distância entre cabos de 14 diâmetros. Comparando-se os resultados obtidos do feixe espaçado de 14 diâmetros (Figuras 6.7 e 6.8) com o mesmo feixe só que espaçado de 10 diâmetros (Figuras 6.1, 6.2 e 6.3), nota-se que no primeiro caso não há o movimento de galope vertical. O aumento do espaçamento diminuiu a interferência entre os cabos que estão a barlavento e aqueles a sotavento. Ou seja, os que estão a sotavento não estão mais mergulhados na esteira dos a barlavento. Isso impede o surgimento de oscilações verticais, como pode ser observado através do Critério de Den Hartog (Figura 6.8). Por outro lado, a zona de instabilidade devido à torção aumenta de dimensão porque há uma diminuição da sua rigidez torcional ao aumentar-se o espaçamento entre os cabos. A mesma tendência pode ser observada para o caso de feixe com cabos espaçados de 18 diâmetros (Figura 6.9). As zonas de instabilidade devido a torção aumentam ainda mais, mas o feixe não apresenta problemas de galope vertical. Isto mostra que os feixes com espaçamento entre cabos maiores que 14 diâmetros e razões entre frequência de torção e horizontal na ordem de 3 a 4 são estáveis para todos os ângulos de ataque do vento.

**FIGURA 6.7: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**



**FIGURA 6.8: Análise de instabilidade pelo Critério de Den Hartog do Feixe de 04 cabos Rook ( $s=14d$ ), em esc. suave e velocidade de 23m/s**

A turbulência do escoamento também é um parâmetro que afeta o comportamento dinâmico dos feixes. A turbulência, na maioria dos casos, provoca um aumento dos esforços de torção, aumentando as zonas de instabilidade devido a esse movimento. Isso pode ser observado quando comparamos os pares de figuras: 6.2 e 6.10, 6.7 e 6.11, 6.5 e 6.13, que correspondem ao mesmo feixe sujeito a vento suave e turbulento, respectivamente.

**FIGURA 6.9: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 22m/s (Critério de Hurwitz)**

**FIGURA 6.10: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**

**FIGURA 6.11: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**

**FIGURA 6.12: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**

**FIGURA 6.13: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**

Da mesma forma, foram analisados os modelos de feixes de 02 cabos dispostos lado-a-lado. O menor modelo estudado apresenta espaçamento entre cabos de 14 diâmetros. Dessa forma, nenhum dos feixes de 02 cabos apresenta oscilações devido ao movimento de galope vertical. As zonas de instabilidade dos gráficos que apresentam o comportamento destes feixes surgem devido a problemas de torção. As análises obtidas estão apresentadas nas Figuras 6.14 a 6.19.

**FIGURA 6.14: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**

**FIGURA 6.15: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**



**FIGURA 6.16:** Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros, imerso em esc. suave e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)

**FIGURA 6.17:** Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)

**FIGURA 6.18: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**

**FIGURA 6.19: Influência da variação da freq. de torção na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros, imerso em esc. turb. e veloc. de 23m/s (Critério de Hurwitz)**

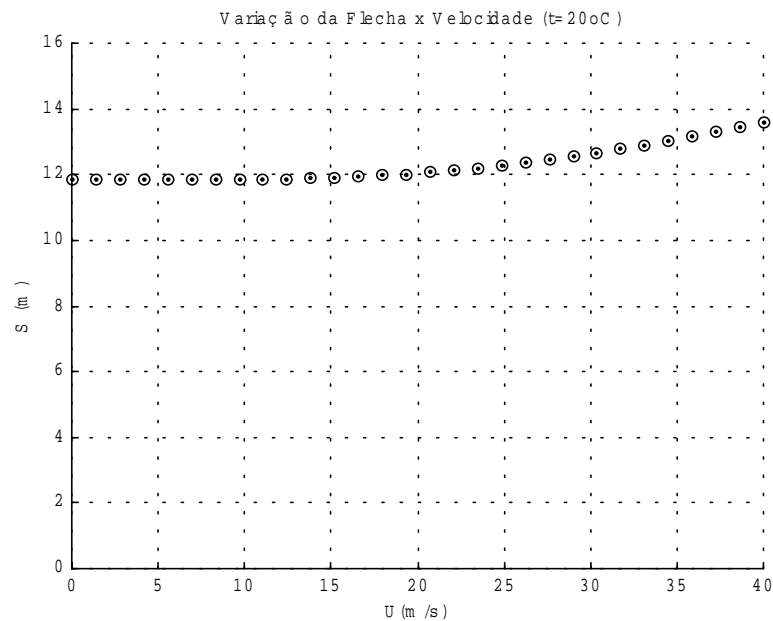
**Caso B- Variação da velocidade**

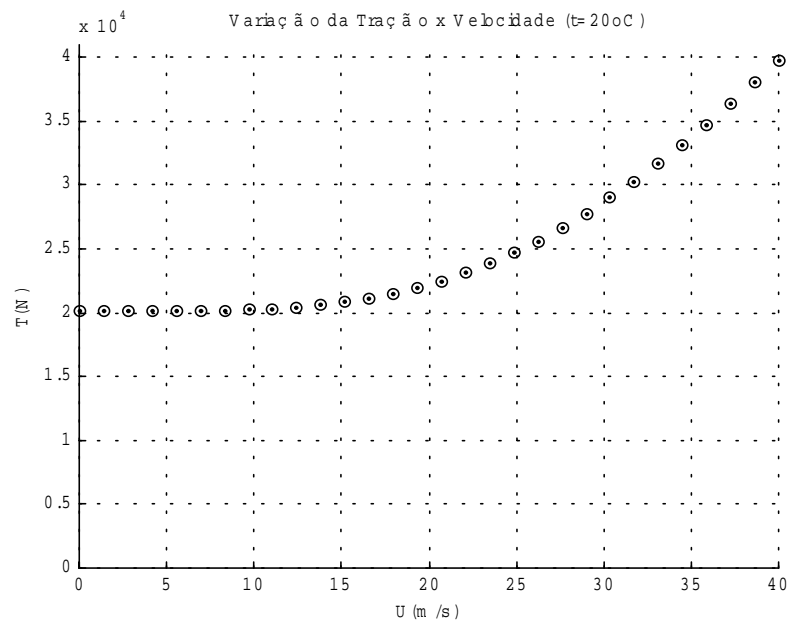
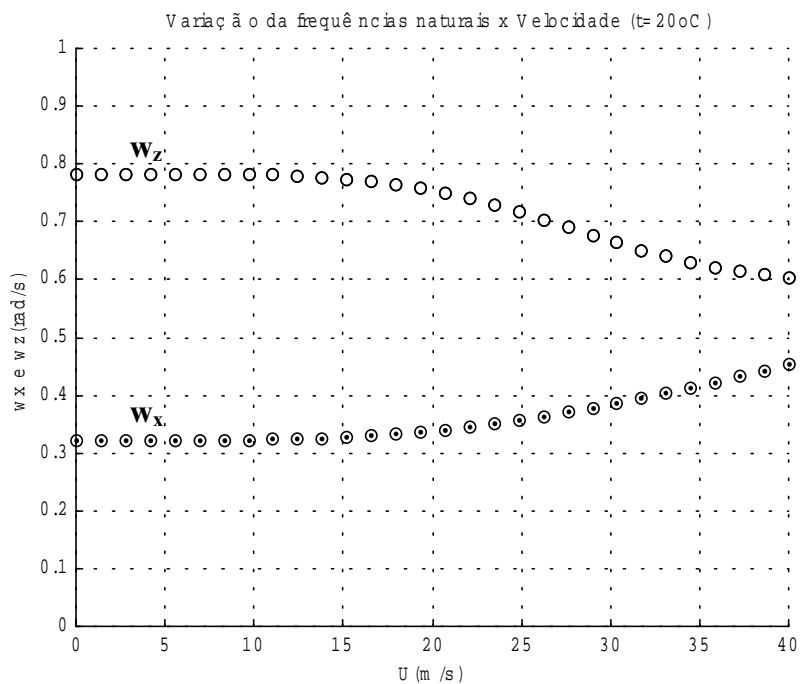
A análise de instabilidade dos feixes foi feita para a faixa de velocidade de 0 a 40m/s. Assim, adotou-se um vão para estudo com as características apresentadas na Tabela 6.1. Com o aumento da velocidade, há modificação da flecha, e conseqüentemente, do comprimento, tração e freqüências naturais dos cabos. Assim, para cada valor de velocidade modificam-se esses parâmetros na análise, conforme demonstrado no item 2.7 deste trabalho. Para a linha em estudo os parâmetros citados variam conforme demonstrado nas Figuras 6.20, 6.21 e 6.22. Em todas as análises a temperatura foi considerada constante de 20°C. Utilizando-se o Critério de Hurwitz obteve-se as regiões de instabilidade apresentadas nas Figura 6.23 a 6.36.

O amortecimento estrutural de cabos é pequeno e como não é considerada a presença de amortecedores no vão estudado, há movimento de oscilação da estrutura mesmo para baixas velocidades.

**TABELA 6.1: Propriedades do vão em estudo**

<i>Parâmetro</i>	<i>Descrição</i>	<i>Valor</i>
$L$	comprimento do vão	400,0 m
$T_l$	tração inicial (20% $T_{nr}$ )	2016,2 kgf

**FIGURA 6.20: Variação da flecha dos cabos com a velocidade do vento incidente**

**FIGURA 6.21: Variação da tração nos cabos com a velocidade do vento incidente****FIGURA 6.22: Variação das frequências naturais do feixe com a velocidade do vento incidente**

**FIGURA 6.23: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento suave**

**FIGURA 6.24: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento suave**

**FIGURA 6.25: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento suave**

**FIGURA 6.26: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento suave**

**FIGURA 6.27: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento turbulento**

**FIGURA 6.28: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento turbulento**

**FIGURA 6.29: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento turbulento**

**FIGURA 6.30: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 04 cabos lisos espaçados de 10 diâmetros e imerso em escoamento turbulento**



**FIGURA 6.31: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento suave**

**FIGURA 6.32: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento suave**

**FIGURA 6.33: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros e imerso em escoamento suave**

**FIGURA 6.34: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 14 diâmetros e imerso em escoamento turbulento**

**FIGURA 6.35: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 18 diâmetros e imerso em escoamento turbulento**

**FIGURA 6.36: Influência da variação da velocidade do vento incidente na estabilidade do feixe de 02 cabos Rook espaçados de 22 diâmetros e imerso em escoamento turbulento**

As zonas de instabilidade encontradas através da variação de velocidades de vento incidente nos feixes são bem próximas das determinadas pela varredura de razões entre as frequências verticais e horizontais (pares de Figuras 6.1 e 6.23, 6.4 e 6.26). Isso se dá pelo motivo já explicado, que quando muda-se a velocidade, estão modificando outras propriedades, que conseqüentemente modificam as frequências naturais horizontal e vertical do feixe. Estes gráficos, Figuras 6.23 a 6.36, foram obtidos para um vão de 400m. Se um espaçador for instalado no centro do vão, a frequência de torção praticamente dobra, fazendo com que as zonas de instabilidade se reduzam, como já explicado anteriormente. No caso de instalação de dois espaçadores no vão, a zona de instabilidade de 15° a 30° da Figura 6.23 (cabos Rook) e toda as zonas de instabilidade das Figuras 6.24 a 6.36 passariam a ser estáveis.

### **6.3 Parâmetros para Projeto de Linhas de Transmissão**

Para transporte de maiores quantidades de energia por linha, tornou-se mais interessante a adoção de feixes de condutores ao invés de condutores isolados. Assim, a utilização de configurações de 2, 3 ou 4 condutores é bastante utilizada.

Cabe ao projetista estudar a região onde será localizada a linha para caracterizar a turbulência do vento incidente na estrutura “feixe”, conforme comentado na seção 3.2.1.

Caso a escolha seja por feixes de 4 condutores dispostos na configuração de um quadrado e o escoamento na região for praticamente suave, seria aconselhado projetar o feixe com cabos espaçados a partir de 14 diâmetros. Dessa forma, se evitaria o movimento de galope vertical que ocorre quando estes são espaçados de 10 diâmetros (Figura 6.3). No caso de adoção de cabos espaçados de 14 diâmetros, a estabilidade plena, ou seja, para todas as velocidades e ângulos de ataque do vento estudados, é alcançada quando a frequência natural de torção do feixe como um todo é três vezes maior que a frequência natural horizontal do mesmo. Esta relação entre as frequências reduz-se para 2,5, no caso de utilização de feixes de cabos espaçados de 18 diâmetros.

Instabilidade por torção pode ser prevenida com a adoção de medidas que aumentem a rigidez torcional do feixe, ou seja, que aumente a frequência natural de torção da estrutura. Uma medida relativamente fácil é a instalação de mais espaçadores no vão. As figuras da seção 6.2 mostram as regiões de instabilidade para um vão de 400m sem espaçadores. A adoção de dois espaçadores neste vão provavelmente já proporcionaria um grande incremento

da frequência natural de torção, alcançando a relação de 3 vezes maior que a frequência natural horizontal, desejada para garantir a estabilidade do feixe de 4 cabos citado anteriormente.

Para a situação de utilização de feixe de 4 cabos em escoamento turbulento, a adoção de cabos espaçados a partir de 14 diâmetros, da mesma forma que em escoamento turbulento, é também a mais conveniente. Na Figura 6.12, para esses espaçados de 18 diâmetros, se observa a garantia da estabilidade plena para frequências de torção 2,5 vezes maiores que as frequências horizontais.

O mesmo tipo de análise pode ser feito para feixes de 2 condutores. O desejado é se projetar nas zonas de estabilidade das figuras da seção 6.2. Em geral, isso pode ser alcançado pela utilização de feixes de cabos espaçados de mais de 14 diâmetros e com frequências de torção 3 vezes maiores que as frequências horizontais.

#### **6.4 Previsões para o Comportamento de Feixes Assimétricos**

Como já mencionado, espaçamento entre condutores de feixes de configuração assimétrica é muito maior que o de feixes convencionais. Esta característica garante uma interação muito menor entre os condutores do feixe, ou seja, os condutores à sotavento não estão mais imersos na esteira dos condutores à barlavento.

Assim, em feixes assimétricos, o esperado é que os condutores se comportem como cabos isolados. Dessa forma, o problema de oscilação de sub-vão não existiria, já que este é caracterizado pela imersão de cabos na esteira de outros do mesmo feixe.

Por outro lado, os condutores que compõem o feixe estão presos através dos espaçadores. Estes possuem a função de mantê-los paralelos entre si ao longo da linha. Apesar dos espaçadores serem instalados apenas a certos intervalos ao longo dos vãos, a presença desses dispositivos não pode ser desprezada na avaliação do comportamento dinâmico dos condutores em termos de corpo rígido, do feixe como um todo.

A oscilação por torção não é um problema de condutores isolados, mas devido a presença dos espaçadores ela poderá existir. No caso dos feixes assimétricos, os grandes espaçamentos entre condutores caracterizam uma estrutura mais delgada e de menor rigidez a torção, assim, esta poderá ser apontada como a sollicitação mais frequente. O feixe pode tornar-se instável, sofrendo rotações de grande magnitude da sua seção transversal e assim, vir a comprometer a linha. Por outro lado, os feixes assimétricos poderão ser projetados para

obter a rigidez desejada, ou seja, aquela que torne o feixe estável para uma maior faixa de velocidades. Para isso, deve ser estudada uma configuração adequada para a seção transversal do feixe, distribuindo as massas de forma a garantir uma rigidez torcional satisfatória.

Em termos de coeficientes aerodinâmicos, podemos afirmar que os coeficientes de arrasto são equivalentes aos de cabos isolados e de mesma magnitude em todos os cabos do feixe. Os coeficientes de torção provavelmente são equivalentes ou até de maiores magnitudes que os de feixes convencionais. Esta previsão precisa ainda ser comprovada por experimentação de feixes assimétricos em túnel de vento ou através do monitoramento de estruturas reais.

## 7 **Conclusões**

O problema de análise dos efeitos produzidos pelo vento em condutores de linhas de transmissão tem sido examinado ao longo dos últimos 50 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 de energia é relativamente recente no país e há pouca bibliografia disponível sobre o comportamento mecânico desses condutores quando expostos ao vento. Em vista disso, foi proposto um programa experimental que abrangeu a determinação de coeficientes aerodinâmicos em túnel de vento, para cabos lisos e rugosos, tanto isolados como em feixes. Além de proporcionar a determinação das forças e momentos aeroelásticos dos modelos estudados para diferentes velocidades e turbulência do vento, a abordagem permite análises de instabilidade de feixes.

As principais conclusões extraídas do modelo teórico utilizado e do programa experimental realizado são apresentadas a seguir.

As características aerodinâmicas de cabos lisos e de fios enrolados em forma de helicóide, que é o caso da maioria dos condutores empregados em linhas aéreas de transmissão, são diferentes às dos cabos lisos. Os feixes formados por cabos rugosos tendem a ser mais instáveis que os formados por cabos lisos. O comportamento do condutor é modificado pela presença da rugosidade superficial, provocando o início do movimento em vãos estáveis ou aumentando a frequência de oscilação de movimentos preexistentes. A rugosidade provoca o aparecimento do movimento de galope vertical, que não ocorre para o caso de feixe de cabos lisos para as mesmas características de escoamento e de configuração do feixe.

O aumento do espaçamento entre os cabos do feixe garante a estabilidade quanto ao galope vertical. Os cabos a sotavento deixam de sofrer instabilidade devido a interferência da esteira dos cabos a barlavento, isso pode ser notado a partir de um espaçamento de 14 diâmetros. Por outro lado, estes feixes de seções maiores tendem a sofrer instabilidade devido a movimentos de torção, isso porque as suas seções são de menor rigidez torcional. O aumento da rigidez torcional, aumenta a frequência natural de torção dos feixes e estes passam a ser estáveis para todas as velocidades de incidência do vento. Medidas que garantam o aumento desse parâmetro serão eficazes para garantir a estabilidade dinâmica da linha de transmissão. Uma medida simples é a adoção de sub-vãos menores, ou seja, instalação de mais espaçadores

no vão. Uma outra maneira de se modificar a frequência natural de torção seria através da colocação de massas excêntricas ao longo do feixe. Excêntricas significa não localizadas no centro de gravidade. Na parte inferior do feixe estas massas aumentam a estabilidade torcional e provocam o contrário quando instaladas no topo do feixe. No caso de feixes com vários sub-condutores, a sua configuração é de grande importância na determinação da rigidez torcional do conjunto. Feixes assimétricos poderão ser projetados para obter a rigidez desejada, ou seja, aquela que torne o feixe estável para uma maior faixa de velocidades.

Como resultado da turbulência do vento causada pela rugosidade do terreno, vários autores concluem que surge um efeito estabilizador que aumenta a velocidade de início de movimento, e assim, reduz-se a probabilidade de ocorrência de instabilidade sob terrenos mais rugosos. Mas isso só acontece para configurações de feixes com sub-vãos de pequena extensão, ou seja, da ordem de 70m. Para linhas em feixes de condutores com sub-vãos superiores a 100m, portanto menos rígidos, a turbulência induz movimentos importantes (Diana, 1999).

Neste trabalho, os feixes inicialmente foram estudados para um sub-vão equivalente a todo o vão de 400m, ou seja, sem instalação de espaçadores. O aumento da frequência de torção simula um aumento do número de espaçadores, diminuindo o comprimento deste sub-vão. Este procedimento realmente garante a estabilidade tanto dos feixes sujeitos a escoamento suave como dos sujeitos a escoamento turbulento. Além disso, é notável que quanto menor for a frequência de torção, ou seja, maiores os sub-vãos, mais significativos são os efeitos da turbulência do escoamento na estabilidade do feixe.

Em relação ao número de condutores, a utilização de feixe de dois ou de quatro condutores não apresenta diferenças notáveis quanto a estabilidade dos mesmos, tendo as forças atuantes um comportamento bem semelhante em ambos os casos.

Por fim, para a gama de velocidades de vento experimentada nos ensaios, este parâmetro não apresenta influência significativa nos coeficientes aerodinâmicos, tanto dos cabos isolados quanto dos feixes.

## **7.1 Sugestões para futuros trabalhos**

- Realizar análise mais completa das forças aerodinâmicas atuantes em feixes de condutores através de determinação experimental dos coeficientes que dependem da velocidade angular do corpo. Verificar se no caso de feixes de condutores estes



parâmetros são significantes na caracterização do comportamento dinâmico, como proposto por Brito (1995).

- Determinar experimentalmente os coeficientes aerodinâmicos para cada condutor do feixe independentemente. Com isso, estudar minuciosamente os fenômenos de instabilidade causados pelo efeito de interferência das esteiras entre os condutores.
- Estudo de instabilidade de linhas compostas de feixes de condutores dispostos em configurações assimétricas. Determinar experimentalmente os coeficientes aerodinâmicos, prever o comportamento dinâmico dos seus condutores e estabelecer critérios de projeto para estas linhas não convencionais.

---

**Referências Bibliográficas**

- [1] ABNT, NBR 5422; **Projeto de Linhas Aéreas de Transmissão de Energia Elétrica**, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 1985.
- [2] ALEXANDROV, G.N.; Nosov, L.M.; **The Increase of Effectiveness of Transmission Lines and Their Corridor Utilization**, *CIGRE Paper*, 38-104, Paris - França, 1996.
- [3] BASU, R. I.; **Across-Wind Response of Slender Structures of Circular Cross - Section to Atmospheric Turbulence**, Ph. D Thesis, University of Western Ontario London, Ontario - Canada, 1982.
- [4] BEARDS, C. F.; **Vibrations and Control Systems**, Ed. Ellis Horwood, London – England, 1988.
- [5] BLESSMANN, Joaquim; **Aerodinâmica das Construções**, Editora Sagra, Porto Alegre – Brasil, 1990.
- [6] BLESSMANN, Joaquim; **Introdução ao Estudo das Ações Dinâmicas do Vento**, Editora da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – Brasil, 1998.
- [7] BLEVINS, R.; **Flow-induced Vibration**; Ed. Van Nostrand Reinhold Company –New York, 1977.
- [8] BRITO, José Luis Vital de; **Formulação dos Efeitos da Interação Fluido - Estrutura em Elementos Prismáticos, visando a determinação da Instabilidade Dinâmica devida a Ação do Vento**, Tese de Doutorado, CPGEC, Universidade Federal de Rio Grande do Sul, Brasil, 1995.
- [9] BRZOZOWSKI, V., HAWKST, R.; **Wake-Induced Full-Span Instability of Bundle Conductor Transmission Lines**, *AIAA Journal*, Vol. 14, No 2, February 1976.
- [10] CAVALCANTI, S.J.G. et al; **Adequação de Materiais às LPNE- Padronização versus Desenvolvimento**, *XV SNPTEE*, Foz de Iguaçu – Brasil, outubro 1999.
- [11] COOPER, K. R.; **Wake Galloping and Aeroelastic Instability in Flow Induced Structural Vibrations**, Ed. Naudascher, Springer, Berlin (1974) 762-768.

- 
- [12] 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 1975.
- [13] DART, F.C.; DOMINGUES, L.A.; CARVALHO, A.R.; PING, W.W. and SALLES, F.P.; **The HSIL line –An alternative for system planning**, CIGRE Work Group 08 of Study Committee 22, Paper 10, 1999.
- [14] DIANA, G. S.; BRUNI; CHELI, F.; FOSSATI, F.; MANENTI A.; **Aeolian Vibrations of overhead transmission lines computation in turbulence conditions**, *First Int. Symposium on Computacional Wind Engineering*, Tokyo, August 1992.
- [15] DIANA, G. at all; **Modelling of Aeolian vibration of single conductors: assessment of the technology**, *Electra No 181*, December, 1998.
- [16] DIANA, G.; MANENTI, A.; CHELI, F.; **Cable Modelling**, *3<sup>o</sup> International Symposia on Cable Dynamics*, Trondheim (Norway), August 1999.
- [17] DIANA, G.; MANENTI, A.; CHELI, F.; RESTA, F.; **The Aeroelastic Behaviour of the OHTL Expanded Bundles**, *3<sup>o</sup> International Symposia on Cable Dynamics*, Trondheim (Norway), August 1999.
- [18] ESMERALDO, P.C.V. at all; **A proposed design for the new furnas 500 kV Transmission Lines- The high Surge Impedance Loading Line**, CIGRE Work Group 08 of Study Committee 22, Paper 11, 1999.
- [19] HAGEDORN, P.; **On the Computation of Damped Wind-Exited Vibration of Overhead Transmission Lines**, *Journal of Sound and Vibration*, 33(3), 253-71, 1982.
- [20] HAGEDORN, P. and HADULLA, T.; **On the Mathematical Modeling of Vortex Excited Vibrations in Bundled Conductors**, *Proceeding FIV 2000*, Lucerne, June 19-22, 2000 pg. 69-74.
- [21] HARDY, C.; VAN DYKE, P.; **Field Observations on Wind-Induced Conductor Motions**, *Journal of Fluids and Structures*, 9, 43-60, 1995.

- 
- [22] 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.
- [23] JUNIOR, O.R; NETO, A.P.; DART, F.C. and DOMINGUES, L.A.; **Expanded Bundle Technique: a Way to Increase the Capacity of Overhead Transmission Lines**, CIGRE Work Group 08 of Study Committee 22, Paper 07, 1999.
- [24] LABEGALINI, P. R; LABEGALINI J. A; FUCHS, R. D.; ALMEIDA, M. T.; **Projetos Mecânicos das Linhas Aéreas de Transmissão**, Editora Edgard Blücher Ltda, 1992.
- [25] LOREDO-SOUZA, Acir M.; (1996); **The Behavior of Transmission Lines under High Winds**, Ph.D. Thesis, University of Western Ontario, London, Ontario, Canada.
- [26] **Modelling of Aeolian Vibration of Single Conductors: Assessment of the Technology**, CIGRE Group 11 of Study Committee 22, *ELECTRA*, nº 181, December 1998, pg. 52-69.
- [27] NAKAMURA, Y.; **Galloping of Bundle Power Line Conductors**, *Journal of Sound and Vibration*, 73(3), 363-377, 1980.
- [28] NIEMANN, H. J.; HOLSCHER, N.; **A Review of Recent Experiments on the Flow Past Circular Cylinders**, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Amsterdam, vol. 33, 1990 – pg. 197-209.
- [29] PRICE, S. J.; **Wake Induce Flutter of Power Transmission Conductors**, *Journal of Sound and Vibration*, 38(1), 125-147, 1975.
- [30] RIBEIRO, José Luis Duarte; **Efeitos da Rugosidade Superficial sobre as Pressões Médias e Flutuantes em Cilindros Circulares Fixos em Fluxo Bidimensional**, Tese de Doutorado, CPGEC, Universidade Federal de Rio Grande do Sul, 1989.
- [31] RIERA, Jorge D.; **On the Lateral Dynamic Response of Structures Subjected to Turbulent Wind Action**, UFRGS, July 1981.

- 
- [32] RIEIRA, J. D.; PAIXÃO, R. F.; **Frecuencias de Vibracion de Cables com Baja Tension Inicial, Estacionarios y en Movimiento**, *Sismodinámica* 2:65-74, 1991.
- [33] RIEIRA, J. D.; BRITO, J. L. V.; **Instability of Pipes and Cables in Non-Homogeneous Cross-Flow**, *Journal of Wind and Structures*, Vol.1, Nº1, 59-67, 1998.
- [34] SACHS, Peter M.; **Wind Forces in Engineering**, 2<sup>a</sup> edition, 1978.
- [35] SCALAN, 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.
- [36] SIMPSON, A.; LAWSON, T.V.; **Oscillations of twin power transmission lines**, *Proceedings of the Symposium on Wind Effects*, Loughborough University, April 1968.
- [37] SIMPSON, A.; **On the Flutter of a Smooth Circular Cylinder in a Wake**, *The Aeronautical Quarterly*, 25-41, February 1971.
- [38] SIMPSON, A.; **Wake Induce Flutter of a Circular Cylinders: Mechanical Aspects**, *The Aeronautical Quarterly*, 101-118, May 1971.
- [39] SIXTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND ENGINEERING, volume 2, session 13, Gold Coast, Australia, 1983.
- [40] THOMAS, P. H.; **Output and Regulation in Long Distance Lines and Calculation of High Tension Lines**, *Transactions AIEE*, Vol. 28, Part I, 641-686, Nova York, 1909.
- [41] TRANSMISSION LINE REFERENCE BOOK – WIND-INDUCED CONDUCTOR MOTION, Electric Power Research Institute, 1979.
- [42] YU, P.; DESAI, Y.M.; SHAH, A.H.; POPPLEWELL, N.; **Three-Degree-of-freedom Model for Galloping. Part I and Part II**, *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 119, 2405-2448, 1993.
- [43] WARDLAW, R. L.; COOPER, K. R.; **A Wind Tunnel Investigation of the Steady Aerodynamic Forces on Smooth and Stranded Twin Bundled Power Conductors**

- 
- for the Aluminum Company of America, LTR-LA-117, National Aeronautical Establishment, Ottawa-Canada, August 1973.**
- [44] **WATTS, J.; KO, R.; A Wind Tunnel Investigations into the Aerodynamic Stability of Bundled Power Line Conductors for Hydro-Quebec, Part III: Dynamic Sectional Model Tests Using a Four-Spring Orthogonal Suspension, NRC (Canada) Laboratory Technical Report, LA-103, January 1973.**
- [45] **WATTS, J.; KO, R.; A Wind Tunnel Investigations into the Aerodynamic Stability of Bundled Power Line Conductors for Hydro-Quebec, Part I: Dynamic Sectional Model Testing Using Axially Tensioned Spring Suspension, NRC (Canada) Laboratory Technical Report, LA-102, January 1973.**
- [46] **WHITE, Frank M.; Fluid Mechanics, McGraw-Hill Kogakusha, cap. 7, 1979.**
- [47] **ZDRAVKOVICH, M.M.; Review of interference-induced oscillations in flow past two parallel circular cylinder in various arrangements, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 28 (1988) 183-200.**
- [48] **ZHANG, Q.; POPPLEWELL, N.; SHAH, A.; Galloping of Bundle Conductor, Journal of Sound and Vibration, 234(1), 115-134, 2000.**

## Anexo 1

## FREQUÊNCIAS DE VIBRAÇÃO DE CABOS

diâmetro dos cabos: 2,23 a 2,70 cm

Parâmetros da Linha	EA (N*m <sup>2</sup> /m <sup>2</sup> )	T (N)	L (m)	m (kg/m)	S (m)
<b>Caso 1</b>	2,02E+07	30000,0	125,88	2,38	0,16
<b>Caso 2</b>	1,33E+07	21730,0	125,90	1,63	0,15
<b>Caso 3</b>	2,97E+07	32000,0	243,80	1,80	0,42
<b>Caso 4</b>	2,55E+07	15000,0	125,00	1,60	0,21
<b>Caso 5</b>	2,55E+07	20106,0	500,00	1,22	1,89

Frequências - Teoria Linear	
1º Modo Simétrico	1º Modo Antissimétrico
Vertical	Vertical
$\omega_z$ (Hz)	$\omega_z$ (Hz)
0,5531	0,8921
0,5457	0,9171
0,4074	0,5469
0,7010	0,7746
0,3378	0,2569

Parâmetros de Cálculo			
l (m)	$\lambda^2$	$\epsilon_j$	y (m)
125,88	6,47	1,24	0,63
125,90	5,25	1,19	0,63
243,80	16,80	1,49	1,22
125,00	29,12	1,81	0,63
500,02	112,29	2,63	2,50

Frequências - Teoria Não Linear	
1º Modo Simétrico	1º Modo Antissimétrico
Vertical	Vertical
$\omega_z$ (Hz)	$\omega_z$ (Hz)
0,5588	0,9013
0,5508	0,9257
0,4132	0,5547
0,7192	0,7947
0,3443	0,2618

Erro ( $\omega_{\text{não linear}} - \omega_{\text{linear}}$ ) / $\omega_{\text{não linear}}$
Teoria Linear x Não Linear
$\omega_z$ (Hz)
1,024%
0,931%
1,401%
2,526%
1,903%

A comparação entre as teorias foi apresentada somente para o caso das frequências verticais, isso porque as frequências horizontais possuem formulação semelhante, apresentando o mesmo comportamento.

### Lista de Símbolos

$EA$  ( $N \cdot m^2 / m^2$ ): Módulo de Elasticidade multiplicado pela área (rigidez axial)

$T$  (m): Tração no cabo

$L$  (m): Comprimento Horizontal do cabo

$m$  (kg/m): Massa distribuída no cabo

$S$  (m): Flecha no vão

$l$  (m): Comprimento do cabo

$y$  (m): amplitude do movimento (+y a -y)



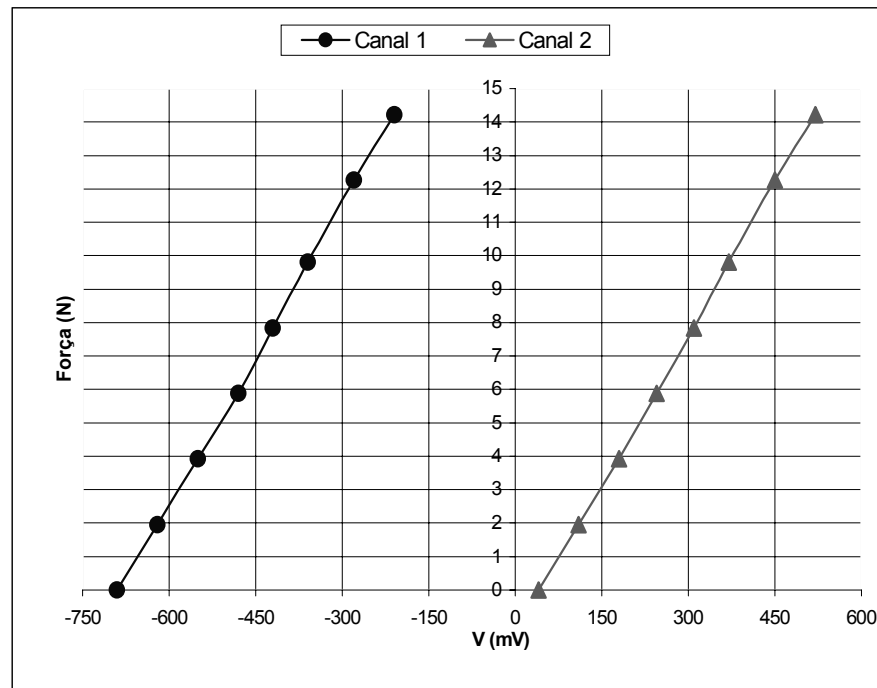
## Anexo 2

### CALIBRAÇÃO DOS MODELOS

Uma das células de carga utilizada possui um par de extensômetros na posição vertical e horizontal que permitem a determinação das forças de arrasto e de sustentação. A outra célula mede o momento aerodinâmico. Par leitura dos sinais provenientes das células são utilizados três canais.

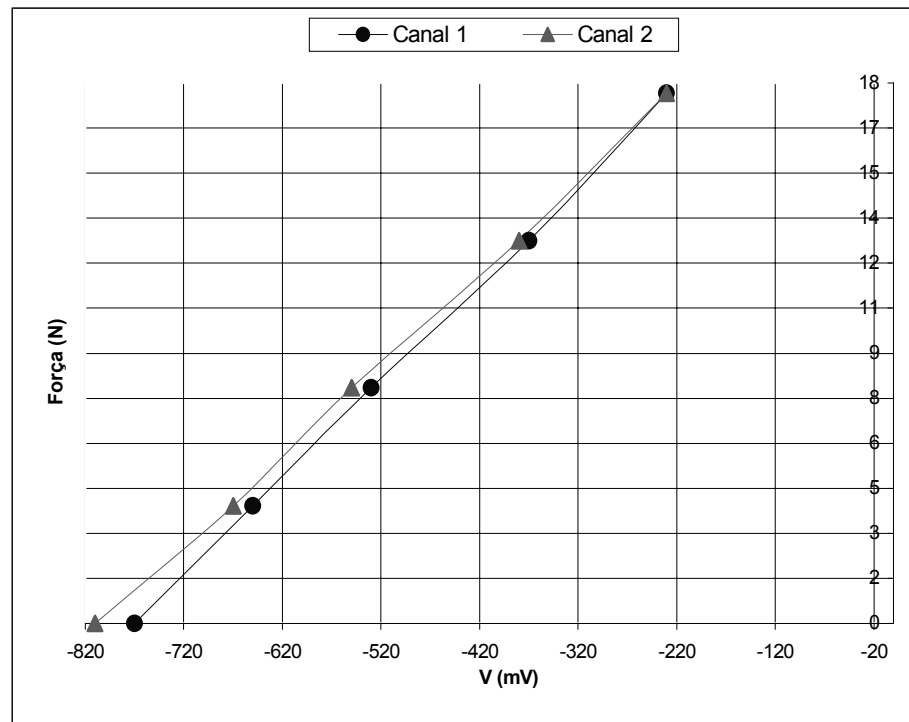
A calibração é feita através da aplicação de cargas conhecidas nas direções vertical e horizontal no centro de gravidade do feixe e cargas excêntricas para calibração do momento aerodinâmico. A cada incremento de carga é feita a leitura dos três canais nos multímetros, o processo é repetido na ocasião de retirada das cargas. A título de exemplo, são apresentadas as três tabelas abaixo, que referem-se a calibração de um dos modelo estudados. A última linha das referidas tabelas apresentam a inclinação das retas dos gráficos em relação ao eixo vertical (V/ Força). Esses valores serão utilizados para a determinação da matriz de constantes de calibração para cada modelo estudado.

<b>Força aplicada na direção do vento (x) – cargas aplicadas no centro do feixe</b>					
		acrescentando-se massa		retirando-se massa	
<b>massa</b>	<b>Força</b>	<b>Canal 1</b>	<b>Canal 2</b>	<b>Canal 1'</b>	<b>Canal 2'</b>
(g)	(N)	(mV)	(mV)	(mV)	(mV)
0	0,00	-710,0	20,0	-720,0	20,0
200	1,96	-620,0	100,0	-630,0	110,0
400	3,92	-550,0	180,0	-550,0	180,0
600	5,88	-480,0	250,0	-490,0	260,0
800	7,85	-420,0	310,0	-420,0	310,0
1000	9,81	-360,0	370,0	-370,0	380,0
1250	12,26	-280,0	450,0	-290,0	460,0
1450	14,22	-200,0	540,0	-200,0	540,0
		$V_{1X} = 32,1$	$V_{2X} = 32,1$	<b>31,1</b>	<b>33,1</b>



**Força aplicada na direção perpendicular ao vento (z)– cargas aplicadas no centro do feixe**

massa (g)	Força (N)	acrescentando-se massa		retirando-se massa	
		Canal 1 (mV)	Canal 2 (mV)	Canal 1 (mV)	Canal 2 (mV)
0	0,00	-770,0	10,0	-810,0	0,0
400	3,92	-650,0	-120,0	-670,0	-140,0
800	7,85	-530,0	-250,0	-550,0	-260,0
1300	12,75	-370,0	-410,0	-380,0	-420,0
1800	17,65	-230,0	-570,0	-230,0	-570,0
		$V_{1z} = 24,5$	$V_{2z} = -26,5$	<b>28,6</b>	<b>-28,6</b>



Para determinar-se as forças nas direções  $x$  e  $z$  e posteriormente as forças de arrasto e sustentação aplica-se o sistema de equações abaixo.

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{1X} & V_{1Z} \\ V_{2X} & V_{2Z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_X \\ F_Z \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 32,1 & 24,5 \\ 32,1 & -26,5 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_X \\ F_Z \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} F_X \\ F_Z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{1X} & V_{1Z} \\ V_{2X} & V_{2Z} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} F_X \\ F_Z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 32,1 & 24,5 \\ 32,1 & -26,5 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} F_X \\ F_Z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0,016187 & 0,014965 \\ 0,019608 & -0,019608 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix}$$

$$F_X = 0,016187 * V_1 + 0,014965 * V_2$$

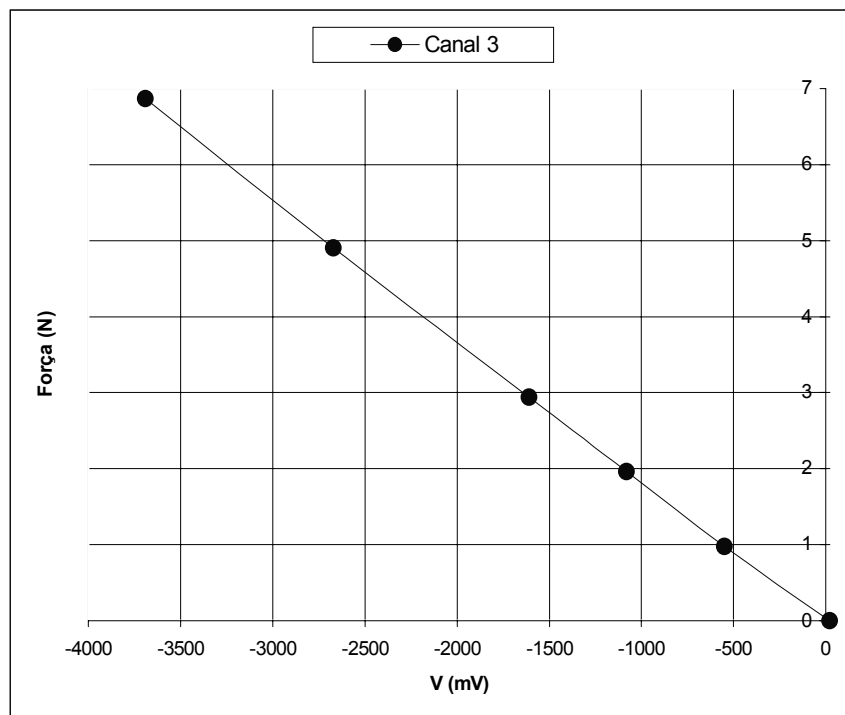
$$F_Z = 0,019608 * V_1 - 0,019608 * V_2$$

$$F_a = \cos \alpha * F_X - \sin \alpha * F_Z$$

$$F_s = \cos \alpha * F_Z + \sin \alpha * F_X$$

Força excêntrica – carga aplicada em apenas um dos cabos

massa (g)	Força (N)	CH3 (mV)	CH3' (mV)
0	0,00	20,0	-10,0
100	0,98	-550,0	-580,0
200	1,96	-1080,0	-1140,0
300	2,94	-1610,0	-1670,0
500	4,90	-2670,0	-2700,0
700	6,86	-3690,0	-3690,0
		<b>-539,2</b>	<b>-534,7</b>



A constante de calibração de momento aerodinâmico ( $K_m$ ) é simplesmente o valor  $-539,2$ .

O momento será definido por:

$$M = \frac{V_3}{K_m}$$

A partir da determinação das forças e momento aerodinâmico determina-se os coeficientes de arrasto, sustentação e torção conforme as equações:

$$C_a = \frac{F_a}{q * A_e}; \quad C_s = \frac{F_s}{q * A_e}; \quad C_m = \frac{M}{q * A_e^2}$$

sendo,  $A_e$  a área exposta ao vento, ou seja, o comprimento do modelo multiplicado pelo diâmetro dos cabos e pelo número de cabos do feixe.

### Anexo 3

A seguir é apresentada subrotina em MatLab desenvolvida para determinar as regiões de instabilidade em função do ângulo de incidência do vento e velocidade do escoamento para cada modelo de feixe estudado. Através desta subrotina obtém-se as figuras da seção 6.2 (caso B) deste trabalho, sendo que para cada modelo estudado são modificados os parâmetros relacionados a sua configuração e coeficientes aerodinâmicos.

```
%-----  
% ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE NAS FREQUÊNCIAS NATURAIS DE FEIXES  
%-----  
% 1. Definição de Parâmetros  
% cabo Rook:  
% E: módulo de elasticidade (N/mm2)  
% a: coeficiente de dilatação térmica (1/oC)  
% A: área da seção transversal (mm2)  
% Tnr: tração nominal de ruptura (N)  
% d: diâmetro (m)  
% p: peso próprio do cabo (N/m)  
  
% linha em estudo:  
% t1: temperatura na condição inicial  
% t2: temperatura na condição final  
% L: comprimento do vão (m)  
% T1: tração inicial no cabo = 20%Tnr  
  
% condições de análise:  
% V: velocidade do vento incidente (m/s)  
% Dt: variação de temperatura (oC)  
%-----  
% 2. Dados do problema  
% cabo Rook:  
E=72940;  
a=0.00001875;  
A=364.064;  
Tnr=100810;  
d=0.0248;  
p=11.955;  
  
% linha em estudo:  
t1=20;  
t2=20;
```

```

L=300;
T1=.2*Tnr;

Dt=t2-t1;
nr=30;
U= linspace(0.001,40,nr);

for r = 1:nr;
%-----
% 3. Equações do problema
% pressão do vento (N/m2)
q(r)=0.613*U(r)^2;

% força resultante devido a pressão do vento em um cabo (N/m)
fv(r)=q(r)*d;

% resultante no cabo: força do vento + peso próprio (N/m)
pr(r)=(p^2+(fv(r)^2))^0.5;

% determinação da tração final no cabo após variação de temperatura e velocidade
R(1)=1;
R(2)=((E*A*(p^2)*(L^2))/(24*T1^2))+E*A*a*(Dt)-T1;
R(3)=1;
R(4)=-(E*A*(pr(r)^2)*(L^2))/24;
Z=roots(R);
T2(r)=Z(3)

% comprimento do cabo e flecha iniciais (m)
S1=((L^2)*p)/(8*T1);
l1=L*(1+((8/3)*(S1/L)^2));

% comprimento do cabo e flecha finais (m)
S2(r)=((L^2)*pr(r))/(8*T2(r));
l2(r)=L*(1+((8/3)*(S2(r)/L)^2));

% wx,wz,wq: frequências naturais iniciais nas direções x,z e theta (rad/s)
wx1=(pi/L)*(T1/p)^0.5;
C=(1)/(E*A);
lamb1=((p*L/(T1))^2)*L/(T1*l1*C);
%-----
% 4. Chamada de função
[e1]=epsilon1(5);
%-----
% wx,wz,wq: frequências naturais finais nas direções x,z e theta (rad/s)
wx2(r)=((e1*pi)/L)*(T1/p)^0.5;
wx2(r)=(pi/L)*(T2(r)/p)^0.5;

```

```

lamb2(r)=((p*L/(T2(r)))^2)*L/(T2(r)*l2(r)*C);
%-----
% 5.Chamada de função
[e2]=epsilon1(5);
%-----
wz2(r)=((e2*pi)/L)*(T2(r)/p)^0.5;
%-----
end
%-----
% ANÁLISE DO MOVIMENTO DE UM FEIXE DE 04 CABOS C/ d=10c /ESC. SUAVE/
%-----
% 1. Definição de Parâmetros
% Cao: coeficiente de arrasto
% Cso: coeficiente de sustentação
% Cmo: coeficiente de torção
% Caa: derivada do coef. de arrasto em relação ao ângulo de ataque
% Csa: derivada do coef. de sustentação em relação ao âng. de ataque
% Cma: derivada do coef. de torção em relação ao ângulo de ataque
% al: ângulo de ataque alpha em graus
% alrad: ângulo de ataque alpha em radianos
%-----
% 2. Dados do problema
rho = 1.293;      % densidade do ar (kg/m3)
s = 10.*d;      % distância entre os cabos (m)
m = 4.78;      % massa do feixe (kg/m)
mi = rho*s*4*d/(2*m);% massa relativa

% frequência natural de giro em q (rad/s),
wq = 1.5;

% coeficientes aerodinâmicos determinados experimentalmente
nv = 70;
al = linspace(0.0,-45,nv);
alrad = (al*pi)/180;

Cao=(0.555831-8.256319*alrad)/(1-4.224171*alrad+7.309932*(alrad.^2));
Cso=-0.133339-3.219537*alrad-14.49276*(alrad.^2)-1.35964*(alrad.^3)-10.55970*(alrad.^4);
Cmo=(0.158696+0.395222*alrad)/(1+6.679012*alrad+11.72153*(alrad.^2));
Caa= gradient(Cao,alrad);
Csa= gradient(Cso,alrad);
Cma= gradient(Cmo,alrad);

% loop sobre relação de frequências e ângulos de incidência
figure(1);
axis([0 40 -45 0]);
title('Efeito da Velocidade - Feixe 4 cabos (s=10d), esc. suave e t=20oC')

```



```

xlabel('U(m/s)');
ylabel('ângulo de ataque (graus)');
grid on;
hold on;

for v = 1:nv,
    for r = 1:nr,
%-----
% 3. Calcular termos da matriz de coeficientes do sistema
t(r) = d/U(r);
A1 = 2*mi*Cao(v);
A2 = (t(r)*wx2(r))^2;
A3 = -mi*(Cso(v)-Caa(v));
A4 = mi*Caa(v);
A5 = 2*mi*Cso(v);
A6 = mi*(Cao(v)+Csa(v));
A7 = (t(r)*wz2(r))^2;
A8 = mi*Csa(v);
A9 = -4*mi*Cmo(v);
A10 = -2*mi*Cma(v);
A11 = [(t(r)*wq)^2-2*mi*Cma(v)];

C(1)= 1;
C(2)= (A1+A6);
C(3)= (-A3*A5+A7+A1*A6+A2+A11);
C(4)= (-A8*A10-A4*A9+A1*A7+A2*A6+A6*A11+A1*A11);
C(5)= (A3*A9*A8+A5*A4*A10-A8*A10*A1-A5*A3*A11- A4*A9*A6+A2*A7...
+A7*A11+A1*A6*A11+A2*A11);
C(6)= (-A8*A10*A2-A4*A9*A7+A1*A7*A11+A2*A6*A11);
C(7)= (A2*A7*A11);

raizes = roots(C);
R = real(raizes);
%-----
% 4. Saída de dados
if (R(:)<0),
    plot(U(r),al(v),'x'); %estável
else
    plot(U(r),al(v),'*'); %instável
end
    end
end
hold off;
%-----
% End of script m-file INSTABILIDADETEST

```

## Anexo 4

Os resultados obtidos para os coeficientes aerodinâmicos de feixes na terceira etapa experimental estão apresentados na seção 5.2.3 deste trabalho. As curvas encontradas para cada um dos coeficientes em função do ângulo de inclinação do feixe foram ajustadas a uma equação para permitir a posterior derivação do coeficiente em função do ângulo. Para o ajuste de uma equação foi utilizado o programa CurveExpert 1.3 para Windows.

A Tabela a seguir mostra as equações encontradas para cada curva apresentada. As curvas foram ajustada a uma Função Racional da forma  $y = \frac{a + bx}{1 + cx + dx^2}$  ou a uma Função Polinomial de 4º grau da forma  $y = a + bx + cx^2 + dx^3 + ex^4$ . A escolha foi baseada na busca do maior coeficiente de correlação.

Curva	V (m/s)	a	b	c	d	e
Ca	22,0	0,555831	-8,256319	-4,224171	7,309932	
Ca	31,0	0,724743	-2,582307	-0,712170	3,674310	
Cs	22,0	-0,133339	-3,219537	-14,49276	-21,35964	-10,55970
Cs	31,0	0,016207	0,326888	1,697671	1,457161	
Cm	22,0	0,158696	0,395222	6,679012	11,72153	
Cm	31,0	0,172945	-0,003992	6,588918	14,33449	
Ca	17,0	0,985478	-1,456197	-9,283805	-17,08061	-10,08373
Ca	24,0	0,936371	0,381236	0,477863	0,515672	
Cs	17,0	-0,002201	-0,550957	-3,292908	-6,415286	-3,887865
Cs	24,0	0,023382	0,593665	-0,842320	-0,174774	
Cm	17,0	-0,054762	-6,476642	-21,90101	-28,37451	-12,32885
Cm	24,0	0,200199	-4,799806	-17,33346	-21,86878	-8,847646
Ca	23,0	0,5797519	-15,84369	-16,63994	7,598919	
Ca	32,0	0,711339	-4,196375	-3,7900934	2,206496	
Cs	23,0	0,0124761	0,575798	1,6290279	1,3408972	
Cs	32,0	0,005509	0,600593	1,4538172	1,1497215	
Cm	23,0	-0,0907661	-3,633374	-15,242916	-24,384531	-12,869974
Cm	32,0	-0,0453324	-6,5905701	-30,936044	-51,22888	-27,84998
Ca	17,0	0,7493064	-1,215676	0,087660	1,778233	
Ca	25,0	0,732337	-1,181656	0,366997	1,999325	

Cs	17,0	-0,0183747	2,332915	-0,869957	0,3373565	
Cs	25,0	-0,0272343	3,304663	-2,8436026	-1,284596	
Cm	17,0	0,0166195	-3,956348	-11,403785	-16,429611	-9,7157403
Cm	25,0	-0,0189037	-4,604352	-1,107447	8,7590723	
Ca	23,0	0,930167	-11,47198	-7,486312	9,234973	
Ca	32,0	1,081408	-0,731149	0,248849	1,873440	
Cs	23,0	-0,080789	0,451951	1,523299	1,163489	
Cs	32,0	-0,077647	0,833124	1,021605	1,011278	
Cm	23,0	-0,121493	0,514405	5,518532	15,61172	
Cm	32,0	-0,094478	2,105289	5,356847	32,40081	
Ca	17,0	0,7098856	-11,521886	-8,0036368	7,6482475	
Ca	24,0	0,6798466	-20,80089	-14,59123	11,416151	
Cs	17,0	0,0160217	-0,1879544	2,9648546	3,563594	
Cs	24,0	-0,0578512	0,4358589	-0,618538	-0,992192	
Cm	17,0	-0,214399	3,994375	-1,950484	7,079335	
Cm	24,0	-0,198219	7,218351	-5,619004	17,16492	
Ca	23,0	0,678243	-11,82667	-6,444692	16,26862	
Ca	32,0	0,859515	-10,57842	-6,0947796	9,4675139	
Cs	23,0	0,008371	1,407109	-0,295468	-0,216052	
Cs	32,0	-0,1320379	0,433807	1,457034	0,9511322	
Cm	23,0	-0,060166	3,296067	17,29865	31,30237	18,27604
Cm	32,0	-0,110888	3,024024	16,46457	28,00409	15,04545
Ca	18,0	0,844708	-0,658819	-2,279679	-2,479623	-1,381728
Ca	24,0	0,8210492	-2,292786	-1,2257601	2,796037	
Cs	18,0	0,0292053	0,4922936	1,745865	1,2280313	
Cs	24,0	-0,0731059	0,3614342	1,7476757	1,2112745	
Cm	18,0	0,0005929	1,588171	6,495155	10,880429	5,8340957
Cm	24,0	-0,082892	1,639726	7,594971	13,28564	7,181685
Ca	22,0	0,832966	-0,617738	0,472357	4,003048	3,056189
Ca	32,0	0,865339	-0,153542	0,598004	1,156902	
Cs	22,0	-0,000936	0,730379	1,099523	0,926810	
Cs	32,0	-0,005682	0,936224	0,516267	0,516029	
Cm	22,0	0,150595	-3,141669	-18,35824	-34,33317	-20,63043
Cm	32,0	0,103399	-0,918756	5,954409	36,65800	
Ca	17,0	0,8439537	-0,282608	-2,929697	-6,171859	-3,974542

Ca	24,0	0,8026792	-2,289762	-2,235533	0,9472051	
Cs	17,0	0,0381488	0,3029286	1,913034	1,4113313	
Cs	24,0	0,032993	0,3631007	1,9160299	1,5015815	
Cm	17,0	0,2503739	0,1829627	2,2624685	1,6046078	
Cm	24,0	0,191274	0,100028	2,424191	2,064888	
Ca	23,0	0,881448	-1,727415	-0,369416	1,933681	
Ca	32,0	0,9740427	-2,073717	-0,7837232	1,8020017	
Cs	23,0	-0,1189145	0,4472606	0,8482364	0,2874613	
Cs	32,0	-0,1241151	1,0859923	-0,5455442	-0,7189558	
Cm	23,0	-0,014104	-4,451797	-26,52492	-55,66565	-36,47233
Cm	32,0	0,071120	-2,619369	-14,98409	-28,69279	-17,57967
Ca	17,0	0,7677629	-3,405656	-15,491725	-25,09607	-13,51804
Ca	25,0	0,935476	-2,087542	-11,94299	-21,705713	-12,561527
Cs	17,0	0,0968149	0,9905744	-1,2672917	-1,786472	
Cs	25,0	-0,1035067	-0,0053071	2,215499	1,3929468	
Cm	17,0	0,096297	-2,293914	-12,73796	-28,46564	-19,954697
Cm	25,0	0,129811	-1,779486	-10,43253	-22,08937	-14,64269
Ca	23,0	0,729666	-3,436782	-9,741158	-11,943614	-6,568836
Ca	32,0	0,884489	0,075635	1,707293	2,191493	
Cs	23,0	0,028815	3,525801	-2,775196	0,132719	
Cs	32,0	0,011453	2,098835	-0,598274	0,875995	
Cm	23,0	-0,293197	0,352345	6,542529	17,91366	
Cm	32,0	-0,243559	0,016198	6,226643	14,71977	
Ca	17,0	0,93	-587,04753	-530,7206	193,06413	
Ca	24,0	0,88	-4,979E08	-4,664E08	1,110E08	
Cs	17,0	0,33	7,3330374	-94,29979	-85,95489	
Cs	24,0	0,16	1,752122	-6,896289	-4,883148	
Cm	17,0	0,04	-1,4882116	3,522455	13,108631	
Cm	24,0	0,06	-0,146603	4,831796	7,331008	