

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

**Estudo das Metodologias para o Cálculo da Resposta de
Estruturas Cilíndrico Circulares Frente ao Fenômeno de
Desprendimento de Vórtices: Proposta Atualizada para a NBR-
6123**

Pedro Grala

Porto Alegre
2016

PEDRO GRALA

**ESTUDO DAS METODOLOGIAS PARA O CÁLCULO DA
RESPOSTA DE ESTRUTURAS CILÍNDRICO CIRCULARES
FRENTE AO FENÔMENO DE DESPRENDIMENTO DE
VÓRTICES: PROPOSTA ATUALIZADA PARA A NBR-6123**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul,
como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em
Engenharia

Porto Alegre

2016

PEDRO GRALA

**ESTUDO DAS METODOLOGIAS PARA O CÁLCULO DA
RESPOSTA DE ESTRUTURAS CILÍNDRICO CIRCULARES
FRENTE AO FENÔMENO DE DESPRENDIMENTO DE
VÓRTICES: PROPOSTA ATUALIZADA PARA A NBR-6123**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Área de Concentração Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Porto Alegre, março de 2016.

Prof. Acir Mércio Loredou Souza
Ph.D., University of Western Ontario,
Canadá
Orientador

Prof. Marcelo Maia Rocha
Dr. Techn., Universität Innsbruck,
Áustria
Coorientador

Prof. Carlos Torres Formoso
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof^a. Michèle Schubert Pfeil (UFRJ)
D.Sc., Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil

Prof. Jorge Daniel Riera (UFRGS)
Ph.D., Princeton University, EUA

Prof. Adrian Roberto Wittwer (UNNE/Argentina)
D.Sc., Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Prof. Gustavo Javier Zani Núñez (UFRGS)
D.Sc., Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Dedico este trabalho à minha família.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais Humberto e Rosmari, às minhas irmãs Bruna e Luiza e aos demais familiares por tudo.

Aos meus colegas do curso de mestrado, pelas dicas e auxílios ao longo do curso e também pela amizade e companheirismo.

Ao professor Gustavo Javier Zani Núñez por toda a ajuda e disponibilidade ao longo deste trabalho.

À empresa Vento-S, principalmente à Maria Cristina Dolz Bênia e ao Mario Gustavo Klaus Oliveira, por toda a colaboração de forma prestativa e fundamental para o presente trabalho.

Às funcionárias da biblioteca da Escola de Engenharia da UFRGS, principalmente à senhora Silvia Rossi, por toda sua ajuda e suporte na busca por bibliografias.

Ao professor Marcelo Maia Rocha pelo empenho e dedicação imprescindíveis para o andamento da pesquisa.

Ao professor Acir Mércio Loredo-Souza por tudo, desde conversas e explicações sobre conceitos básicos até o acompanhamento e a própria orientação ao longo do trabalho feita com maestria.

Aos professores do PPGEC da UFRGS pelos ensinamentos e aos funcionários da secretaria por toda ajuda de forma prestativa.

À CAPES pela bolsa concedida ao longo do curso.

RESUMO

GRALA, P. **Estudo das metodologias para o cálculo da resposta de estruturas cilíndricas circulares frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices: proposta atualizada para a NBR-6123.** Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2016.

Estruturas como torres e chaminés industriais são bastante vulneráveis ao fenômeno de desprendimento de vórtices, devido à sua esbeltez e forma rombuda. Além disso, devido ao baixo amortecimento estrutural que possuem, essas estruturas também têm maiores chances de atingir grandes amplitudes de deslocamento, o que é causado pelo efeito de captura. Apesar de esse tipo de estrutura ser considerado simples dos pontos de vista estrutural e aerodinâmico, o estudo das vibrações transversais nessas estruturas é bastante complicado, pois envolve a interação entre tópicos complexos da mecânica dos fluidos e estrutural, tornando a determinação confiável da resposta estrutural um dos problemas mais difíceis da Engenharia do Vento. Ao longo das últimas cinco décadas, diversos pesquisadores vêm estudando esse fenômeno, buscando uma abordagem que consiga considerar todos os tópicos que envolvem o mecanismo de vibração por desprendimento de vórtices. Entretanto, apesar dos esforços, os modelos existentes para a verificação da resposta da estrutura são de caráter empírico, sendo os dois mais aceitos pela comunidade científica o modelo de comprimento de correlação de Ruscheweyh e o modelo matemático espectral de Vickery e Clark, o qual foi posteriormente aprimorado por Vickery e Basu. Primeiramente, são estudados em detalhe esses dois modelos e seus métodos derivados, os quais são apresentados em normas e códigos. Após isso, é feita uma proposta de cálculo de dimensionamento do deslocamento do topo de tais estruturas baseada no modelo de Vickery e Basu e adaptada às necessidades da NBR-6123. E finalmente, são apresentados dados de 42 estruturas, as quais atingiram grandes amplitudes de vibração em seu topo. Essas estruturas foram dimensionadas segundo as diretrizes de cada um dos métodos estudados neste trabalho, o que demonstrou o bom desempenho do Método II do Eurocódigo, do Método do CICIND e da Proposta III-B para a NBR-6123.

Palavras-chave: *desprendimento de vórtices; chaminés industriais; resposta dinâmica.*

ABSTRACT

GRALA, P. **Study of the methodologies for the calculation of the response of circular cylindrical structures due to vortex shedding phenomenon: updated proposal for the Brazilian Wind Code.** Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2016.

Structures like towers and industrial chimneys are quite vulnerable to the vortex shedding phenomenon, due to their slenderness and non-aerodynamic form. Furthermore, due to their low structural damping, these structures are also more likely to reach large displacement amplitudes, which is caused by the lock-in effect. Although these structures are considered as simple from structural and aerodynamic points of view, the study of cross-wind vibrations in these structures is quite complicated, as it involves the interaction of complex topics of fluid and structural mechanics, turning a reliable determination of the structural response into one of the most complicated problems in Wind Engineering. Over the past five decades, several researchers have been studying this phenomenon, seeking an approach that could consider all topics involving the vibrating mechanism by vortex shedding. However, despite the efforts, the existing models for predicting the response of the structure are empirical, with the two most accepted by the scientific community being the Ruscheweyh's correlation length model and the Vickery & Clark's spectral mathematical model, which was further enhanced by Vickery & Basu. Firstly, these two models and their derivative methods, which are reported in standards and codes, are studied in detail. After, a calculation proposal for predicting the top displacement of such structures is presented, which is based on the Vickery & Basu model and adapted to the needs of NBR-6123. Finally, data for 42 real structures which have reached large vibration amplitudes at their tops is presented. These structures were designed according to the guidelines for each of the methods studied in this work, which demonstrated the good performance of the Eurocode II Method, of the CICIND Method and of the NBR-6123 III-B Proposal.

Keywords: *vortex shedding; industrial chimney; dynamic response.*

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	18
1.1 RELEVÂNCIA DO ESTUDO	18
1.2 ESTADO DA ARTE	20
1.3 OBJETIVOS	22
1.4 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO	23
2 VIBRAÇÕES POR DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES	25
2.1 CONCEITOS BÁSICOS	25
2.2 PARÂMETROS ADIMENSIONAIS	29
2.2.1 Número de Reynolds	29
2.2.2 Número de Strouhal	30
2.2.3 Número de Scruton	31
2.2.4 Velocidade, frequência e amplitude reduzidas	32
2.3 AERODINÂMICA DO CILINDRO CIRCULAR	32
2.3.1 Distribuição circunferencial de pressões	32
2.3.2 Efeitos da viscosidade	33
2.3.3 Regimes de escoamento	35
2.4 TURBULÊNCIA	40
2.5 RUGOSIDADE SUPERFICIAL	44
2.6 INFLUÊNCIA DA TRIDIMENSIONALIDADE	47
2.6.1 Esbeltez finita	47
2.6.2 Gradiente de velocidade e diâmetro variável	50
2.7 INTERAÇÃO FLUIDO-ESTRUTURA	53
2.7.1 Movimento do cilindro	53
2.7.2 Amortecimento estrutural	56
3 MODELOS MATEMÁTICOS	58
3.1 INTRODUÇÃO	58
3.2 MODELOS DE UM GRAU DE LIBERDADE	59
3.2.1 Modelo de Vickery e Clark	60
3.2.2 Modelo de Vickery e Basu	63
3.2.3 Modelo de Vickery e Basu simplificado	72
3.2.4 Método II do Eurocódigo	75
3.2.5 Método do Código CICIND	78
3.2.6 Norma Canadense (NBC 1985)	80

3.2.7 Proposta II NBR-6123 – Paluch e Riera	82
3.3 MODELOS DE COMPRIMENTO DE CORRELAÇÃO	84
3.3.1 Modelo de Ruscheweyh	84
3.3.2 Método I do Eurocódigo	88
3.3.3 Proposta I NBR-6123 – Riera e Paluch	90
4 NOVAS PROPOSTAS PARA A NBR-6123	93
4.1 PROPOSTA III-A NBR-6123	94
4.1.1 Utilização da proposta III-A sem a NBR-6123	97
4.1.2 Dedução das expressões e comentários	98
4.2 PROPOSTA III-B NBR-6123	103
4.2.1 Dedução das expressões e comentários	106
5 COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS	113
5.1 APLICAÇÃO DOS MÉTODOS EM ESTRUTURAS REAIS	113
5.2 COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS E COEFICIENTES	120
5.2.1 Comparação entre os métodos baseados no modelo de Vickery e Basu	125
5.2.2 Comparação entre coeficientes dos métodos baseados em Vickery e Basu	125
6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	127
6.1 COMPARAÇÕES E COMENTÁRIOS SOBRE OS MÉTODOS	127
6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	130
REFERÊNCIAS	131
APÊNDICES	136
APÊNDICE A – EXEMPLOS 1 A 42 COM SUAS CARACTERÍSTICAS E COEFICIENTES PARA CADA MÉTODO	137
A1 Exemplos 1 a 42 em detalhe	138

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Princípio do fenômeno de desprendimento de vórtices	27
Figura 2.2 – Regimes de escoamento segundo a terminologia de Ribeiro	29
Figura 2.3 – Distribuição de pressões em um cilindro circular	33
Figura 2.4 – Escoamento em torno de um cilindro circular	35
Figura 2.5 – Definição dos regimes de escoamento e parâmetros característicos para cilindros circulares bidimensionais	37
Figura 2.6 – (a) valor r.m.s. do coeficiente de sustentação, (b) número de Strouhal e (c) coeficiente de arrasto, em função do número de Reynolds	39
Figura 2.7 – Influência da turbulência no espectro da força de sustentação	42
Figura 2.8 – Coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds e diferentes intensidades de turbulência	43
Figura 2.9 – Valor r.m.s. do coeficiente de sustentação em função do número de Reynolds e diferentes intensidades de turbulência	44
Figura 2.10 – Efeito da rugosidade relativa k/d sobre o coeficiente de arrasto, de acordo com o estudo Fage e Warsap	45
Figura 2.11 – Número de Strouhal e coeficiente de arrasto, em termos de k/d em função do número de Reynolds	46
Figura 2.12 – Variação de (a) C_a , (b) C_{pb} e (c) \tilde{C}_L em função da distância medida a partir do topo em diâmetros d , com $Re = 4,4 \times 10^4$	48
Figura 2.13 – C_a local em função da distância medida a partir do topo em diâmetros d , para diferentes esbeltezes λ	49
Figura 2.14 – \tilde{C}_L local em função da distância medida a partir do topo em diâmetros d , para esbeltez $\lambda = 10$	49
Figura 2.15 – Influência da variação da seção nas oscilações	51
Figura 2.16 – Influência da turbulência, da altura em relação ao solo e da variação de diâmetro da estrutura no espectro do carregamento transversal	52
Figura 2.17 – Sincronização ou captura de vórtices	54
Figura 2.18 – Região de sincronização em termos da velocidade reduzida a partir de dados experimentais	55
Figura 2.19 – Influência do amortecimento estrutural em regime subcrítico	57
Figura 3.1 – Variação de $K_{a0 \text{ máx}}$ em função do numero de Reynolds	65
Figura 3.2 – Variação de $K_{a0}/K_{a0 \text{ máx}}$ em função de V/V_{cr}	66
Figura 3.3 – Influência da turbulência na relação $K_{a0}/K_{a0 \text{ máx}}$	66
Figura 3.4 – Variação do parâmetro de amortecimento aerodinâmico em termos de V/V_{cr} , em escoamento suave e turbulento	68
Figura 3.5 – Fator de pico em função de K_s/K_{a0}	70

Figura 3.6 – Zonas de vibração em função do parâmetro de amortecimento estrutural K_s	70
Figura 3.7 – Registros da resposta transversal para (a) baixos, (b) médios e (c) altos valores de amortecimento estrutural	72
Figura 3.8 – Influência da largura de banda B na resposta transversal	74
Figura 3.9 – Parâmetro do amortecimento aerodinâmico K_{a0} em função do número de Reynolds	78
Figura 3.10 – Correlação cruzada da força excitante em uma viga engastada livre e em uma viga bi-apoiada	84
Figura 3.11 – Relação entre o comprimento de correlação e a amplitude relativa	85
Figura 3.12 – Valor básico do coeficiente de sustentação $\tilde{C}_{L,0}$ em função do número de Reynolds	89
Figura 3.13 – Proposta inicial de Riera e Paluch para \tilde{C}_L (r.m.s.) em função de Reynolds	92
Figura 3.14 – Proposta de Paluch para \tilde{C}_L (r.m.s.) em função de Reynolds	92
Figura 4.1 – Valor r.m.s. do coeficiente de sustentação em função do número de Reynolds	96
Figura 4.2 – Valores de ϕ para cada altura, em função da relação V/V_{cr} para terrenos de categoria II segundo a NBR-6123	100
Figura 4.3 – Variação do parâmetro ϕ com a intensidade de turbulência I_1	102
Figura 4.4 – Variação do parâmetro K_a com a intensidade de turbulência I_1	103
Figura 4.5 – Diferença entre as equações simplificadas e universal, quando $0,95 < K < 1,05$	108

LISTA DE QUADROS

Quadro 3.1 – Relação entre os mais comuns intervalos de tempo de medição da velocidade do vento	76
Quadro 3.2 – Coeficientes para a determinação do efeito de desprendimento de vórtices no Eurocódigo	77
Quadro 3.3 – Coeficientes para a determinação do efeito de desprendimento de vórtices no CICIND	80
Quadro 3.4 – Comprimento de correlação efetivo versus amplitude de vibração	88
Quadro 3.5 – Coeficiente de sustentação em função da razão V_{cr}/V_m	89
Quadro 4.1 – Parâmetro de amortecimento aerodinâmico em função da altura da estrutura e das categorias de terreno	96
Quadro 4.2 – Coeficiente de influência da largura de banda em função da altura da estrutura e das categorias de terreno	97
Quadro 4.3 – Valor do comprimento de correlação	97
Quadro 4.4 – Valores de C e K_{a0} em função de Re e V_{cr}	105
Quadro 5.1 – Referências bibliográficas para cada um dos exemplos	114
Quadro 5.2 – Resumo das respostas em termos do deslocamento do topo (\hat{y}/d_0) medidas e observadas versus calculadas, segundo diferentes procedimentos de cálculo	116
Quadro 5.3 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 1 a 12, com respectivas características estruturais	117
Quadro 5.4 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 13 a 24, com respectivas características estruturais	118
Quadro 5.5 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 25 a 36, com respectivas características estruturais	119
Quadro 5.6 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 37 a 42, com respectivas características estruturais	120
Quadro 5.7 – Relação entre y_{calc}/y_{medido} para as 42 estruturas	122
Quadro 5.8 – Relação entre y_{calc}/y_{medido} para 90% das estruturas	124
Quadro 5.9 – Quadro comparativo entre os diferentes métodos baseados em Vickery e Basu	125
Quadro A1.1 – Exemplos 1 e 2 em detalhe	139
Quadro A1.2 – Exemplos 3 e 4 em detalhe	140
Quadro A1.3 – Exemplos 5 e 6 em detalhe	141
Quadro A1.4 – Exemplos 7 e 8 em detalhe	142
Quadro A1.5 – Exemplos 9 e 10 em detalhe	143
Quadro A1.6 – Exemplos 11 e 12 em detalhe	144

Quadro A1.7 – Exemplos 13 e 14 em detalhe	145
Quadro A1.8 – Exemplos 15 e 16 em detalhe	146
Quadro A1.9 – Exemplos 17 e 18 em detalhe	147
Quadro A1.10 – Exemplos 19 e 20 em detalhe	148
Quadro A1.11 – Exemplos 21 e 22 em detalhe	149
Quadro A1.12 – Exemplos 23 e 24 em detalhe	150
Quadro A1.13 – Exemplos 25 e 26 em detalhe	151
Quadro A1.14 – Exemplos 27 e 28 em detalhe	152
Quadro A1.15 – Exemplos 29 e 30 em detalhe	153
Quadro A1.16 – Exemplos 31 e 32 em detalhe	154
Quadro A1.17 – Exemplos 33 e 34 em detalhe	155
Quadro A1.18 – Exemplos 35 e 36 em detalhe	156
Quadro A1.19 – Exemplos 37 e 38 em detalhe	157
Quadro A1.20 – Exemplos 39 e 40 em detalhe	158
Quadro A1.21 – Exemplos 41 e 42 em detalhe	159

LISTA DE SÍMBOLOS

A_r – Amplitude reduzida [-]

$a_i(t)$ – Coeficiente modal para o i -ésimo modo [-]

B – Parâmetro de largura de banda [-]

C – Coeficiente dependente de parâmetros aerodinâmicos e propriedades geométricas e estruturais [-]

C_0 – Espectro cruzado das forças geradas pelos vórtices [N}

C_a – Coeficiente de arrasto [-]

C_{cr} – Coeficiente modificador de V_{cr} utilizado nas Propostas I e II para a NBR-6123 [-]

\tilde{C}_L – Valor r.m.s. do coeficiente de sustentação [-]

$\tilde{C}_{L,0}$ – Valor r.m.s. básico do coeficiente de sustentação [-]

$\tilde{C}_{L_{max}}$ – Valor r.m.s. do coeficiente de sustentação máximo [-]

C_{Re} – Coeficiente aerodinâmico utilizado no Método II do Eurocódigo (2010) e no Método do CICIND (2002) [-]

C_θ – Coeficiente aerodinâmico utilizado na Proposta II para a NBR-6123 [-]

C_λ – Coeficiente aerodinâmico utilizado no método do NBC (1985) [-]

c_1 – Coeficiente referente ao regime de grandes amplitudes, utilizado no Método II do Eurocódigo (2010) e no Método do CICIND (2002) [-]

c_2 – Coeficiente referente ao regime de pequenas amplitudes, utilizado no Método II do Eurocódigo (2010) e no Método do CICIND (2002) [-]

c_{pb} – Coeficiente de pressão de base [-]

c_{pe} – Coeficiente de pressão externa [-]

c_{pm} – Coeficiente de pressão mínimo [-]

d – Diâmetro [m]

$d(z)$ – Diâmetro na cota z [m]

d_0 – Diâmetro médio sobre o terço superior da torre ou diâmetro a 5/6 da altura [m]

d_{ref} – Diâmetro de referência [m]

F – Força [N]

F_{aero} – Força de amortecimento aerodinâmico [N]

$F_{aero}(z, t)$ – Força de amortecimento aerodinâmico na cota z no instante t [N]

F_e – Força equivalente [N]

F_I – Força de inércia por unidade de comprimento [N/m]

F_L – Força estática equivalente por unidade de comprimento agindo sobre o terço superior da estrutura [N/m]

F_y – Força excitante [N]

f – Frequência [Hz]

f_n – Frequência natural [Hz]

f_r – Frequência reduzida [Hz]

f_s – Frequência de desprendimento de um par de vórtices [Hz]

g_y – Fator de pico [-]

h – Altura da estrutura [m]

I_1 – Intensidade da componente longitudinal da turbulência [-]

i – valor ordinal do modo de vibração [-]

K – Parâmetro que relaciona os amortecimento estrutural e aerodinâmico [-]

\mathbf{K} – Rigidez [N/m]

K_a – Parâmetro de amortecimento aerodinâmico [-]

K_{a0} – Parâmetro de amortecimento aerodinâmico para pequenas amplitudes [-]

$K_{a0\ máx}$ – K_{a0} quando $V = V_{cr}$ [-]

K_{a0}^* – Valor de K_{a0} para escoamento suave [-]

K_s – Parâmetro de amortecimento estrutural [-]

$K_v(I_1)$ – Fator redutor de K_{a0} utilizado no método do CICIND (2002) [-]

K_φ – Constante da forma modal [-]

K_w – Fator do comprimento de correlação efetivo [-]

K_w^* – Fator do comprimento de correlação [-]

k – Altura da rugosidade [m]

$L(z, t)$ – Força de sustentação [N]

L_1 – Macroescala da componente longitudinal da turbulência [m]

L_p – Comprimento de correlação em diâmetros [m]

L_{pe} – Comprimento de correlação efetivo em diâmetros [m]

$l = L_p/d$ – Comprimento de correlação normalizado [-]

l_v – Distância entre dois vórtices ocorrendo do mesmo lado em diâmetros [-]

M – Massa generalizada ou modal [kg]

M_i – Massa modal correspondente ao i -ésimo modo [kg]

$m(z)$ – Massa por unidade de comprimento [kg/m]

m_0 – Massa média por unidade de comprimento do terço superior da estrutura [kg/m]

m_e – Massa equivalente por unidade de comprimento [kg/m]

p – Expoente da lei potencial de variação da velocidade média do vento com a altura [-]

R – Coeficiente de correlação cruzado normalizado [-]

Re – Número de Reynolds [-]

Re_{crit} – Número de Reynolds crítico [-]

Re_i – Número de Reynolds de transição inferior [-]

Re_s – Número de Reynolds de transição superior [-]

r – Coeficiente que relaciona duas cotas distintas para o cálculo de R [-]

S_2 – Fator que considera a influência da rugosidade do terreno, das dimensões da edificação ou parte da edificação em estudo, e de sua altura sobre o terreno, utilizado na NBR-6123 [-]

$S_{2_{t=600s}}$ – Fator S_2 para intervalo de tempo de 10 minutos [-]

$S_L(f)$ – Densidade espectral da força de sustentação [N]

Sc – Número de Scruton [-]

St – Número de Strouhal [-]

t – tempo [s]

V – Velocidade do escoamento [m/s]

$V(z)$ – Velocidade do escoamento na cota z [m/s]

V_0 – Velocidade básica do vento na NBR-6123 (1988) [m/s]

V_1 – Velocidade da esteira de vórtices [m/s]

V_2 – Velocidade modificada pelo desprendimento de um vórtice [m/s]

V_b – Velocidade básica do vento no Eurocódigo (2010) e no CICIND (2002) [m/s]

V_{cr} – Velocidade crítica do escoamento [m/s]

V_h – Velocidade do vento no topo da estrutura no procedimento do NBC (1985) [m/s]

V_k – Valor característico da velocidade média do vento na NBR-6123 (1988) [m/s]

V_m – Valor característico da velocidade média do vento no Eurocódigo (2010) [m/s]

V_r – Velocidade reduzida [=]

y – Amplitude de vibração ou deslocamento transversal [m]

$y(z, t)$ – Deslocamento transversal na cota z no instante t [m]

y_0 – Amplitude de vibração do topo da estrutura [m]

y_{calc} – Amplitude de vibração do topo da estrutura, calculada por um dos métodos apresentado neste trabalho [m]

y_{medido} – Amplitude de vibração do topo da estrutura, medida ou observada em protótipos [m]

$\dot{y}(z, t)$ – Velocidade transversal do corpo na cota z no instante t [m/s]

\hat{y} – Valor máximo do deslocamento transversal [m]

z – Cota [m]

α – Constante numérica que define a amplitude limite normalizada. Para chaminés e torres, $\alpha = 0,4$ [-]

Γ – Circulação [m/s]

γ – Expoente da forma modal [-]

Δv – Escoamento modificador, devido ao desprendimento de um vórtice [m/s]

δ_e – Amortecimento estrutural expresso pelo decremento logarítmico [-]

θ – Relação entre os diâmetros no topo e na base da estrutura [-]

θ_s – Ângulo de separação da linha de separação do escoamento [°]

λ – Esbeltez [-]

ν – Viscosidade cinemática do fluido [m²/s]

ξ_{aero} – Razão de amortecimento aerodinâmico crítico [-]

ξ_{aero_i} – Razão de amortecimento aerodinâmico crítico para o i-ésimo modo [-]

ξ_e – Razão de amortecimento estrutural crítico [-]

ξ_{e_i} – Razão de amortecimento estrutural crítico para o i-ésimo modo [-]

π/δ – Fator de magnificação da ressonância, utilizado no modelo de Ruscheweyh [-]

ρ – Massa específica do fluido [kg/m³]

σ_L^2 – Variância de da força de sustentação [N²]

σ_{lim} – Valor r.m.s. ou desvio padrão de um deslocamento limite [m]

σ_y – Valor r.m.s. ou desvio padrão do deslocamento transversal [m]

$\sigma_y^2(z)$ – Variância da resposta ao longo da cota z [m²]

$\sigma_{y_i}^2$ – Variância da resposta modal para o i-ésimo modo [m²]

$\varphi(z)$ – Forma modal [-]

$\varphi_i(z)$ – Forma modal para o i-ésimo modo [-]

φ_{ref} – Forma modal na cota de referência (cota onde o desprendimento de vórtices ocorre) [-]

ϕ – Coeficiente de influência da largura de banda [-]

ω – Frequência angular [rad/s]

ω_n – Frequência angular natural [rad/s]

1 INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta uma síntese da relevância do fenômeno de desprendimento de vórtices e sua importância frente a estruturas rombudas e esbeltas. Também é apresentado um estado da arte e são expostos os objetivos do presente trabalho assim como a sua organização.

1.1 RELEVÂNCIA DO ESTUDO

Devido ao crescente aumento da população das cidades, a evolução da tecnologia e a busca por diferenciação e economia, atualmente surgem edifícios e estruturas cada vez mais altas. Para este tipo de estrutura, o vento é um dos maiores agentes de carga, causando efeitos de ordem tanto estática quanto dinâmica. Além disso, as estruturas têm sido construídas mais esbeltas e com materiais mais leves, o que reduz consideravelmente sua rigidez frente às ações do vento.

O desenvolvimento de edificações mais altas e esbeltas ocorreu principalmente devido à Revolução Industrial, que se iniciou no final do século XVIII. Esse evento histórico trouxe às grandes cidades estruturas como as chaminés industriais, sendo a primeira delas a *Chimney of North Lotts Glass Bottle Company*, em Dublin, com cerca de 30 metros de altura no ano de 1820 (BANCROFT; BANCROFT, 1885). As primeiras chaminés industriais não eram altas o suficiente, o que fez com que cidades industriais como Londres ficassem constantemente cobertas por nuvens de fuligem, causando diversos problemas de saúde à população. A solução para este problema foi o aumento da altura das chaminés, que devido ao princípio de Bernoulli, quanto mais rápido se move o ar no topo de uma chaminé, menor é a pressão exercida, causando a sucção dos gases. Atualmente, as chaminés ultrapassam os 400 m de altura e são construídas de basicamente três materiais: concreto armado, aço e alvenaria. Devido à baixa capacidade de suportar cargas laterais, este último material não é mais utilizado em chaminés de grande altura.

A noção de que uma torre esbelta é uma estrutura cujo comportamento é predominantemente dinâmico, e que responde às parcelas flutuantes das forças devidas à turbulência atmosférica e ao desprendimento de vórtices é relativamente recente, passando a ser considerada em códigos normativos apenas na década de 1970. Antes disso, torres eram tratadas como

estruturas rígidas e projetadas como se assim fossem. As amplificações dinâmicas até então desconsideradas eram mascaradas e suprimidas pelos generosos fatores de segurança considerados em projeto. Entretanto, devido ao aumento da esbeltez e a busca por economia, os problemas associados aos efeitos dinâmicos tornaram-se mais evidentes. Davenport e Scruton foram pioneiros nas pesquisas relacionadas à resposta na direção do vento, em estruturas de edifícios altos, pontes, linhas de transmissão e torres. Entretanto, a questão da resposta transversal recebeu menos atenção, embora os problemas envolvidos com a seção circular fossem conhecidos (DALY, 1986).

O vento é um dos principais agentes de carga em estruturas altas. Caso essa estrutura seja excitada, principalmente em sua frequência natural de vibração, tanto devido ao despreendimento de vórtices, quanto à interação fluido-estrutura, ou até mesmo devido à componente lateral da turbulência, ela poderá oscilar com grande amplitude na direção transversal à incidência do vento.

O fenômeno de despreendimento de vórtices ocorre em estruturas delgadas não só com seção circular, mas também quadrada, retangular e triangular, embora o cilindro mais estudado seja o de seção circular. Dessa forma, estruturas como chaminés, torres, antenas e até alguns edifícios podem sofrer com o fenômeno, embora chaminés e torres são mais suscetíveis devido ao seu baixo amortecimento estrutural.

O estudo das vibrações transversais em estruturas rombudas é bastante complicado, pois envolve a interação entre tópicos complexos da mecânica dos fluidos e estrutural, tais como escoamento em torno de corpos não aerodinâmicos e toda a gama de fatores que interferem na resposta desse tipo de estrutura. Esses fatores consistem na distribuição de pressões média e flutuante, na rugosidade superficial, na turbulência do escoamento, nos efeitos de tridimensionalidade e, finalmente, na interação fluido-estrutura. Além disso, deve-se considerar a variação da velocidade do vento com a altura sobre o terreno e a existência de forças resultantes do movimento da estrutura.

Apesar de esse tipo de estrutura ser considerado simples dos pontos de vista estrutural e aerodinâmico, a determinação confiável da resposta é um dos problemas mais complicados da Engenharia do Vento. Diversos pesquisadores vêm estudando esses fenômenos ao longo dos anos, buscando uma abordagem que consiga amarrar todos os tópicos que envolvem o

mecanismo de vibração por desprendimento de vórtices. Entretanto, apesar dos esforços, os modelos existentes para a verificação da resposta da estrutura são de caráter empírico. Além disso, os túneis de vento são incapazes de alcançar números de Reynolds ultracríticos, sendo necessário recorrer a técnicas e metodologias para atingir os escoamentos pretendidos, o que faz com que os procedimentos só possam ser validados com medições da resposta transversal em protótipos (PALUCH, 1999). Atualmente existem dois modelos de cálculo que são bastante aceitos e servem como base de diversas normas e códigos.

Sendo assim, o foco deste trabalho é uma análise comparativa entre os diferentes procedimentos apresentados na bibliografia e nas medições de deslocamento em estruturas reais, buscando assim, contribuir para o desenvolvimento do procedimento de cálculo para o Capítulo 10 da futura atualização da NBR-6123.

1.2 ESTADO DA ARTE

O fenômeno de desprendimento de vórtices tornou-se conhecido pelos pesquisadores por volta de 1878, quando Strouhal propôs a relação entre diâmetro, velocidade do escoamento e a frequência em que um par de vórtices se desprende de um cilindro circular. A descrição do fenômeno através da mecânica dos fluidos foi realizada por von Kármán cerca de quarenta anos mais tarde (DALY, 1986).

Até o surgimento dos processos para estimar a resposta transversal das estruturas, os projetos eram feitos sem a consideração do fenômeno de desprendimento de vórtices. Assim, sempre que ocorriam as vibrações em estruturas já concebidas, buscava-se maneiras de mitigá-las. Na década de 1950, Scruton e Walshe propuseram um dispositivo aerodinâmico com lâminas helicoidalmente dispostas (WONG, KOKKALIS, 1982). O princípio de funcionamento do dispositivo é o rompimento da correlação das forças aerodinâmicas excitantes ao longo do cilindro. Ao se introduzir as lâminas helicoidais em torno do cilindro, o escoamento passa de bidimensional a tridimensional, fazendo com que os vórtices passem a se desprender em diferentes geratrizes do cilindro, além de ficarem defasados no tempo. Esse dispositivo aerodinâmico ainda hoje é bastante utilizado em chaminés.

Em 1970, Rumman propôs um procedimento para o cálculo do deslocamento do topo de estruturas. Esse procedimento foi largamente utilizado no projeto de chaminés de concreto armado. Apesar de sua conceituação ser bastante intuitiva, os resultados práticos de sua

aplicação foram bem satisfatórios (SIMIU; SCANLAN, 1986). Entretanto, há consenso de que o carregamento e a resposta obtidos pelo processo de Rumman não são totalmente consistentes com os avanços feitos nas décadas de 1960 a 1980 nas áreas de micrometeorologia, aerodinâmica e aeroelasticidade. Segundo Vickery e Clark (1972), isso poderia levar a subestimativas da resposta perpendicular ao vento, principalmente no segundo modo de vibração.

Em 1972, Vickery e Clark propuseram um método de análise modal de estruturas submetidas a excitações aleatórias estacionárias. Entretanto, esse modelo não considera a interação fluido-estrutura, ou seja, só é aplicável na zona de vibração forçada (PALUCH, 1999). Esse método foi a base para o posterior método de Vickery e Basu, que é atualmente um dos mais aceitos modelos para estimativa da resposta transversal da estrutura.

No ano de 1973, van Koten apresentou um procedimento que desenvolveu para chaminés. A força equivalente é dada pelo produto da pressão dinâmica do vento com a relação entre o fator de pico do espectro de potência da carga lateral, um fator de correlação de desprendimento dos vórtices, o amortecimento estrutural e um fator que considera o movimento da chaminé no desprendimento de vórtices (BLESSMANN, 2005).

Em 1978 foi proposto o procedimento do ESDU, o qual considera duas regiões de resposta da estrutura, uma em que as forças associadas ao movimento são ignoradas (banda larga), e a outra em que os efeitos dessas forças são considerados (banda estreita). Assim, a resposta da estrutura é estimada para cada uma das regiões, e a estrutura é projetada para o maior valor da resposta (SIMIU; SCANLAN, 1986). De acordo com Vickery e Basu (1983a), a desvantagem desse método é a falta de transição natural entre as respostas obtidas para as duas bandas.

Em 1980, Kwok e Melbourne propuseram uma metodologia que fornece a resposta através de duas equações, uma para estruturas rígidas e outra para flexíveis. Nos casos em que aparecem os fenômenos de captura ou galope, principalmente com baixos valores de amortecimento estrutural, o procedimento para estruturas rígidas subestima significativamente a resposta, devendo esta então ser dimensionada como uma estrutura flexível. Como desvantagens, o método não permite estruturas com esbeltez $\lambda = h/d$ superior a 7 e o escoamento incidente deve ser turbulento (BLESSMANN, 2005).

Em 1983, Vickery e Basu desenvolveram um dos modelos mais bem aceitos para estimativa de deslocamento do topo de estruturas como torres e chaminés. Ao contrário do modelo de Vickery e Clark, este considera os efeitos da interação fluido-estrutura (VICKERY; BASU, 1983a). Esse modelo serviu como base para as normas NBC (1985), procedimento II do Eurocódigo (2010), CICIND (2002a) e proposta II para a NBR-6123 apresentada em Paluch (1999).

Em 1986, Ruscheweyh desenvolveu outro método muito bem aceito pelos estudiosos da área. Trata-se do modelo de comprimento de correlação. Ruscheweyh (1994) e Dyrbye e Hansen (1997) alegam que esse modelo propõe resultados mais confiáveis para estruturas metálicas que o modelo de Vickery e Basu. Esse modelo serviu como base para procedimentos normativos como o procedimento I do Eurocódigo (2010) e a proposta I para a NBR-6123 apresentada em Blessmann (2005) e em Paluch (1999).

1.3 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como principal objetivo a proposição de um procedimento alternativo para o cálculo do deslocamento, da força equivalente e do momento fletor na base, em estruturas como torres e chaminés com seção circular, submetidas ao desprendimento de vórtices. Esta metodologia serviria de base para o capítulo 10 da NBR-6123 – Forças devidas ao vento em edificações – na área de efeitos dinâmicos induzidos por desprendimento de vórtices.

Para tanto, os dois principais modelos que permitem a obtenção da resposta transversal do topo da estrutura são estudados a fundo, bem como suas simplificações em códigos e normas. Isso permite a análise crítica de cada método de forma a verificar suas vantagens e desvantagens. Os modelos estudados são o de Vickery e Basu e o de Ruscheweyh. Baseados em Vickery e Basu, tem-se os modelos de Vickery e Basu simplificado, o método do NBC (1985), o método II do Eurocódigo (2010), o método do CICIND (2002a) e a proposta II da NBR-6123 apresentada em Paluch (1999). Baseados em Ruscheweyh, tem-se o método I do Eurocódigo (2010) e a proposta I da NBR-6123 apresentada em Blessmann (2005) e Paluch (1999).

Como objetivo secundário, tem-se a comparação entre os diferentes métodos para a obtenção da resposta transversal de estruturas frente ao desprendimento de vórtices. As metodologias

analisadas consistem em métodos completos, simplificados e procedimentos de códigos e normas. Para fins comparativos, são utilizados dados de estruturas reais e medições de deslocamentos em escala real encontrados na bibliografia.

Como o procedimento proposto neste trabalho é baseado em Vickery e Basu, é feita também uma comparação entre os coeficientes propostos pelas normas, dado que como as equações são semelhantes, seus coeficientes também devem ser, quando se está analisando estruturas em escoamentos semelhantes.

1.4 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Este trabalho está organizado em seis capítulos. A divisão corresponde às etapas feitas na pesquisa.

O capítulo introdutório situa o assunto de uma forma geral e justifica o estudo realizado. Também são apresentados os objetivos da pesquisa e um estado da arte sobre desprendimento de vórtices.

O segundo capítulo expõe a pesquisa bibliográfica. Primeiro, são apresentados os conceitos básicos a respeito do fenômeno de desprendimento de vórtices. Então são apresentados outros tópicos necessários para o entendimento global do fenômeno, tais como influência da turbulência e da tridimensionalidade do escoamento, interação fluido-estrutura e aerodinâmica de um cilindro circular.

No capítulo 3 são apresentados os dois modelos mais aceitos para verificação da resposta transversal das estruturas, o modelo de Vickery e Basu e o modelo de Ruscheweyh. Também são expostas as metodologias propostas em códigos e normas, as quais são baseadas em um dos dois modelos. A norma canadense de 1985, o NBC 1985, foi escolhida por ter sido a pioneira, dado que o modelo de Vickery e Basu nasceu em uma universidade canadense. Uma versão antiga foi escolhida, pois as versões mais atuais do NBC não mais trazem um procedimento de verificação. O Eurocódigo de 2010 foi escolhido por conter o procedimento baseado no modelo de Ruscheweyh. Além disso, o Eurocódigo contém um segundo processo, baseado em Vickery e Basu. Já o código CICIND de 2002 foi escolhido por ser um código exclusivo para chaminés. Além desses procedimentos, foram estudadas também as duas propostas já feitas para o capítulo 10 da NBR-6123.

O capítulo 4 deste trabalho apresenta duas propostas para o capítulo 10 da NBR-6123, ambas baseadas no modelo de Vickery e Basu. A primeira proposta, a III-A, é semelhante ao apresentado no NBC (1985) e na Proposta II para a NBR-6123, apresentada por Paluch (1999). Ela não permite o cálculo de estruturas que possam sofrer com o efeito de captura. Já a Proposta III-B, semelhante ao CICIND (2002a) e ao procedimento II do Eurocódigo (2010), permite a predição do deslocamento do topo da estrutura para torres com baixo amortecimento, o que a torna mais completa.

O capítulo 5 apresenta 42 exemplos de estruturas existentes, cujos deslocamentos foram medidos. Cada um desses exemplos foi calculado segundo o procedimento de cada uma das normas e códigos apresentados, o que permite comparar os métodos entre si.

O capítulo 6 expõe as considerações finais. Nele são feitos apontamentos sobre cada um dos métodos, apresentando suas vantagens e desvantagens. Apresenta também um quadro geral informando as características de cada um dos métodos baseados em Vickery e Basu. Além disso, são feitas comparações entre os coeficientes utilizados nesses métodos.

2 VIBRAÇÕES POR DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES

O presente capítulo apresenta os diversos conceitos que permitem o entendimento do fenômeno de vibrações causadas por desprendimento de vórtices.

2.1 CONCEITOS BÁSICOS

Certas estruturas delgadas e autoportantes, tais como chaminés, torres, e em alguns casos, edifícios altos, podem apresentar um comportamento predominantemente dinâmico. Essas estruturas devem ser projetadas para resistirem à ação dinâmica do vento causada pelo desprendimento de vórtices, que em geral não ocorre com a velocidade do vento de projeto, e sim com uma velocidade menor, podendo levar a situações de instabilidade ou de deslocamentos com amplitudes inaceitáveis. Os fatores que determinam a amplitude das vibrações causadas por esse efeito são o amortecimento e a rigidez estrutural (NÚÑEZ, 2001). Esse fenômeno também pode ser visualizado em cabos e tabuleiros de pontes, e em alguns raros casos, pode causar vibrações de ovalização em chaminés metálicas, ou seja, vibrações em que a forma da seção transversal varia no tempo.

Segundo Dyrbye e Hansen (1997), o risco de ocorrerem vibrações induzidas por desprendimento de vórtices aumenta se as estruturas esbeltas estão em linha e separadas por uma distância de 10 a 15 vezes sua largura, ou se a estrutura esbelta é afetada pelos vórtices desprendidos por uma grande e sólida estrutura adjacente. Mesmo que existam algumas metodologias para verificação desse fenômeno, é recomendado que sejam feitos testes com modelos em túnel de vento.

Em muitos corpos de forma não aerodinâmica situados em escoamento com número de Reynolds superior a 30, surge um desprendimento alternado de vórtices com frequência bem definida. Esses vórtices, chamados de vórtices de Kármán, originam forças periódicas e alternadas, oblíquas em relação à direção do vento médio. Ao se fazer a análise vetorial, as forças alternadas na direção transversal (chamadas de forças laterais) ao vento ocorrem na frequência do desprendimento de cada par de vórtices, enquanto que as forças alternadas na direção do vento ocorrem na frequência de desprendimento individual dos vórtices. Essas componentes das forças tendem a produzir oscilações nas direções em que agem. Contudo, as

forças que agem na direção do vento são pequenas em relação às que agem transversalmente. Para o caso do ar como fluido, oscilações na direção do vento, causadas por desprendimento de vórtices, raramente acontecem. Já as oscilações causadas pelas forças periódicas transversais ocorrem em diversas edificações cilíndricas. Mesmo que o cilindro circular seja o mais estudado nesse efeito, os prismas de seções retangular, triangular ou com outras formas de cantos vivos estão sujeitos a excitações por desprendimento de vórtices mais fortes (BLESSMANN, 2005).

Matsumoto (1999) descreve diversos tipos de vórtices, tais como vórtices simétricos, axiais e de topo, os quais podem excitar a estrutura das mais diversas formas. Posteriormente, Matsumoto et al. (2001) mostram que vórtices axiais interagem com os vórtices de Kármán quando cilindros de seção circular estão inclinados. Os vórtices axiais possuem uma frequência de desprendimento três vezes menor que a frequência de desprendimento dos vórtices de Kármán. Assim, a cada três desprendimentos, um vórtice de Kármán é amplificado por um axial. Entretanto, no presente trabalho são estudadas somente as vibrações causadas pelas forças periódicas laterais, originadas pelo desprendimento de vórtices de Kármán.

Blessmann (2005) afirma que para que o fenômeno de desprendimento de vórtices ocorra de forma bem definida e coerente ao longo de toda a estrutura, é necessário que a forma desta seja não aerodinâmica, de contorno curvo ou poligonal e que tenha esbeltez considerável. Também deve existir uma boa correlação do desprendimento ao longo de todo o cilindro, e o escoamento deve ser suave (de baixa turbulência) e aproximadamente uniforme. Não pode haver recolamento do escoamento após a primeira separação. O autor ainda afirma que na prática, diversas causas usualmente impedem que a coerência do desprendimento de vórtices seja perfeita, tais como variação do diâmetro e o perfil de velocidades. Dyrbye e Hansen (1997) informam que o padrão de escoamento com uma frequência de desprendimento de vórtices é idealizado, o que na prática não ocorre devido à turbulência do ar.

O mecanismo do fenômeno de desprendimento de vórtices em um cilindro de seção circular pode ser visualizado na figura 2.1. Observando-se na direção do escoamento, a separação do escoamento no lado direito produz uma circulação $+\Gamma$ na esteira do cilindro. Segundo a lei de vorticidade de Thomson, uma contra-circulação $-\Gamma$ ocorre ao redor do cilindro, produzindo um escoamento Δv em sentido horário ao redor do cilindro. Δv reduz, então, a velocidade V_2

no lado direito e aumenta a velocidade V_2 no lado esquerdo. Aplicando-se a equação de Bernoulli, a pressão estática no lado direito aumenta e no lado esquerdo diminui, fazendo com que uma força F_y atue no cilindro. Como o desprendimento de vórtices é alternado, o sentido dessa força também é alternado. Caso o cilindro seja flexível na direção transversal ao escoamento e caso sua frequência natural seja próxima à frequência de desprendimento de um par de vórtices, a força excitante F_y , que possui a mesma frequência que o desprendimento de um par de vórtices, entra em ressonância com o cilindro, causando o efeito de vibrações induzidas por vórtices (RUSCHEWEYH, 1994).

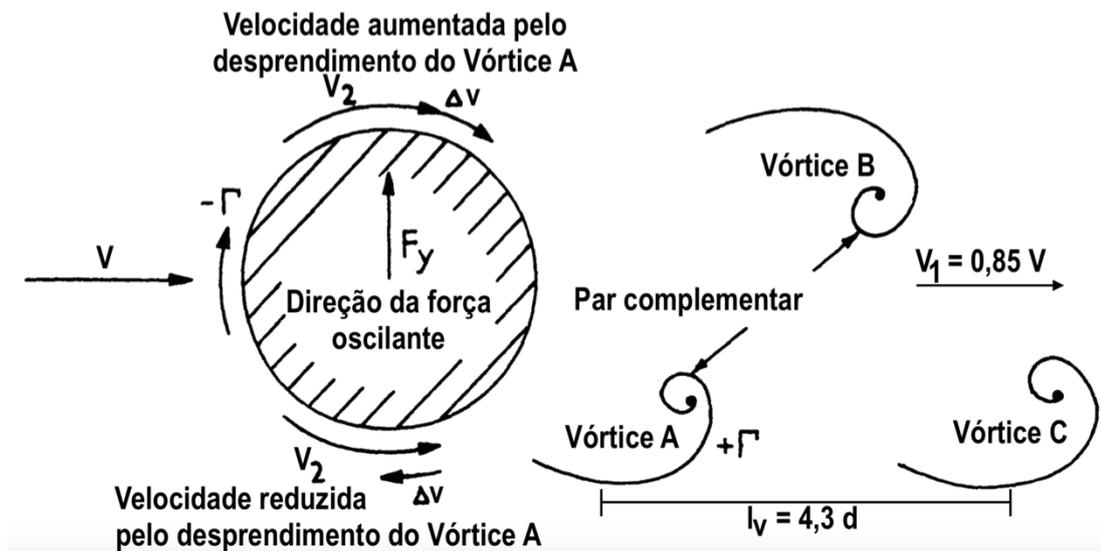


Figura 2.1 – Princípio do fenômeno de desprendimento de vórtices (fonte: adaptado de RUSCHEWEYH, 1994).

Dyrbye e Hansen (1997) afirmam que, de forma simplificada, uma esteira com vórtices de ambos os lados da estrutura se forma a sotavento da mesma. Essa esteira de vórtices foi estudada por Theodore von Kármán, e por isso é chamada de esteira de vórtices de von Kármán. A velocidade dos vórtices nessa esteira V_1 no sentido do escoamento, equivale a $0,85V$, onde V é a velocidade do escoamento na região não perturbada. Para uma estrutura não oscilante, a distância entre dois vórtices ocorrendo no mesmo lado da estrutura (e que, por consequência, rotacionam no mesmo sentido) l_v é proporcional à largura da estrutura perpendicular à direção do escoamento, que no caso é o diâmetro d . O tempo t entre o desprendimento de dois vórtices de mesmo lado é obtido ao se fazer a relação l_v/V_1 , o que significa que V_1/l_v é a frequência de desprendimento dos vórtices, f_s . V_1/l_v é proporcional a

V/d , sendo que o fator de proporcionalidade é chamado de número de Strouhal, St . Essa relação pode ser observada na equação 2.1. Para um cilindro de seção circular engastado na base e com a outra extremidade livre, situado em escoamento uniforme e suave, o número de Strouhal está situado entre os valores de 0,2 e 0,3 (BLESSMANN, 2005), sendo que grande parte dos códigos e normas tomam 0,2 como padrão.

$$f_s = St \frac{V}{d} \quad (2.1)$$

onde:

f_s – frequência de desprendimento de um par de vórtices;

St – número de Strouhal;

V – velocidade do escoamento;

d – dimensão característica (diâmetro da estrutura).

Em estruturas de engenharia civil, grandes vibrações podem ocorrer caso a frequência dominante de desprendimento de vórtices f_s seja a mesma que a frequência natural da estrutura f_n , vibrando em um modo na direção transversal ao escoamento. A velocidade crítica do escoamento V_{cr} , que é a velocidade do escoamento quando $f_s = f_n$, pode ser obtida através da equação 2.2 (DYRBYE; HANSEN, 1997). Os autores ainda informam que a frequência de desprendimento de um par de vórtices (observada na equação 2.1) é modificada pela turbulência e pelas vibrações estruturais. A turbulência influencia na velocidade do vento, enquanto que as vibrações estruturais alteram a largura efetiva da estrutura.

$$V_{cr} = \frac{f_n d}{St} \quad (2.2)$$

onde:

V_{cr} – velocidade crítica do escoamento;

f_n – frequência natural da estrutura;

O desprendimento de vórtices em um cilindro circular é altamente dependente do número de Reynolds (RUSCHEWEYH, 1994). Sockel (1994) identifica que existem três principais tipos de regime de escoamento: regime subcrítico, regimes crítico e supercrítico, e regime ultracrítico (traduzido segundo a terminologia adotada por RIBEIRO, 1989), os quais são apresentados na figura 2.2. No regime subcrítico, ocorre desprendimento de vórtices com bastante energia e frequência de desprendimento bem definida, o que caracteriza os chamados

vórtices de Kármán fortes. Nos regimes crítico e supercrítico, os vórtices de Kármán fortes cessam, dando lugar aos vórtices de Kármán fracos, que possuem pico do espectro de energia pouco pronunciado e uma larga banda de frequências de desprendimento. No regime ultracrítico os vórtices de Kármán fortes reaparecem. A seção 2.3.3 disserta sobre os regimes de escoamento em maiores detalhes.

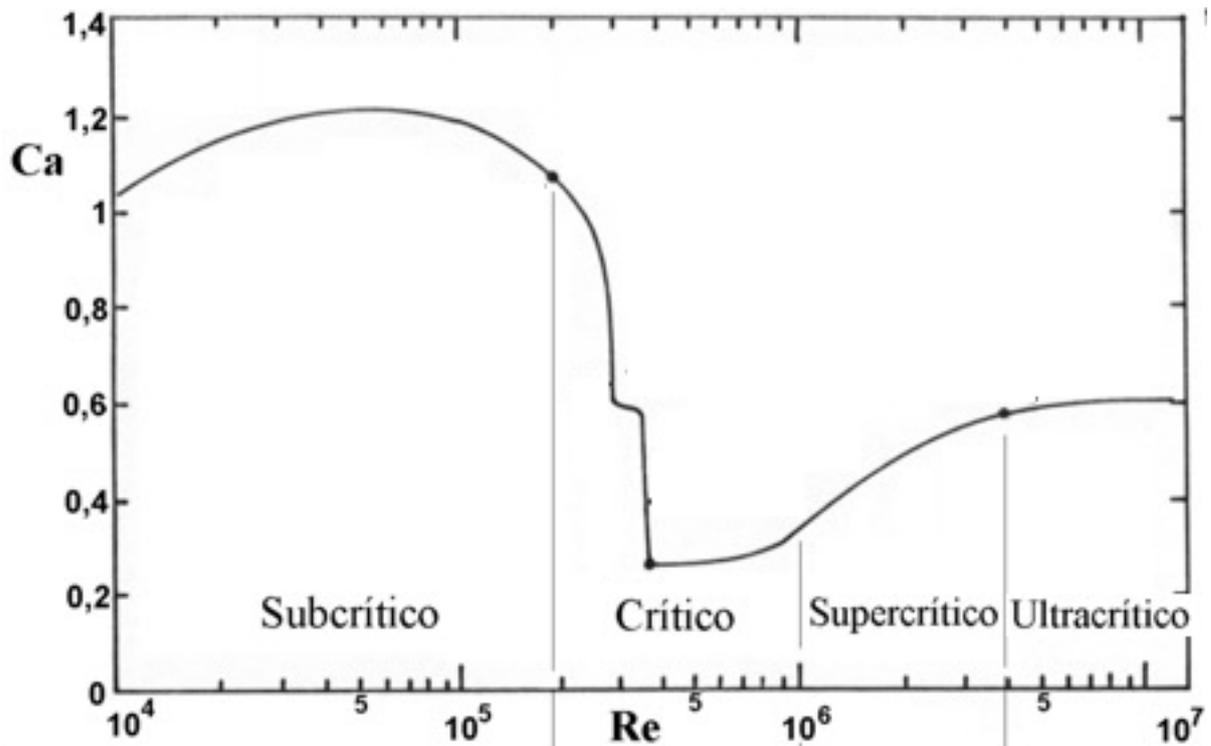


Figura 2.2 – Regimes de escoamento segundo a terminologia de Ribeiro (fonte: adaptado de RIBEIRO, 1989).

2.2 PARÂMETROS ADIMENSIONAIS

Ao tratar do fenômeno de desprendimento de vórtices, é conveniente a definição de alguns parâmetros importantes, tais como os números de Reynolds, de Strouhal e de Scruton. Alguns desses parâmetros já foram apresentados na seção 2.1, entretanto são mais detalhados nesta seção.

2.2.1 Número de Reynolds

O número de Reynolds Re consiste em um número adimensional utilizado na identificação do regime de escoamento de determinado fluido sobre uma superfície. Seu significado físico é o

quociente entre as forças de inércia e de viscosidade do fluido, o que pode ser observado na expressão 2.3:

$$Re = \frac{V d}{\nu} \quad (2.3)$$

onde:

Re – número de Reynolds;

ν – viscosidade cinemática do fluido.

Se o número de Reynolds for elevado, os efeitos da viscosidade serão desprezíveis na maior parte do escoamento. Porém, se o escoamento tiver um número de Reynolds pequeno, os efeitos da viscosidade serão dominantes. A dimensão característica d utilizada no cálculo do número de Reynolds ou é o comprimento na direção do escoamento no qual a camada limite se desenvolveu ou é alguma medida de espessura da camada limite (FOX et al., 2010). Ao longo deste trabalho, sempre que a equação para o número de Reynolds for utilizada, a dimensão característica considerada será o diâmetro da estrutura.

Devido à mudança do ponto de separação do escoamento de acordo com a velocidade do vento, a forma do escoamento em torno de superfícies curvas é extremamente dependente do número de Reynolds. Assim, os efeitos do número de Reynolds são mais expressivos em estruturas com superfícies curvas e lisas (NÚÑEZ, 2008).

2.2.2 Número de Strouhal

O número de Strouhal St é um parâmetro importante na análise de desprendimento de vórtices em corpos imersos em um escoamento. Esse número depende da forma da seção, da oscilação do cilindro, da rugosidade superficial da estrutura, do número de Reynolds e das características do escoamento. Tal parâmetro estabelece uma relação entre a frequência de desprendimento de um par de vórtices, o diâmetro do cilindro e a velocidade do vento (BLESSMANN, 2005). Essa relação pode ser observada na expressão 2.4:

$$St = \frac{f_s d}{V} \quad (2.4)$$

Este parâmetro é utilizado para determinar a velocidade crítica do vento V_{cr} , para qual a frequência de desprendimento de um par de vórtices, numa dada seção da estrutura, coincide

com uma das frequências naturais da estrutura, como apresentado anteriormente na equação 2.2.

De acordo com Blessmann (2005), há uma faixa de frequências na qual surgem contribuições aleatórias para as forças flutuantes. Porém, o número de Strouhal refere-se à frequência predominante.

2.2.3 Número de Scruton

O número de Scruton Sc consiste em um parâmetro adimensional que relaciona o amortecimento da estrutura com a massa do escoamento no qual essa estrutura está inserida (OLIVEIRA, 2011). Este parâmetro, também conhecido como parâmetro de massa e amortecimento, fornece uma medida de propensão que determinada estrutura tem em sofrer fortes vibrações ou fenômenos de instabilidade. O número de Scruton pode ser obtido através da expressão 2.5:

$$Sc = \frac{4\pi m_e \xi_e}{\rho d^2} = \frac{2 m_e \delta_e}{\rho d^2} \quad (2.5)$$

onde:

Sc – número de Scruton;

m_e – massa equivalente por unidade de comprimento;

ξ_e – razão de amortecimento estrutural crítico;

δ_e – amortecimento estrutural expresso pelo decremento logarítmico;

ρ – massa específica do fluido, neste caso, do ar.

A massa equivalente por unidade de comprimento m_e pode ser definida a partir da equação 2.6:

$$m_e = \frac{\int_0^h m(z) \varphi^2(z) dz}{\int_0^h \varphi^2(z) dz} \quad (2.6)$$

onde:

h – altura total da estrutura;

$m(z)$ – massa por unidade de comprimento;

$\varphi(z)$ – forma modal.

2.2.4 Velocidade, frequência e amplitude reduzidas

A velocidade reduzida V_r e a frequência reduzida f_r são parâmetros adimensionais úteis na análise de vibrações por desprendimento de vórtices. A velocidade reduzida é a relação entre a velocidade do escoamento V , o diâmetro d e frequência natural da estrutura f_n . Já a frequência reduzida f_r é o inverso da velocidade reduzida V_r , conforme é possível observar na equação 2.7:

$$V_r = \frac{V}{f_n d} = \frac{1}{f_r} \quad (2.7)$$

onde:

V_r – velocidade reduzida;

f_r – frequência reduzida.

A amplitude reduzida A_r , que é a relação entre a amplitude de vibração do cilindro y_0 e o diâmetro da estrutura d , é apresentada na equação 2.8:

$$A_r = \frac{y_0}{d} \quad (2.8)$$

onde:

A_r – amplitude reduzida;

y_0 – amplitude de vibração do topo do cilindro.

2.3 AERODINÂMICA DO CILINDRO CIRCULAR

Nesta seção são abordados conceitos referentes à forma como o vento interage com estruturas cilíndricas de seção circular. Tais conceitos são: distribuição de pressões no cilindro, efeitos da viscosidade do fluido, regimes de escoamento, turbulência, rugosidade superficial e interação fluido-estrutura.

2.3.1 Distribuição circunferencial de pressões

A figura 2.3 apresenta as curvas de distribuição circunferencial dos coeficientes de pressão externa em torno de cilindros circulares. A curva obtida por Roshko é a curva característica para o regime ultracrítico (a), com $Re = 8,4 \cdot 10^6$; a curva de Flachsbart representa o regime crítico (b), com $Re = 6,7 \cdot 10^5$; e a curva de Fage e Falkner retrata o regime

subcrítico (c), com $Re = 1,1 \cdot 10^5$. O gráfico apresentado na figura 2.3 também representa a curva do escoamento potencial.

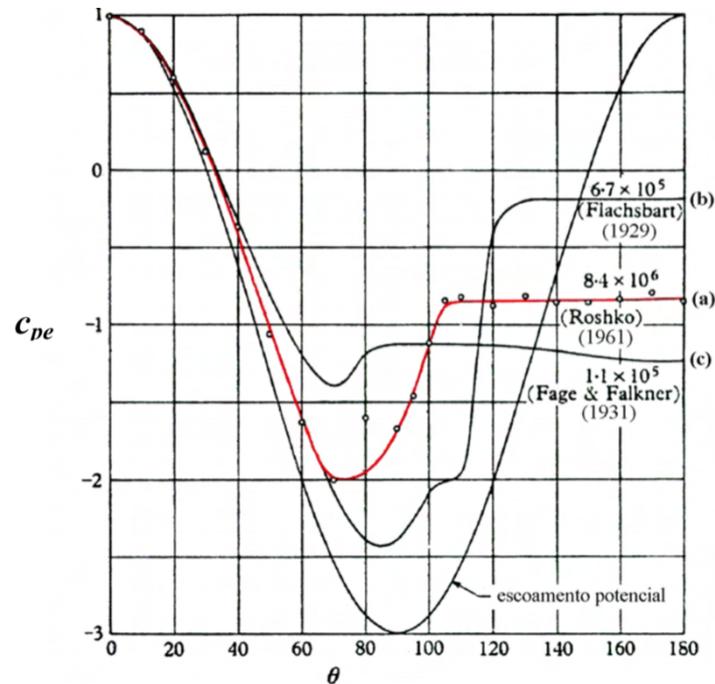


Figura 2.3 – Distribuição de pressões em um cilindro circular (fonte: adaptado de ROSHKO, 1961).

A NBR-6123 de 1988 propõe valores para os coeficientes de pressão em cilindros circulares para escoamentos acima do regime crítico com $Re > 4,2 \cdot 10^5$. Os coeficientes fornecidos são diferentes para índices de esbeltez e para rugosidades diferentes. É possível observar que a rugosidade da superfície do corpo altera bastante os coeficientes de pressão em cilindros, principalmente onde a pressão é negativa (sucção), ou seja, uma superfície lisa chega a possuir um coeficiente cerca de 40% maior que uma superfície rugosa.

2.3.2 Efeitos da viscosidade

A viscosidade é a propriedade do fluido que caracteriza a velocidade com que este se deforma. Assim, um fluido muito viscoso levará mais tempo para atingir a mesma deformação que um fluido com baixa viscosidade atinge rapidamente. A viscosidade em um fluido é equivalente à elasticidade em um sólido (FOX et al., 2010). De acordo com Blessmann (2011), a viscosidade altera profundamente o campo aerodinâmico, causando alterações que incluem camada limite, esteiras e turbilhões.

A camada limite é o nome conferido por Prandtl à fina camada que sofre influência da viscosidade e que fica localizada nas proximidades da superfície de um corpo. Para fluidos como a água e o ar, os quais possuem pequena viscosidade, esta só tem efeitos sobre uma camada bastante fina sobre a superfície do corpo. Acima da camada referida, as ações da viscosidade são desprezíveis (BLESSMANN, 2011). A teoria da camada limite foi desenvolvida por vários pesquisadores e hoje constitui importante papel na mecânica dos fluidos.

Um corpo rombudo (de forma não aerodinâmica) imerso em um escoamento gera a sotavento uma região chamada esteira, a qual resulta da separação do escoamento pelos lados do corpo. A viscosidade do fluido é a propriedade que define o ponto em que haverá a separação do escoamento em corpos de seção circular (NÚÑEZ, 2001).

A figura 2.4 ilustra o escoamento em torno de um cilindro circular liso estacionário desenvolvido a partir de um escoamento uniforme. A partir do ponto de estagnação inicia-se a camada limite e a partir do ponto de separação, a camada limite se separa da superfície do cilindro, porém mantém sua estrutura a sotavento, como uma camada onde atuam as forças de atrito. O campo do escoamento é então dividido em duas regiões distintas, separadas por essa camada. A região externa a essa camada separada não sofre com os efeitos da viscosidade e mantém-se, de forma aproximada, como uma região de escoamento potencial.

A interação entre as duas regiões e a camada limite separada é bastante complexa. Alguns mecanismos que explicam o fenômeno de desprendimento de vórtices sugerem que o escoamento reverso, que se inicia no ponto de separação, dá origem aos vórtices que têm seu aumento em tamanho alimentado pela camada limite separada. Quando ocorre o aumento em tamanho e força, esses vórtices podem se tornar fortes o suficiente para deslocar a camada separada através da esteira. Nesse estágio, o vórtice cessa seu desenvolvimento e desloca-se para sotavento na esteira. A ação de deslocar a camada separada através da esteira resulta na formação de um outro vórtice, com sentido de rotação contrário, no outro ponto de separação, e assim sucessivamente. A forma do escoamento formado é denominada esteira de vórtices de Kármán, que dá origem às forças flutuantes que atuam no cilindro. Na região da esteira, consideráveis pressões negativas são criadas atrás dos vórtices que são desprendidos, o que gera uma sucção ao longo da face de sotavento do cilindro, contribuindo em grande parte para o aumento da força de arrasto (DALY, 1986).

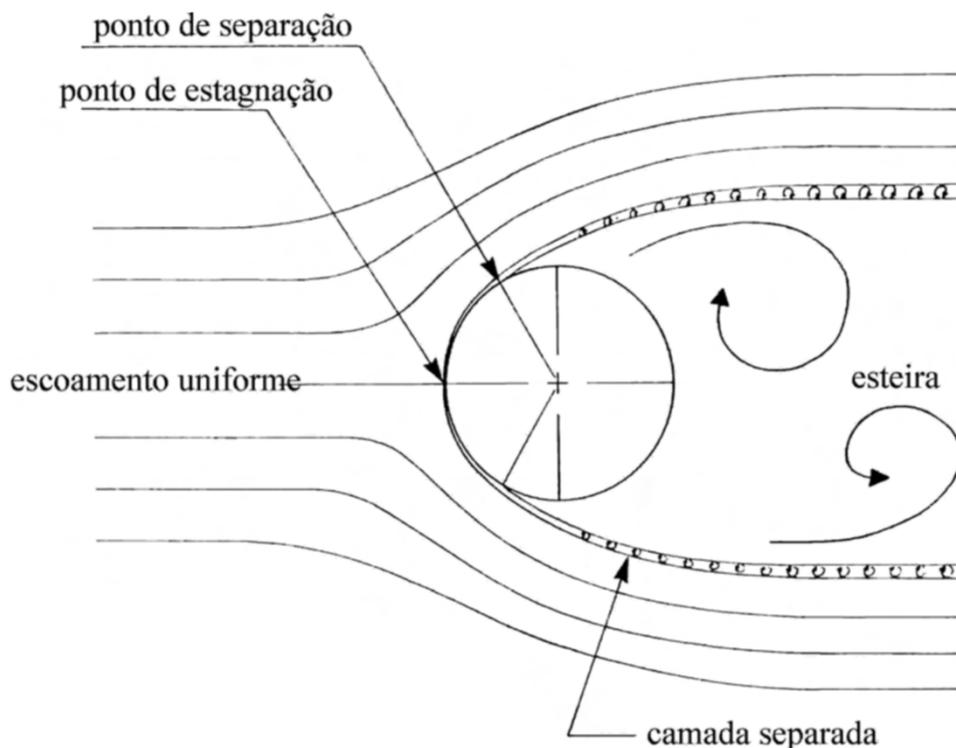


Figura 2.4 – Escoamento em torno de um cilindro circular
(fonte: adaptado de DALY, 1986).

2.3.3 Regimes de escoamento

Variando-se o número de Reynolds do escoamento sobre um cilindro circular, surgem diferentes configurações. Quando $Re = 1$, o escoamento é de forma laminar nas proximidades do corpo e envolve todo o contorno do cilindro. Esse caso não se aplica às estruturas de engenharia civil. À medida que o número de Reynolds aumenta de 1 a 20, a camada limite torna-se progressivamente mais espessa, mas sem que haja descolamento, até que ocorra um escoamento reverso (BLESSMANN, 2011). Quando Reynolds está em cerca de 20, o escoamento permanece simétrico, mas ocorre a separação deste das paredes do corpo, formando-se largos turbilhões simétricos a sotavento da parede do cilindro (BASTOS, 2008). Segundo Blessmann (2011), esse par de turbilhões simétricos torna-se cada vez mais alongado, acaba se desfazendo e dá lugar a uma esteira mais agitada à medida que Reynolds cresce entre os valores de 50 e 150. A partir de então, esses turbilhões transformam-se em espirais que se destacam alternadamente de ambos os lados do cilindro, os chamados vórtices de Kármán. Quando Reynolds está entre 150 e 300, ocorre a transição para vórtices

turbulentos, que se mantêm até $Re = 5 \cdot 10^3$, e causam um rastro de turbilhões a sotavento do cilindro. À medida que o número de Reynolds cresce entre $5 \cdot 10^3$ a $2 \cdot 10^5$, o escoamento a barlavento do ponto de separação continua laminar. Entretanto, na zona de separação, podem ser observados padrões tridimensionais de transição para um escoamento turbulento, cujo prolongamento vai se lançando para sotavento do corpo. A partir de $Re = 2 \cdot 10^5$, a esteira turbulenta torna-se mais estreita, devido à separação da camada limite das paredes do corpo (BASTOS, 2008).

As características físicas do escoamento em torno de cilindros circulares variam com a mudança do número de Reynolds. Entretanto, de acordo com Ribeiro (1989), para valores do número de Reynolds maiores que 10^4 , é possível distinguir alguns intervalos, regimes nos quais as características do escoamento podem ser consideradas constantes. Esses regimes são apresentados na figura 2.5, e segundo a terminologia utilizada por Ribeiro (1989), são os regimes subcrítico, crítico, supercrítico e ultracrítico.

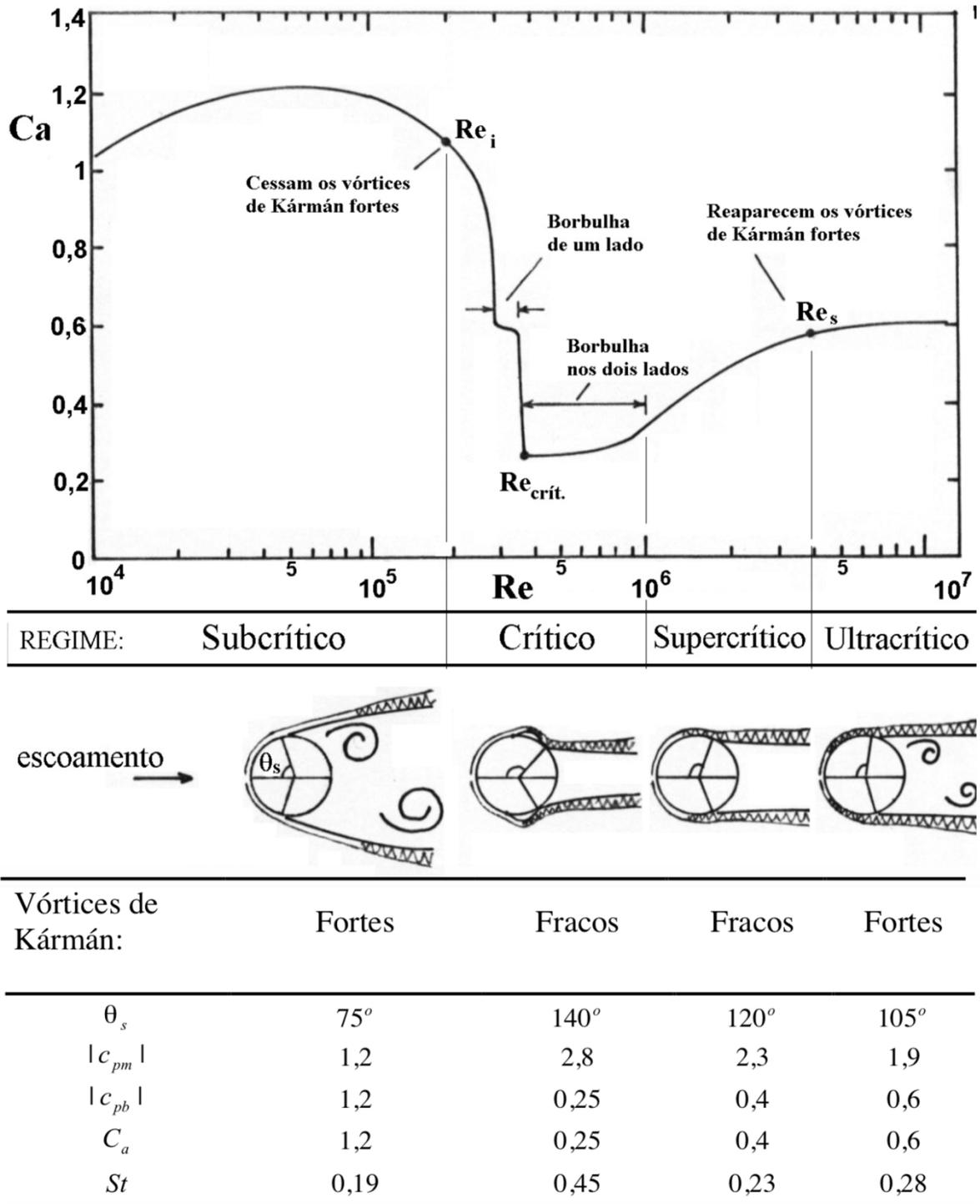


Figura 2.5 – Definição dos regimes de escoamento e parâmetros característicos para cilindros circulares bidimensionais (fonte: RIBEIRO, 1989).

Ribeiro (1989) informa que no regime subcrítico, em escoamento uniforme e suave em torno de cilindros bidimensionais considerados lisos, o escoamento na camada limite é sempre laminar. A separação da camada limite ocorre com um ângulo de separação $\theta_s = 75^\circ$ a partir

do ponto de estagnação. Nesse regime, o desprendimento de vórtices é extremamente regular e ordenado, o que caracteriza os chamados vórtices de Kármán fortes. A esteira larga origina um coeficiente de arrasto C_a elevado, que, de acordo com Ribeiro (1989), possui um valor característico igual a 1,2, e o valor do número de Strouhal permanece na ordem de 0,2, conforme se observa nos resultados obtidos por Schewe (1983) na figura 2.6. Nesse intervalo, a maioria dos parâmetros aerodinâmicos tendem a permanecer constantes, e a camada limite separada transita de laminar para turbulenta a alguma distância além da linha de separação.

Com o aumento do número de Reynolds, a transição da camada limite ocorre cada vez mais próxima do ponto de separação, o qual se desloca mais para sotavento, até que um recolamento turbulento se processa quando essa distância é suficientemente pequena. Essa região de separação laminar e recolamento turbulento é conhecida como borbulha de separação e caracteriza o regime crítico. Mais a sotavento ($\theta_s = 140^\circ$) ocorre uma separação turbulenta, porém com uma esteira muito menor, o que origina uma queda drástica no coeficiente de arrasto, atingindo valores como 0,3, sendo o número de Reynolds nesse ponto chamado de número de Reynolds crítico Re_{crit} . Antes de Re_{crit} , a formação da borbulha pode não ocorrer simultaneamente em ambos os lados do cilindro (RIBEIRO, 1989).

No regime supercrítico, a separação turbulenta move-se para barlavento, a borbulha de separação diminui até desaparecer, dando lugar a uma separação definitiva e turbulenta. A esteira alarga-se, o coeficiente de arrasto aumenta, e o desprendimento regular de vórtices, que no início do intervalo pode não ser discernível, reaparece então com pequena intensidade, o que caracteriza os vórtices de Kármán fracos (RIBEIRO, 1989). De acordo com Zdravkovich (1990), a razão pela qual o desprendimento de vórtices perde sua regularidade no regime supercrítico é devido à formação parcial e fragmentada das borbulhas de separação, o que conduz a uma linha de separação irregular e um coeficiente de arrasto variável ao longo do cilindro.

No regime ultracrítico, o desprendimento de vórtices restabelece-se novamente, desprendendo-se, então, os vórtices de Kármán fortes. A transição da camada limite continua a mover-se mais e mais para barlavento, mas a posição da linha de separação, a largura da esteira e outras características do escoamento parecem tender assintoticamente para uma condição de independência com relação ao número de Reynolds. O valor característico desse regime para o coeficiente de arrasto é da ordem de 0,6 (RIBEIRO, 1989).

A figura 2.6 apresenta o valor r.m.s. do coeficiente de sustentação \tilde{C}_L (a), o número de Strouhal St (b) e o coeficiente de arrasto C_a (c), todos em função do número de Reynolds. As marcações A e B indicadas na figura correspondem às variações descontínuas de St e C_a , associadas à formação das borbulhas, sendo que A representa a descontinuidade por conta de borbulhas de um lado, e B representa a descontinuidade por conta de borbulhas dos dois lados do cilindro. É no regime crítico que Strouhal atinge seu maior valor, em torno de 0,50, e a regularidade do desprendimento de vórtices diminui consideravelmente (PALUCH, 1999).

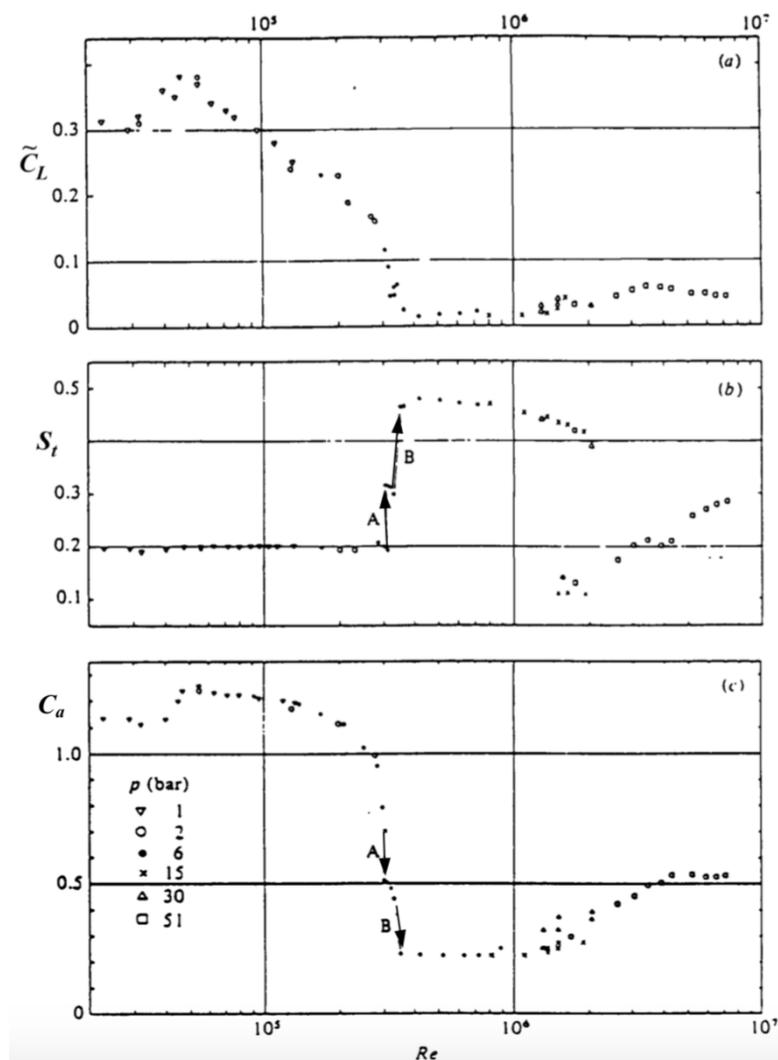


Figura 2.6 – (a) valor r.m.s. do coeficiente de sustentação, (b) número de Strouhal e (c) coeficiente de arrasto, em função do número de Reynolds (fonte: adaptado de SCHEWE, 1983).

Observa-se na figura 2.6 (a) que em todos os regimes o valor r.m.s. do coeficiente de sustentação varia consideravelmente. No regime subcrítico, \tilde{C}_L varia entre 0,3 e 0,4. Seguindo o comportamento do coeficiente de arrasto C_a , o valor de \tilde{C}_L diminui drasticamente no regime crítico. De acordo com Ribeiro (1989), as medições indicam um aumento muito discreto de \tilde{C}_L no regime supercrítico, atingindo um máximo de 0,15 aproximadamente, na entrada do regime ultracrítico, e a partir de então, uma tendência a diminuir. Os resultados obtidos por Schewe (1983) indicam valores de \tilde{C}_L não superiores a 0,05 no regime ultracrítico.

2.4 TURBULÊNCIA

A influência da turbulência nas pressões médias e flutuantes desenvolvidas ao longo de cilindros circulares é bastante complexa, o que não causa espanto, dado que esse fenômeno envolve a interação de dois tópicos complicados da mecânica dos fluidos, o escoamento em torno de corpos rombudos e a turbulência propriamente dita. Uma característica comum dos experimentos com cilindros circulares submetidos a escoamentos turbulentos é a tendência à transição de um regime a outro, a números de Reynolds menores em relação a escoamentos suaves. Essa característica complica a interpretação dos coeficientes aerodinâmicos, dado que uma variação na magnitude desse coeficiente pode apenas representar uma variação de Re (NÚÑEZ, 2001).

Paluch (1999) informa que para se caracterizar escoamentos turbulentos, é necessária a definição de pelo menos dois parâmetros. O primeiro é a intensidade da componente longitudinal da turbulência I_1 , definida pela razão entre o desvio padrão das flutuações da velocidade e uma velocidade média de referência. O outro parâmetro é a macroescala da componente longitudinal da turbulência L_1 , que serve para avaliar as dimensões dos turbilhões. A macroescala varia de acordo com o terreno e a altura em consideração.

Os efeitos da turbulência no escoamento em torno de cilindros circulares podem ser divididos associando-os à razão L_1/d . Dessa forma, os efeitos estarão associados às maiores e às menores escalas de comprimento. Como a turbulência atmosférica é constituída por uma enorme gama de comprimentos, uma vez que as dimensões dos turbilhões gerados vão da ordem do milímetro até a ordem da espessura da camada limite atmosférica, Basu (1983) sugere a seguinte divisão:

- a) quando a relação macroescala-diâmetro $L_1/d > 10$, predominam os efeitos das maiores escalas;
- b) se a macroescala é da ordem da espessura da camada limite, separada ou não, naturalmente predominam os efeitos das menores escalas;
- c) quando $L_1/d \approx 1$, isto é, a turbulência é de escala moderada, ela produz uma combinação dos efeitos associados às maiores e menores escalas.

No caso de turbulência com relação L_1/d grande, as flutuações da velocidade são lentas em relação às flutuações na camada limite e na esteira do cilindro, de tal modo que o escoamento em torno da estrutura percebe a turbulência como lentas variações no vetor velocidade média do vento. Em outras palavras, nas condições apresentadas anteriormente, as flutuações longitudinais são percebidas como mudanças na magnitude da velocidade média e as flutuações laterais como alterações na direção do vento. Resulta então, que as maiores escalas da turbulência agem como moduladores da frequência de desprendimento de vórtices e das forças geradas por tal desprendimento (PALUCH, 1999).

Em escoamentos cuja escala de turbulência é pequena, 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 determinados valores do número de Reynolds. Também é observado um acentuado aumento na magnitude do valor r.m.s. do coeficiente de sustentação \tilde{C}_L (BASU, 1983).

Avaliando-se a figura 2.7, que apresenta o espectro da força de sustentação em função de f/f_s , pode-se observar um pico bastante pronunciado em escoamento de baixa turbulência. Isso significa que a força de sustentação é praticamente harmônica. Entretanto, a largura de banda B desse pico vai aumentando proporcionalmente à turbulência, ao mesmo tempo em que a altura do pico vai diminuindo. Portanto, quanto maior a turbulência do vento, mais baixo o pico e mais alargado é o espectro, afetando assim uma gama maior de frequências. Como consequência, variações da velocidade em torno da média não impedem o desprendimento de vórtices.

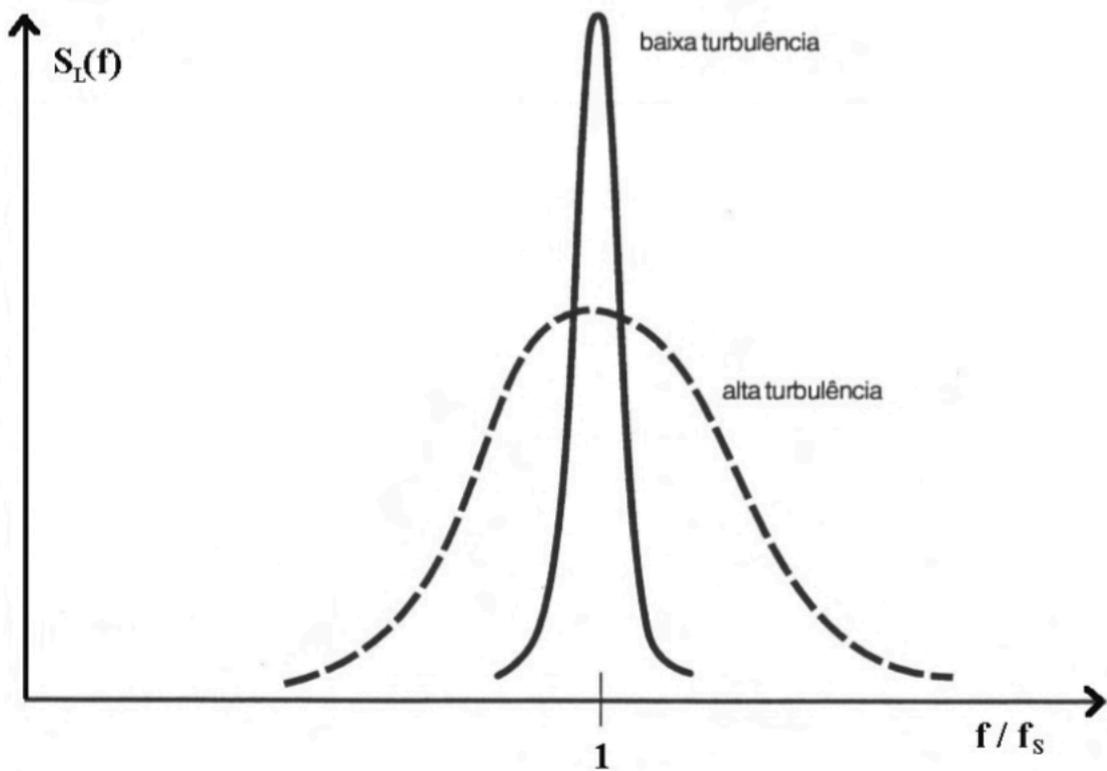


Figura 2.7 – Influência da turbulência no espectro da força de sustentação (fonte: BLESSMANN, 2005).

Segundo Zdravkovich (1990), o estado identificado como transição próxima à zona de separação (*transition around separation*), ou seja TrS, é o mais afetado pela turbulência. Esse estado, situado onde ocorre a separação da camada limite, sofre com efeitos de grandes valores da força de arrasto. O efeito da turbulência de promover ou antecipar a transição de regime é particularmente importante quando a transição do escoamento de laminar a turbulento se produz na camada limite separada ou no entorno da zona de separação. Segundo o autor, até três regimes de escoamento nesse estado podem ser “apagados” pela turbulência. Assim, a turbulência atua de forma a destruir certos estados de transição, promovendo então a antecipação de regimes.

Nas figuras 2.8 e 2.9 são apresentadas respectivamente as variações de C_a e \tilde{C}_L em função do número de Reynolds e da intensidade da turbulência. Comparando-se essas imagens com as figuras 2.5 e 2.6 (que apresentam a divisão entre os regimes de escoamento), percebe-se que para o mesmo intervalo de Reynolds, estas estão de acordo aquelas, caso se considere a intensidade de turbulência I_1 igual a 0,4%. Para outros valores de intensidade de turbulência,

as curvas não são equivalentes, o que permite concluir que regimes foram suprimidos ou antecipados.

Segundo Zdravkovich (1990), da mesma forma que a rugosidade superficial, o efeito da turbulência no regime crítico é inibir a formação das borbulhas de separação, o que implica que o regime pré-crítico (segundo a terminologia de Zdravkovich) é seguido pelo supercrítico. Além disso, o autor propõe a hipótese de que intensidades de turbulência suficientemente elevadas poderiam destruir as borbulhas de separação fragmentadas que caracterizam o regime supercrítico, ou seja, o regime pré-crítico poderia ser seguido pelo ultracrítico. Essas últimas afirmações indicam que se teria desprendimento regular de vórtices para todos os valores de Reynolds.

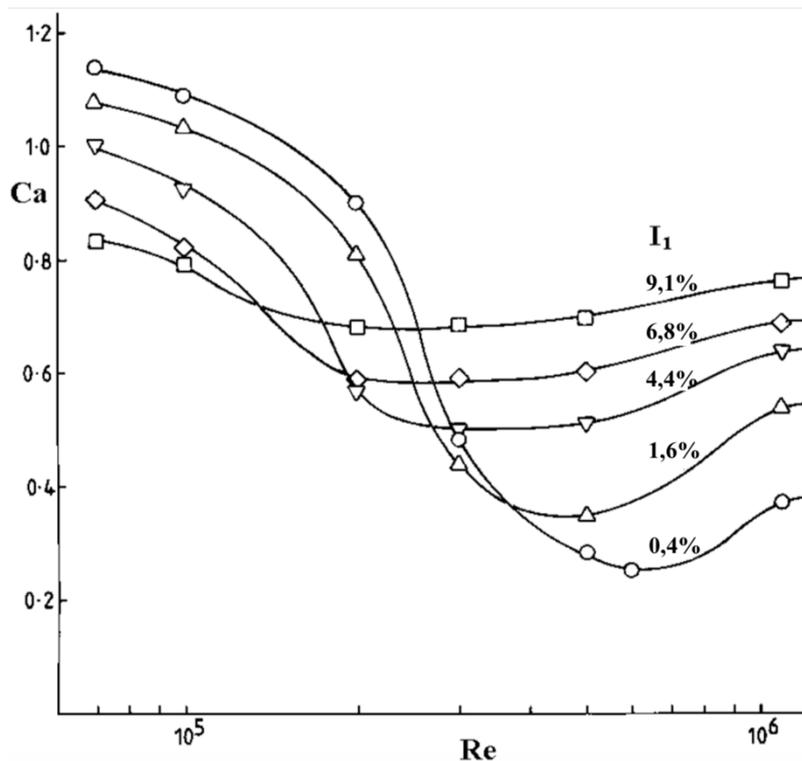


Figura 2.8 – Coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds e diferentes intensidades de turbulência (fonte: adaptado de CHEUNG; MELBOURNE, 1983).

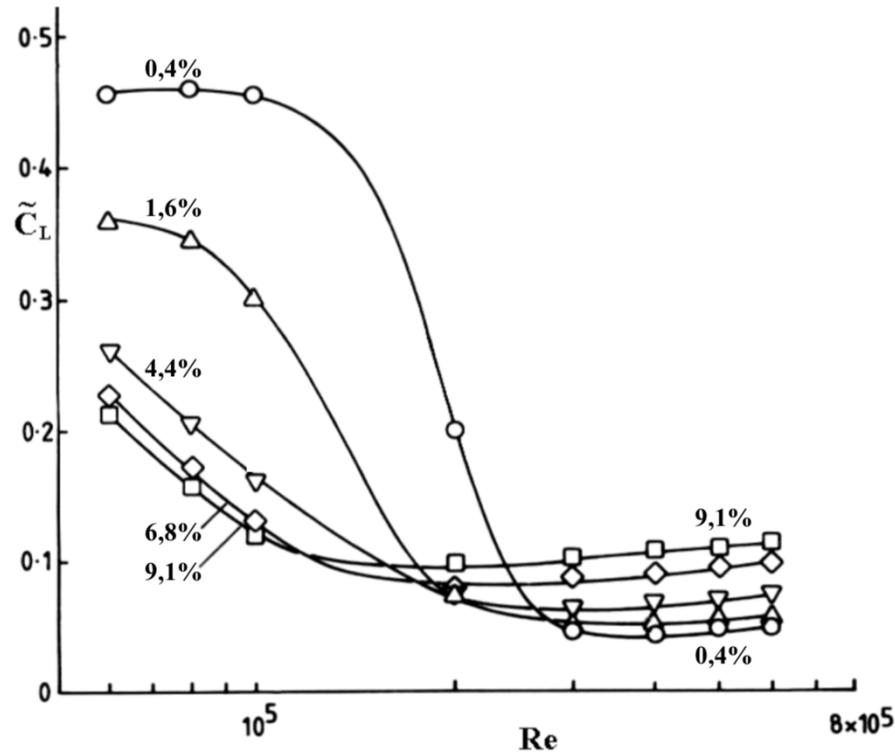


Figura 2.9 – valor r.m.s. do coeficiente de sustentação em função do número de Reynolds e diferentes intensidades de turbulência (fonte: adaptado de CHEUNG; MELBOURNE, 1983).

2.5 RUGOSIDADE SUPERFICIAL

A influência da rugosidade superficial tem por primeiro efeito antecipar a transição no regime subcrítico. Segundo Basu (1986), ao se desconsiderar os efeitos de tridimensionalidade e a dependência de Re , a rugosidade superficial e a turbulência são os fatores que exercem maior influência no valor dos coeficientes aerodinâmicos.

De acordo com Ribeiro (1989), os parâmetros aerodinâmicos são pouco afetados pela rugosidade superficial quando em regime subcrítico. Entretanto, esta tem as propriedades de antecipar o regime crítico, descaracterizando-o, além de aumentar o coeficiente de arrasto nos regimes crítico, supercrítico e ultracrítico, conforme é possível observar na figura 2.10. Ao contrário dos efeitos da turbulência, os quais afetam diretamente a camada limite e a camada separada, a rugosidade superficial afeta de forma efetiva somente a camada limite, embora a região separada sofra alguma influência (ZDRAVKOVICH, 1990).

A rugosidade superficial tem uma influência mais significativa nas transições da camada limite, desde que a rugosidade possa ser tratada como um mecanismo que produz turbulência

localizada. Zdravkovich (1990) cita um estudo de Fage e Warsap de 1929, no qual registrou-se que mesmo uma pequena rugosidade superficial é capaz de antecipar a transição de regimes.

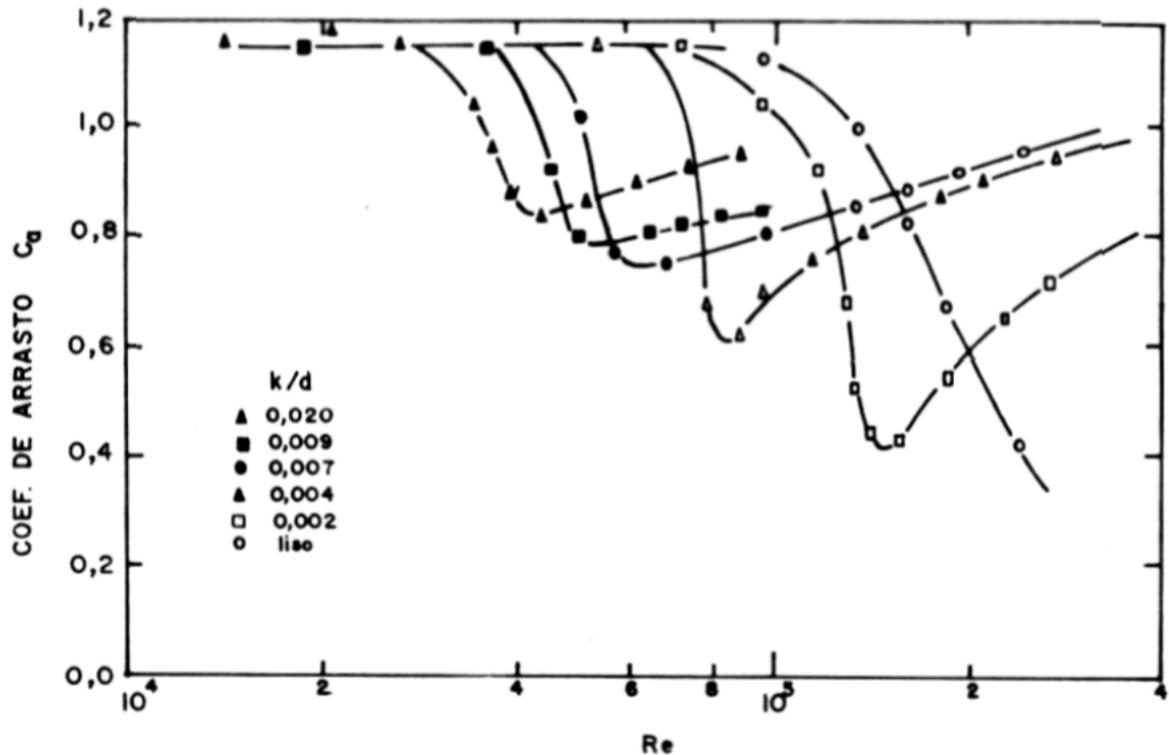


Figura 2.10 – Efeito da rugosidade superficial relativa k/d sobre o coeficiente de arrasto, de acordo com o estudo de Fage e Warsap (fonte: RIBEIRO, 1989).

Conforme comentado anteriormente, o efeito da rugosidade superficial no regime crítico é inibir a formação das borbulhas de separação, o que implica que o regime pré-crítico (conforme terminologia proposta por Zdravkovich) é seguido pelo supercrítico. Na figura 2.11 são apresentados alguns resultados obtidos por Buresti (1981). As curvas apresentam a relação entre C_a e St com o número de Reynolds e a rugosidade relativa k/d . As linhas tracejadas nas curvas de St indicam o não desprendimento regular de vórtices, ou seja, correspondem ao regime crítico.

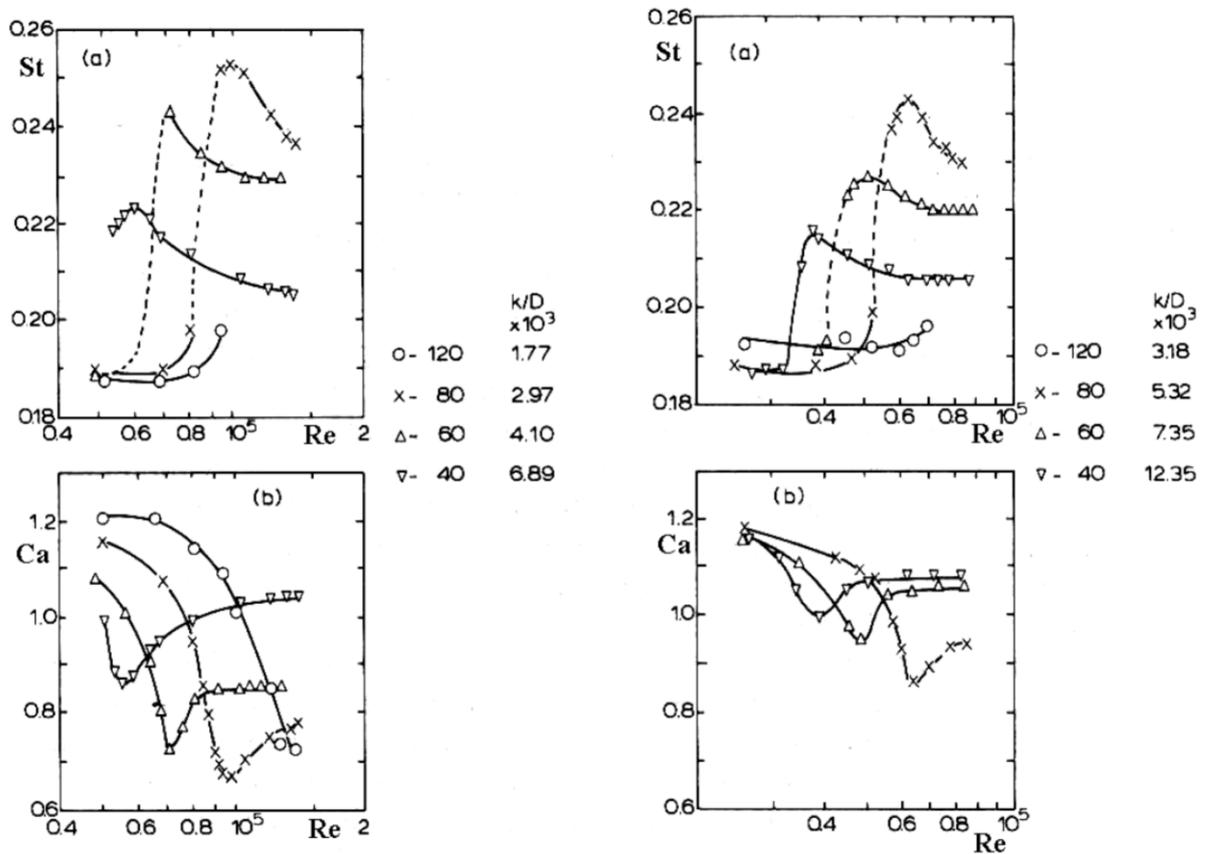


Figura 2.11 – Número de Strouhal e coeficiente de arrasto, em termos de k/d , em função do número de Reynolds (fonte: adaptado de BURESTI, 1981).

A análise dos gráficos da figura 2.11 permite observar-se que altos valores de St estão relacionados com baixos C_a , e desse modo o desprendimento de vórtices no regime supercrítico inicia com um valor consideravelmente elevado de St em relação ao valor no regime subcrítico. Portanto, fica evidente que os valores de C_a e St nos regimes supercrítico e ultracrítico dependem da rugosidade relativa. Isso sugere que St no regime ultracrítico dos cilindros rugosos é menor que o dos lisos (PALUCH, 1999).

Além disso, Re_{crit} decresce quando a rugosidade aumenta e, simultaneamente, o C_a mínimo associado com Re_{crit} aumenta. No regime ultracrítico o coeficiente de arrasto dos cilindros rugosos é tanto maior quanto maior seja a rugosidade relativa (PALUCH, 1999).

De acordo com Buresti (1981), o desprendimento de vórtices após o regime crítico, para cilindros com rugosidade alta, se apresenta intenso e melhor correlacionado em relação ao desprendimento no regime subcrítico.

2.6 INFLUÊNCIA DA TRIDIMENSIONALIDADE

2.6.1 Esbeltez finita

A grande maioria dos dados sobre coeficientes aerodinâmicos é obtida via experimentos nos quais o cilindro se estende sobre toda a largura ou altura do túnel de vento, ou nos quais o cilindro possui placas de extremidade. Sob essas condições, a magnitude dos coeficientes aerodinâmicos permanece constante ao longo do comprimento do cilindro. Quando o cilindro possui uma extremidade livre, o escoamento é perturbado afetando consideravelmente a magnitude dos coeficientes de arrasto. Em outras palavras, o topo do cilindro finito introduz efeitos de tridimensionalidade no escoamento, uma vez que este passa a fluir não só pelas laterais, mas também pelo topo do cilindro. A intensidade com que esses efeitos ocorrem depende do diferencial de pressão entre as faces de barlavento e sotavento do cilindro. O encontro entre os escoamentos sobre o topo e ao redor do cilindro gera dois intensos vórtices estacionários a uma certa distância do topo do cilindro (BASU, 1986). Niemann e Hölscher (1990) informam que essa distância vertical é aproximadamente igual à metade do diâmetro do topo do cilindro.

Segundo Basu (1983) a introdução de vorticidade adicional no topo gera uma grande redução (aumento em valor absoluto) na pressão de base, resultando em um elevado C_a local. Entretanto, segundo os estudos de Fox et al. (1993), na região abaixo do topo, onde o efeito da vorticidade é produzido, a introdução adicional do escoamento oriundo da extremidade do cilindro reduz em valor absoluto a pressão de base C_{pb} , provocando uma queda local do coeficiente de arrasto médio. Esses efeitos podem ser observados a uma distância de 20 diâmetros desde a extremidade livre (topo), conforme pode ser observado na figura 2.12 (a) e (b). Ainda segundo os autores, o efeito global dessa vorticidade é a redução no coeficiente de arrasto médio, redução esta tanto maior quando menor a esbeltez λ do cilindro. Na figura 2.12 (c) verifica-se que o valor r.m.s. do coeficiente de sustentação é afetado a uma distância a partir do topo de até 15 diâmetros.

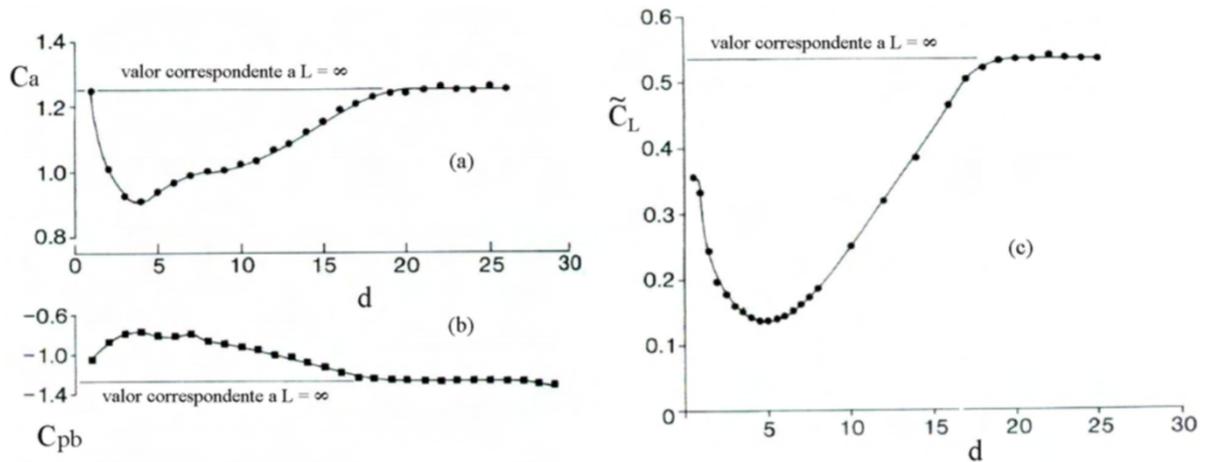


Figura 2.12 – Variação de (a) C_a , (b) C_{pb} e (c) \tilde{C}_L em função da distância medida a partir do topo em diâmetros d , com $Re = 4,4 \cdot 10^4$ (fonte: adaptado de FOX et al., 1993).

Segundo Basu (1983), a distribuição de \tilde{C}_L ao longo de cilindros de esbeltez finita é qualitativamente semelhante à do C_a (vide figuras 2.13 e 2.14), como sugerem os estudos de Osborne em 1981 para valores do Re no regime subcrítico, num escoamento uniforme e suave. Okamoto e Yagita (1973) informam que ao se afastar do topo do cilindro, assim como os C_a , os St locais também permanecem estáveis. Porém, a magnitude desses números de Strouhal é menor que a correspondente a condições bidimensionais. Essa redução é tanto maior quanto menor a esbeltez λ .

Fox et al. (1993) observaram que o valor do número de Strouhal varia ao longo do cilindro com uma extremidade livre. Próximo ao topo (da extremidade livre até cerca de 2 diâmetros), St é cerca de 0,075, passando a $St = 0,15$ até 5 diâmetros, e então, cerca de 0,2 para o restante do comprimento do cilindro até a base. Os autores revelam que o desprendimento de vórtices na região perturbada pelo extremo livre do cilindro circular é caracterizado pela presença de um padrão celular, sendo que em cada uma das células a frequência de desprendimento de vórtices é constante. Essa redução do valor de St da base ao topo do cilindro vem acompanhada por uma gradativa perda de regularidade no desprendimento de vórtices.

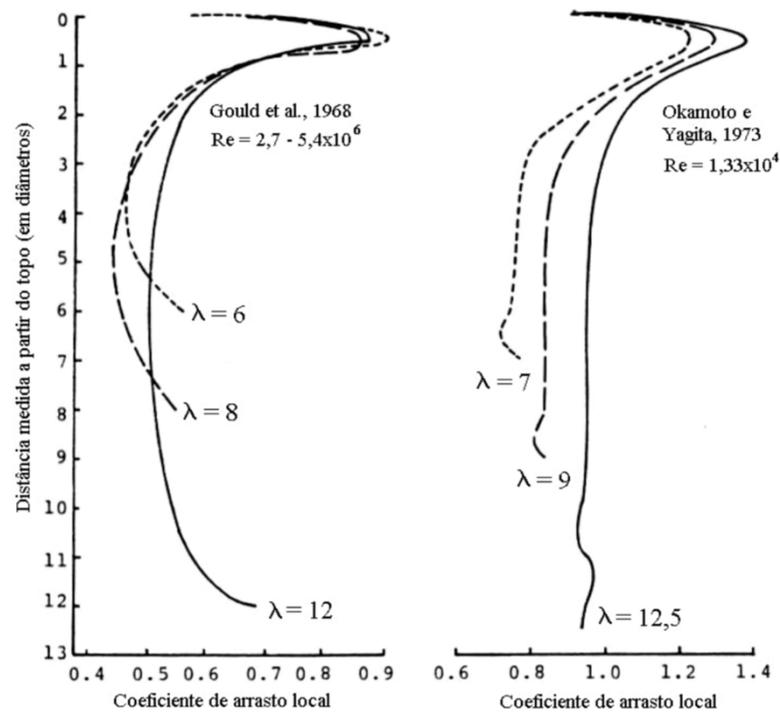


Figura 2.13 – C_a local em função da distância medida a partir do topo em diâmetros d , para diferentes esbeltezes λ (fonte: adaptado de BASU, 1986).

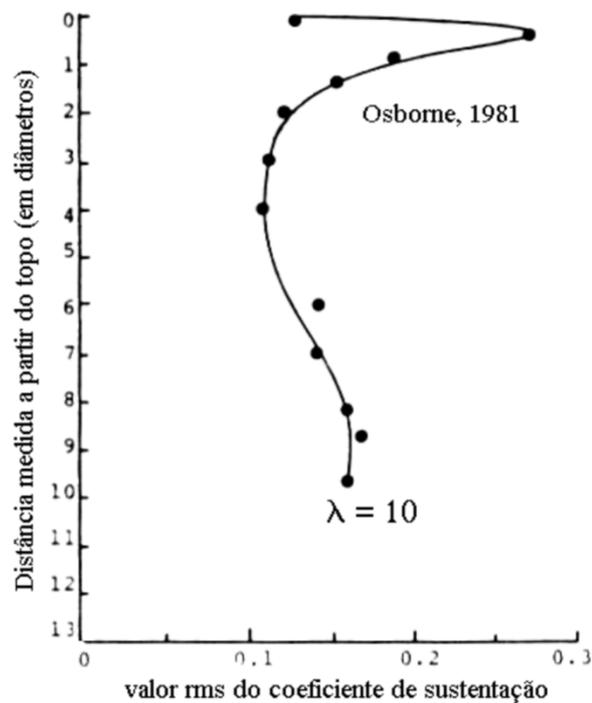


Figura 2.14 – \tilde{C}_L local em função da distância medida a partir do topo em diâmetros d , para esbeltez $\lambda = 10$ (fonte: adaptado de BASU, 1986).

No caso de cilindros com pequena esbelteza, $\lambda \leq 6$, os efeitos do topo alteram o escoamento em toda a extensão do cilindro, o que produz uma redução significativa no C_a médio e desprendimentos de vórtices com pouca ou nenhuma regularidade (PALUCH, 1999).

Usando o mesmo argumento de que a intensidade dos efeitos de topo depende da diferença de pressão existente a barlavento e a sotavento do cilindro, Basu (1983) sugere que esses efeitos são mais rigorosos no regime subcrítico do que no regime ultracrítico. Porém, Niemann e Hölscher (1990) afirmam o contrário.

2.6.2 Gradiente de velocidade e diâmetro variável

De acordo com Blessmann (2005), se a estrutura possuir diâmetro variável e velocidade do escoamento constante ao longo da estrutura, a constância do número de Strouhal fará com que a frequência de desprendimento de vórtices varie com a altura, causando uma diminuição da excitação aerodinâmica pela falta de sincronismo. O desprendimento de vórtices ocorrerá coesamente em trechos ao longo do cilindro, formando-se células de vórtices com uma frequência constante de desprendimento de vórtices. Isso ocorre por causa do efeito de captura (descrito na seção 2.7.1), pois teoricamente a frequência deveria aumentar continuamente com a altura. O comprimento dessas células está relacionado a diversos fatores, como a relação entre a altura e o diâmetro h/d da estrutura, as condições de contorno, a rugosidade superficial e a amplitude relativa da oscilação do cilindro. Alguns estudos experimentais da vibração de estruturas em balanço mostram que pode ser considerado um diâmetro efetivo para o desprendimento de vórtices que definem a vibração. Esse diâmetro efetivo refere-se a uma seção próxima ao topo no caso de troncos de cone próximos de cilindros circulares. À medida que aumenta a velocidade do escoamento ou a inclinação da geratriz do tronco de cone, essa seção vai descendo.

Whitbread (WOOTTON; SCRUTON, 1971) fez estudos comparando um cilindro circular com um tronco de cone em um escoamento turbulento subcrítico a uma velocidade média constante, com praticamente o mesmo amortecimento em ambos os modelos. Para o tronco de cone surgiu um pequeno pico com $V_{cr} = 6$, associado ao desprendimento de vórtices próximo ao seu topo. Para o pico maior, com $V_{cr} = 12$, o desprendimento de vórtices combinado à frequência natural da estrutura corresponde a um diâmetro efetivo mais baixo. Esses estudos mostraram também que em uma edificação troncocônica o movimento da estrutura tem menor

influência que em uma estrutura cilíndrica circular. Os resultados obtidos nesse experimento podem ser observados na figura 2.15.

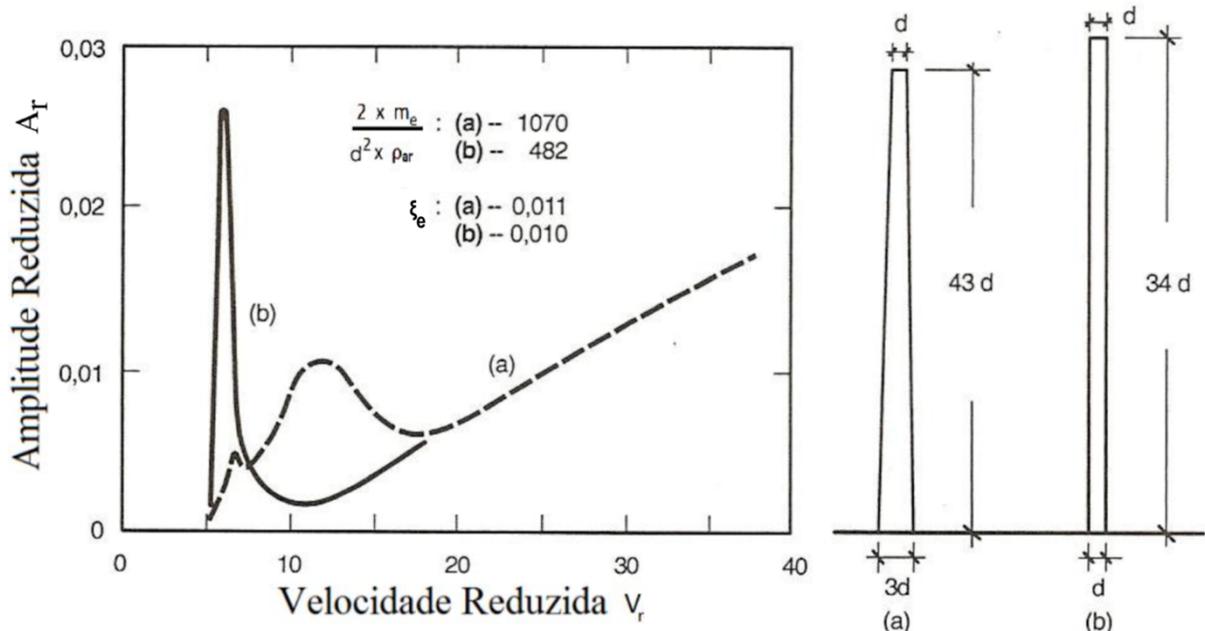


Figura 2.15 – Influência da variação da seção nas oscilações (fonte: adaptado de WOOTTON; SCRUTON, 1971).

Blessmann (2005) informa que a variação da velocidade média do vento com a altura é um efeito semelhante ao da conicidade da edificação. Nesse caso os vórtices também não se desprenderão regularmente ao longo de todo o comprimento da estrutura, formando-se, então, as células longitudinais de vórtices já descritas. O problema torna-se ainda mais complexo se a edificação for troncocônica e a velocidade do vento variar com sua altura. Poderia haver uma compensação e um consequente desprendimento de vórtices com a mesma frequência ao longo de todo o comprimento da estrutura, caso a relação V/d seja constante, pois nessas condições, a frequência será constante, conforme a relação $f = St V/d = constante$.

Segundo Dyrbye e Hansen (1997), a frequência de desprendimento de vórtices f_s aumenta caso a velocidade do escoamento V aumente e caso o diâmetro da estrutura d diminua. Portanto, o perfil de velocidades do vento, a turbulência do escoamento e o diâmetro da estrutura decrescente com a altura afetam o carregamento perpendicular ao escoamento causado pelo desprendimento de vórtices, conforme apresentado na figura 2.16. O

desprendimento de vórtices ocorre dentro de uma banda de frequências, e não em uma frequência específica.

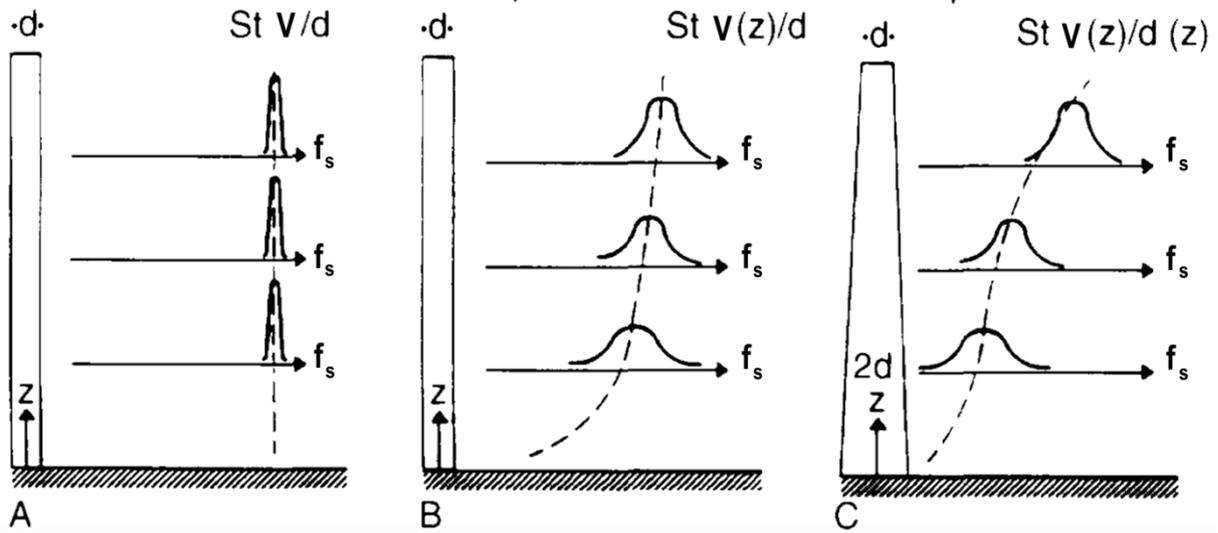


Figura 2.16 – Influência da turbulência, da altura em relação ao solo e da variação de diâmetro da estrutura no espectro do carregamento transversal (fonte: adaptado de DYRBYE; HANSEN, 1997).

A figura 2.16 apresenta três situações. (A) representa o caso em que tanto a velocidade do vento quanto o diâmetro da estrutura independem da altura em relação ao solo. A frequência de desprendimento de vórtices também é constante. Devido à falta de turbulência a largura da banda do espectro *B* é estreita. Em (B), o diâmetro da estrutura é constante e a velocidade do escoamento aumenta com a altura, sendo a frequência de desprendimento de vórtices aumentada com a altura. Por causa da turbulência, a largura de banda do espectro *B* é maior que no caso (A), onde o escoamento é laminar. Em (C), o diâmetro da estrutura diminui e a velocidade do escoamento aumenta com a altura. Assim, a frequência de desprendimento de vórtices aumenta com a altura, porém de uma maneira mais pronunciada que no caso (B).

O desprendimento de vórtices em cilindros circulares segue um padrão celular. Células de vórtices se desenvolvem, eventualmente propagam-se longitudinalmente pelo cilindro e então desaparecem dando espaço ao surgimento de novas células. Dentro de uma mesma célula de vórtice, o coeficiente de correlação longitudinal das forças ou das pressões é bastante próximo de +1,0, enquanto que entre pontos situados em diferentes células, essa correlação é

drasticamente menor. O tamanho das células de vórtices é diretamente proporcional ao comprimento de correlação (RIBEIRO, 1989).

Como regra aproximada, para cilindros circulares em escoamento suave, o comprimento de correlação longitudinal L_p atinge $3d$ a $4d$ no regime subcrítico (caracterizado por vórtices de Kármán fortes), diminui para $1d$ no regime crítico (caracterizado por vórtices de Kármán fracos) e volta a atingir de $3d$ a $4d$ no regime ultracrítico (onde os vórtices de Kármán fortes reaparecem). Em escoamento turbulento, L_p é de $1,5d$ a $2,5d$ em regime subcrítico, é cerca de $0,5d$ em regime crítico e novamente de $1,5d$ a $2,5d$ em regime ultracrítico (RIBEIRO, 1989). Buresti (1981) propõe que, para cilindros circulares rugosos, L_p é cerca de $3d$ para regime subcrítico, é menor que $2d$ no regime crítico, é cerca de $3d$ no regime supercrítico e é cerca de $4d$ em regime ultracrítico.

Quaisquer situações que introduzam tridimensionalidade no escoamento (tais como turbulência, esbeltez finita, cilindro de diâmetro variável, gradiente de velocidade), ou seja, que impeçam a formação de maiores células organizadas de desprendimento de vórtices, reduzem o comprimento de correlação longitudinal das forças transversais à direção do escoamento. Por exemplo, como já relatado, para cilindro bidimensional em escoamento uniforme e suave, L_p nos regimes subcrítico e ultracrítico é cerca de 4 diâmetros. Entretanto, para escoamento uniforme e turbulento, L_p é reduzido para 1,5 a 2,5 diâmetros, nos mesmos regimes (PALUCH, 1999).

2.7 INTERAÇÃO FLUIDO-ESTRUTURA

2.7.1 Movimento do cilindro

O movimento do cilindro exerce certo controle sobre o desprendimento de vórtices, fazendo com que oscilações nas velocidades próximas de V_{cr} (principalmente para velocidades maiores) também sejam observadas (BLESSMANN, 2005). Esse é o fenômeno conhecido por captura ou sincronização (*capture*, *synchronization*, *lock-in* ou *lock-on*). Quando a velocidade do escoamento aumenta ou diminui, de modo que a frequência de desprendimento de um par de vórtices f_s se aproxima da frequência natural da estrutura f_n , e o cilindro oscila, os vórtices passam a se desprender com a frequência igual a f_n . A frequência de desprendimento de vórtices não segue mais a lei de Strouhal (RUSCHEWEYH, 1994), sendo constante em uma

faixa bastante extensa de velocidades, conforme observa-se no diagrama da figura 2.17. Vickery e Basu (1983a) informam que as máximas amplitudes tipicamente são observadas para $5,5 < V_r < 6,5$, ainda que importantes vibrações ocorram no intervalo $4,75 < V_r < 8$.

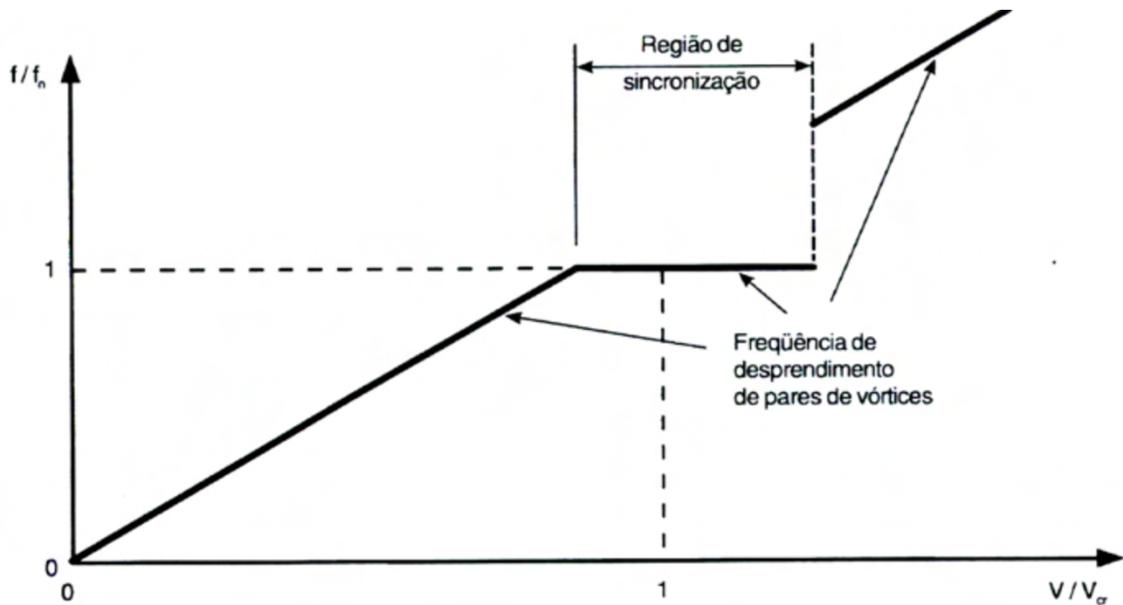


Figura 2.17 – Sincronização ou captura de vórtices
(fonte: BLESSMANN, 2005).

Os principais efeitos causados pelo movimento do cilindro são os seguintes (BLESSMANN, 2005):

- a) aumento da energia contida nos vórtices;
- b) melhora da correlação das forças de sustentação ao longo do eixo do cilindro;
- c) aumento da força de arrasto;
- d) ocorrência do efeito de captura.

O efeito de captura também ocorre quando a frequência de oscilação é igual a um múltiplo ou submúltiplo da frequência de desprendimento de um par de vórtices. Nesse caso, as amplitudes de oscilação são bem menores que as correspondentes à frequência natural da estrutura (BLESSMANN, 2005). Oliveira (2011) afirma que a grande diferença entre o efeito de captura no primeiro e segundo modos de vibração está no intervalo de tensões atingida e nos ciclos de repetições dessas tensões. Quando a ressonância ocorre no primeiro modo, as tensões atingidas são menores, mas em um número maior de vezes. Já no caso da ressonância

no segundo modo, o intervalo de tensões é mais elevado, mas em um número maior de ciclos de ocorrência.

Ruscheweyh (1994) afirma que o fenômeno de captura surge para amplitudes de deslocamentos maiores que 2% a 3%, enquanto Blessmann (2005) alega que esse fenômeno se inicia a partir de deslocamentos de topo maiores que 5% da largura da estrutura. Dyrbye e Hansen (1997) afirmam que esses deslocamentos podem atingir a ordem dos 30% a 40% do diâmetro da estrutura. Blessmann (2005) e Hansen (1998) afirmam que como a frequência natural da estrutura em uma gama de velocidades próximas da velocidade crítica, a vibração da estrutura será muito intensa e constante. Oliveira (2011) informa que os casos em que há ressonância por libertação de vórtices normalmente conduzem a problemas de fadiga onde há concentração de tensões.

Medições realizadas por Feng (1969) e expostas nos trabalhos de Dyrbye e Hansen (1997) e Vickery e Basu (1983a) podem ser utilizadas para se verificar e examinar a natureza das forças flutuantes de sustentação na região de sincronização. A figura 2.18 apresenta os registros experimentais de Feng (1969), os quais indicam a região de captura em termos da velocidade reduzida.

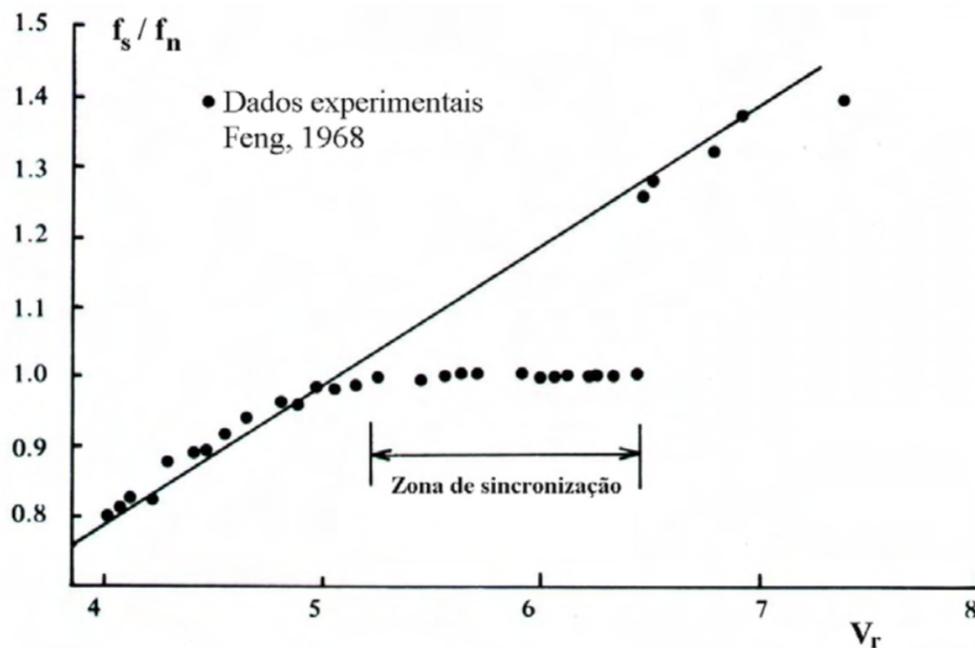


Figura 2.18 – Região de sincronização em termos da velocidade reduzida a partir de dados experimentais (fonte: adaptado de VICKERY; BASU, 1983a).

Paluch (1999) destaca de forma resumida como é considerada a questão da interação fluido-estrutura nos modelos de um grau de liberdade e nos modelos de comprimento de correlação. Nos modelos de um grau de liberdade é considerada a ação de duas forças não correlacionadas, as geradas pelo desprendimento de vórtices considerando o cilindro em repouso, e as forças correlacionadas com o movimento ou as forças de amortecimento negativo. Essas duas últimas são função linear e auto-limitadas do deslocamento. Nos modelos de comprimento de correlação, a excitação gerada pelo desprendimento de vórtices, considerada a estrutura fixa, é modelada como forças senoidais que agem ao longo de uma única célula de vórtices localizada no topo da estrutura. A interação fluido-estrutura é considerada através de um incremento não linear auto limitado do comprimento da chamada célula equivalente, em função da magnitude da vibração.

2.7.2 Amortecimento estrutural

De acordo com Scruton e Flint (1964), as oscilações ocorrem quando a entrada de energia devido ao vento ultrapassa aquela dissipada pelo amortecimento estrutural, e a amplitude cresce indefinidamente caso tanto a excitação como o amortecimento sejam independentes da amplitude. Na prática, ambas são usualmente dependentes da amplitude, sendo as oscilações limitadas. O amortecimento deriva da capacidade da estrutura em dissipar energia durante a vibração, e em estruturas reais essa perda de energia é causada por histerese do material, atrito entre as partes da estrutura e resistência aerodinâmica.

A partir da figura 2.19 é possível observar que o aumento do amortecimento estrutural reduz a amplitude de oscilação da estrutura, que no caso, é um cilindro circular em balanço, com alteamento igual a dez ($h/d = 10$). Este gráfico tem como abscissa a velocidade reduzida V_r , enquanto o eixo das ordenadas é a amplitude reduzida A_r do topo da estrutura. Esse gráfico mostra como a amplitude reduzida diminui para menos de um décimo quando a razão de amortecimento crítico ξ_e do cilindro aumenta de 0,002 para 0,009. Entretanto, essa diminuição não se deve somente ao amortecimento, mas também à perda de correlação longitudinal causada pela diminuição do deslocamento do topo (BLESSMANN, 2005).

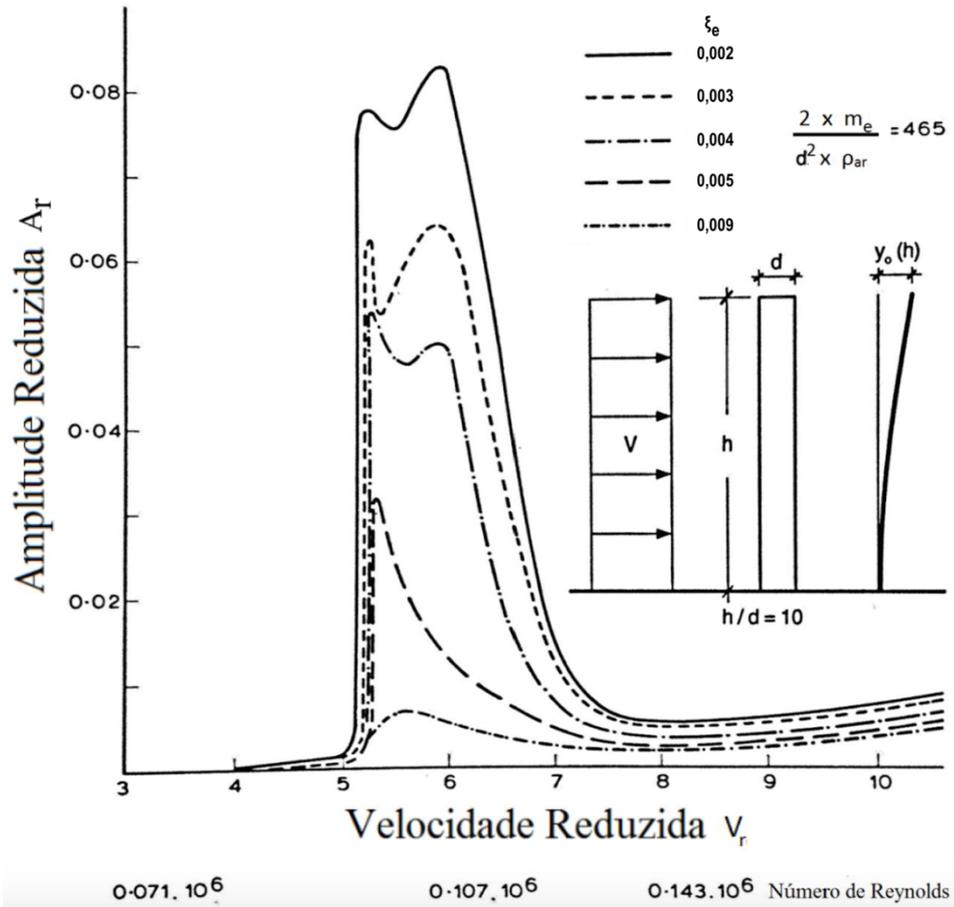


Figura 2.19 – Influência do amortecimento estrutural em regime subcrítico (fonte: adaptado de WOOTTON; SCRUTON, 1971).

3 MODELOS MATEMÁTICOS

3.1 INTRODUÇÃO

Apesar do grande esforço nas últimas décadas visando o aprimoramento dos modelos analíticos usados para prever vibrações induzidas por desprendimento de vórtices, os modelos existentes ainda são um tanto imprecisos. Os mecanismos do fenômeno são tão complexos que até hoje não existe nenhum método analítico geral capaz de calcular a resposta transversal ao escoamento das estruturas. Os principais parâmetros envolvidos no mecanismo já foram entendidos, mas as abordagens e parâmetros utilizados para a predição do fenômeno ainda não atingiram concordância entre os pesquisadores (DYRBYE; HANSEN, 1997).

Como consequência da complexidade do problema, a mecânica dos fluidos computacional não dispõe ainda de modelos capazes de simular o escoamento deslizante turbulento, a altos números de Reynolds ($Re > 10^6$) em torno de corpos não aerodinâmicos tridimensionais (corpos rombudos). As dificuldades na simulação são ainda maiores quando há vibração do corpo, o que altera o escoamento e resulta em uma retroalimentação entre o escoamento e o movimento da estrutura. Esse efeito, conhecido por interação fluido-estrutura, resulta, do ponto de vista matemático, no acoplamento das equações da mecânica dos fluidos com as do movimento da estrutura. Assim, nas condições de interesse da engenharia estrutural (escoamento deslizante e turbulento a altos valores de Reynolds), o problema é até então matematicamente intratável (PALUCH, 1999).

De acordo com Dyrbye e Hansen (1997), as mais importantes e pioneiras contribuições a respeito do fenômeno vieram da *University of Western Ontario* (UWO) no Canadá e da *Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen* (RWTH Aachen University) na Alemanha. Esses dois grupos de pesquisa direcionaram seus esforços para a identificação dos diferentes aspectos das vibrações induzidas por vórtices. Entretanto, o modo como abordaram os efeitos aeroelásticos (como as forças dependentes do movimento) diferem consideravelmente.

O modelo matemático espectral proposto pelo grupo canadense é utilizado como base para o *National Building Code of Canada* de 1985 (NBC). Ele fornece resultados precisos para estruturas relativamente rígidas, como chaminés de concreto, nas quais os efeitos

aeroelásticos são relativamente pequenos ou moderados. As estruturas flexíveis, tais como chaminés de aço, necessitam de uma modelagem para grandes efeitos aeroelásticos. O modelo matemático de ressonância dos vórtices sugerido pelo grupo de pesquisa alemão foca principalmente nesses efeitos aeroelásticos (DYRBYE; HANSEN, 1997).

Segundo Paluch (1999), esses modelos matemáticos disponíveis para determinar a resposta transversal por desprendimento de vórtices em estruturas de seção circular são de caráter empírico. Eles não simulam o escoamento, mas adotam algoritmos ou funções empíricas que tentam reproduzir as forças do escoamento no sólido, assim como também a interação fluido-estrutura.

De acordo com Steckley (1989), esses modelos empíricos geralmente se encontram dentro das seguintes categorias: os modelos de esteira osciladora, que são baseados no acoplamento do movimento do sólido com um oscilador periódico não linear associado com a esteira; e os modelos de um grau de liberdade, baseados na ideia do amortecimento negativo. Dentro dessa classificação, Steckley (1989) não considerou os denominados modelos do comprimento de correlação, porém Paluch (1999) sugere que do ponto de vista formal, podem ser considerados também dentro da categoria dos modelos de um grau de liberdade.

Embora sejam citados acima, os modelos de esteira osciladora não são analisados no presente trabalho. As análises são feitas somente para os modelos de um grau de liberdade, em que, segundo a classificação de Steckley (1989) e Paluch (1999), se encontram os modelos desenvolvidos pelos grupos alemão e canadense, pois estes são os modelos mais difundidos.

Revisões bibliográficas e análises destes modelos apresentados, bem como seus respectivos métodos, são encontrados de forma bastante completa também nos trabalhos de Paluch (1999), Núñez (2001), Santos (2013), Santos e Pfeil (2014) e Santos e Pfeil (2015).

3.2 MODELOS DE UM GRAU DE LIBERDADE

Os modelos de um grau de liberdade, também conhecidos como modelos matemático espectrais (DYRBYE; HANSEN, 1997), são baseados no modelo de força de autoexcitação não-linear, cujo termo proporcional à velocidade dá origem ao amortecimento aerodinâmico negativo (SANTOS; PFEIL, 2014). Dentro dessa categoria encontram-se os modelos de Vickery e Clark (1972), de Vickery e Basu (1983a), e o modelo simplificado de Vickery e

Basu (1983b). Esses modelos gozam de grande aceitação, constituindo a base dos procedimentos de diversas normas, como o NBC (1985), o CICIND (2002a), o método II do Eurocódigo (2010) e a Proposta II para a NBR-6123 (PALUCH, 1999).

3.2.1 Modelo de Vickery e Clark

O modelo de Vickery e Clark é uma aplicação simplificada do método de análise modal de estruturas submetidas a excitações aleatórias estacionárias. Como não considera a interação fluido-estrutura, este modelo somente é aplicável na zona de vibração forçada, na qual a amplitude de vibração da estrutura não ultrapassa 1% do diâmetro da estrutura (PALUCH, 1999).

De acordo com Basu e Vickery (1983), a maioria das estruturas de grande esbeltez possui suas frequências naturais de vibração suficientemente definidas e separadas, além de baixos valores de amortecimento estrutural, o acoplamento entre os modos de vibração é pequeno ou inexistente. Isso indica que a aplicação da técnica de análise modal é adequada. A base desse método consiste em admitir que a resposta total da estrutura pode ser calculada através da soma das respostas obtidas separadamente em cada modo de vibração, ou seja:

$$y(z, t) = \sum_{i=1}^n a_i(t) \varphi_i(z) \quad (3.1)$$

onde:

$y(z, t)$ – deslocamento transversal na cota z , no instante de tempo t ;

$a_i(t)$ – coeficiente modal para o i -ésimo modo;

$\varphi_i(z)$ – forma modal para o modo i -ésimo modo.

Na determinação da resposta de estruturas como chaminés e torres, raramente haverá contribuições significativas dos modos de vibração superiores ao primeiro e segundo. Admitindo-se que o vento pode ser representado em termos estatísticos, assim como as forças e a resposta, a teoria de vibrações aleatórias pode ser aplicada (BASU; VICKERY, 1983). Dessa forma, a equação 3.1 pode ser reescrita em termos estatísticos:

$$\sigma_y^2(z) = \sum_{i=1}^n \sigma_{y_i}^2 \varphi_i^2(z) \quad (3.2)$$

Onde:

$\sigma_y^2(z)$ – variância da resposta ao longo da cota z ;

$\sigma_{y_i}^2$ – variância da resposta modal para o i -ésimo modo.

A força de sustentação por unidade de comprimento $L(z, t)$ é obtida segundo a equação 3.3:

$$L(z, t) = \frac{1}{2} \rho \tilde{C}_L d V^2 \quad (3.3)$$

onde:

$L(z, t)$ – força de sustentação por unidade de comprimento;

\tilde{C}_L – valor r.m.s do coeficiente de sustentação.

De acordo com Vickery e Clark (1972), as forças geradas pelo desprendimento de vórtices podem ser modeladas como uma força aleatória de banda estreita com distribuição Gaussiana. O espectro da força por unidade de comprimento na cota z , gerada pelo desprendimento de vórtices responderá à expressão 3.4:

$$\frac{f S_L(f)}{\sigma_L^2} = \frac{f}{\sqrt{\pi} B f_s} e^{-\left(\frac{1-f/f_s}{B}\right)^2} \quad (3.4)$$

onde:

f – frequência;

$S_L(f)$ – espectro da força de sustentação;

$\sigma_L^2 = \tilde{C}_L^2 \left(\frac{1}{2} \rho d V^2\right)^2$ – variância de $L(t)$;

$B = 0,1 + 2I_1$ – parâmetro de largura de banda do espectro.

Na equação anterior foi definido o espectro das forças geradas pelo desprendimento de vórtices numa seção transversal particular, sendo necessária a definição da relação entre os espectros em duas seções transversais distintas. Para fazer essa relação, utiliza-se o espectro cruzado $C_0(z_1, z_2, f)$ das forças geradas pelo desprendimento de vórtices nas cotas z_1 e z_2 , conforme a equação 3.5 (VICKERY; BASU, 1983b), sendo esta complementada pelas equações 3.6 e 3.7:

$$C_0(z_1, z_2, f) = R(z_1, z_2) \sqrt{S_L(z_1, f) S_L(z_2, f)} \quad (3.5)$$

$$R(z_1, z_2) = \cos\left(\frac{2r}{3}\right) e^{-\left(\frac{r}{3}\right)^2} \quad (3.6)$$

$$r = \frac{2 |z_1 - z_2|}{d(z_1) + d(z_2)} \quad (3.7)$$

onde:

$C_0(z_1, z_2, f)$ – espectro cruzado das forças geradas pelos vórtices nas cotas z_1 e z_2 ;

$R(z_1, z_2)$ – coeficiente de correlação cruzada normalizado.

O comprimento de correlação L_p corresponde à integração da equação 3.6, que resulta em aproximadamente 1, ou seja, uma vez o diâmetro da estrutura (VICKERY; CLARK, 1972).

Basu e Vickery (1983b) informam que a força modal no i -ésimo modo $L_i(t)$ é dada pela equação 3.8:

$$L_i(t) = \int_0^h L(z, t) \varphi_i(z) dz \quad (3.8)$$

Assim, aplicando-se as equações 3.4 e 3.5 na equação 3.8, obtém-se o espectro da força modal, conforme a equação 3.9:

$$S_{L_i}(f) = \int_0^h \int_0^h \sqrt{S_L(z_1, f) S_L(z_2, f)} R(z_1, z_2) \varphi_i(z_1) \varphi_i(z_2) dz_1 dz_2 \quad (3.9)$$

Sendo então a variância da resposta modal i , de acordo com Basu e Vickery (1983), equivalente a:

$$\sigma_{yi}^2 \cong \frac{S_{L_i}(f_i)}{(4 \pi f_i)^3 M_i^2 \xi_{ei}} \quad (3.10)$$

onde:

$S_{L_i}(f_i)$ – densidade espectral da força modal na frequência natural f_i ;

f_i – frequência natural, correspondente ao i -ésimo modo;

$M_i = \int_0^h m(z) \varphi_i^2(z) dz$ – massa generalizada, correspondente ao i -ésimo modo;

ξ_{ei} – razão de amortecimento estrutural crítico correspondente ao i -ésimo modo.

Posteriormente foram feitas simplificações do modelo de Vickery e Clark, além de propostas para estruturas com diâmetro variável. Porém, neste trabalho essas adaptações não são

apresentadas, pois o modelo de Vickery e Clark não é muito completo. As considerações aqui feitas sobre o modelo de Vickery e Clark são as bases do modelo de Vickery e Basu, que é mais completo e está apresentado na seção 3.2.2.

3.2.2 Modelo de Vickery e Basu

O modelo de Vickery e Basu é a extensão do método de Vickery e Clark, e também baseia-se no uso da técnica de análise modal de estruturas submetidas a excitações aleatórias estacionárias. As principais hipóteses desse modelo, incluindo as hipóteses (a) e (b) que também são do modelo de Vickery e Clark, são as seguintes:

- a) as forças geradas pelo desprendimento de vórtices podem ser modeladas como uma força aleatória de banda estreita com distribuição Gaussiana. O espectro da força por unidade de comprimento na cota z , gerada pelo desprendimento de vórtices responderá à expressão 3.4 (VICKERY; CLARK, 1972);
- b) a relação entre os espectros em duas seções transversais distintas é feita através do espectro cruzado apresentado nas equações 3.5, 3.6 e 3.7 (VICKERY; BASU, 1983b);
- c) as forças que agem sobre um corpo estacionário não são afetadas pelo movimento, ou seja, as forças geradas pelo desprendimento de vórtices nas hipóteses (a) e (b) não são afetadas pelo movimento do cilindro (VICKERY; BASU, 1983a);
- d) as forças geradas pelo movimento não estão correlacionadas com as produzidas pelo desprendimento de vórtices (VICKERY; BASU, 1983a);
- e) as forças geradas pelo movimento podem ser representadas por uma força de sustentação por unidade de comprimento que tem duas parcelas: uma em fase com o deslocamento, a outra em fase com a velocidade da estrutura. A força aerodinâmica em fase com o deslocamento altera a rigidez (ou massa) da estrutura. Essa alteração, no caso de estruturas que vibram no ar, é desprezável em relação à rigidez mecânica. Assim, a parcela relacionada ao deslocamento é nula (VICKERY; BASU, 1983a);
- f) por consequência da hipótese (e), as forças geradas pelo movimento são representadas pela parcela das forças em fase com a velocidade. Assim, a parte das forças induzidas pelo movimento em fase com a velocidade pode ser representada pela força de amortecimento aerodinâmico por unidade de comprimento $F_{aero}(z, t)$ apresentada na equação 3.11 (BASU; VICKERY, 1983).

$$F_{aero}(z, t) = 4 \pi f_n \rho d^2 K_a \dot{y}(z, t) \quad (3.11)$$

onde:

$F_{aero}(z, t)$ – força de amortecimento aerodinâmico por unidade de comprimento;

K_a – parâmetro de amortecimento aerodinâmico;

$\dot{y}(z, t)$ – velocidade transversal do corpo na cota z no instante t .

O parâmetro de amortecimento aerodinâmico K_a pode ser escrito conforme a equação 3.12:

$$K_a = K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right] = \frac{m_e \xi_{aero}}{\rho d^2} \quad (3.12)$$

onde:

K_{a0} – parâmetro de amortecimento aerodinâmico para $\sigma_y(z) \rightarrow 0$;

$\sigma_y(z)$ – valor r.m.s. ou desvio padrão do deslocamento na cota z ;

$\sigma_{lim}(z) = \alpha d$ – valor r.m.s. de um deslocamento máximo ou limite;

$\alpha \cong 0,4$ – amplitude limite normalizada para o caso de torres e chaminés;

ξ_{aero} – razão de amortecimento crítico aerodinâmico.

Observa-se que a segunda igualdade da equação 3.12 é semelhante à definição do número de Scruton exposta na equação 2.5. Além disso, a equação 3.11 complementada com a 3.12 permite concluir que a força de amortecimento aerodinâmico F_{aero} é uma função não-linear autolimitada do deslocamento, ou seja, quando $\sigma_y(z)$ tende a $\sigma_{lim}(z)$, F_{aero} tende a zero.

Vickery e Basu (1983a) informam que, geralmente, K_a é função da amplitude de vibração, mas que pode ser considerado como aproximadamente constante para amplitudes normalizadas não maiores que 0,2, aproximadamente. O parâmetro de amortecimento aerodinâmico para pequenas amplitudes K_{a0} , em condições bidimensionais, depende do número de Reynolds, da intensidade da turbulência e da relação V/V_{cr} .

Além do parâmetro K_a , Vickery e Basu (1983a) também introduzem o parâmetro de amortecimento estrutural K_s . K_s é semelhante a K_a , mas está relacionado à razão de amortecimento estrutural crítico ξ_e . A equação 3.13 apresenta o parâmetro de amortecimento estrutural.

$$K_s = \frac{m_e \xi_e}{\rho d^2} = \frac{Sc}{4\pi} \quad (3.13)$$

onde:

K_s – parâmetro de amortecimento estrutural.

A figura 3.1 apresenta a variação do $K_{a0\ máx}$ ($K_{a0} \approx K_{a0\ máx}$ quando $V \approx V_{cr}$) em função de Re , baseado em dados experimentais. É possível observar certa semelhança na forma da curva da figura 3.1, com relação às curvas de outros parâmetros aerodinâmicos, como C_a e \tilde{C}_L ambos em função de Re expostos na figura 2.6.

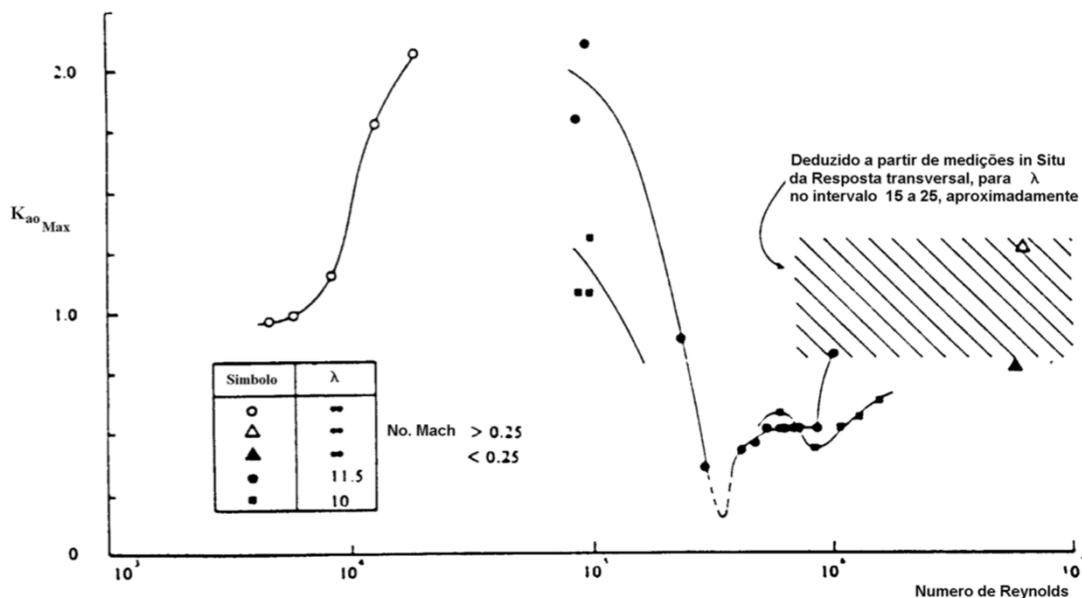


Figura 3.1 – Variação de $K_{a0\ máx}$ em função do número de Reynolds (fonte: adaptado de BASU; VICKERY, 1983).

A figura 3.2 mostra a variação de $K_{a0}/K_{a0\ máx}$ em função de V/V_{cr} , a partir de ensaios realizados por diversos autores, em escoamento suave e uniforme. É possível observar-se que o amortecimento aerodinâmico atinge valores negativos quando $V/V_{cr} \approx 1$.

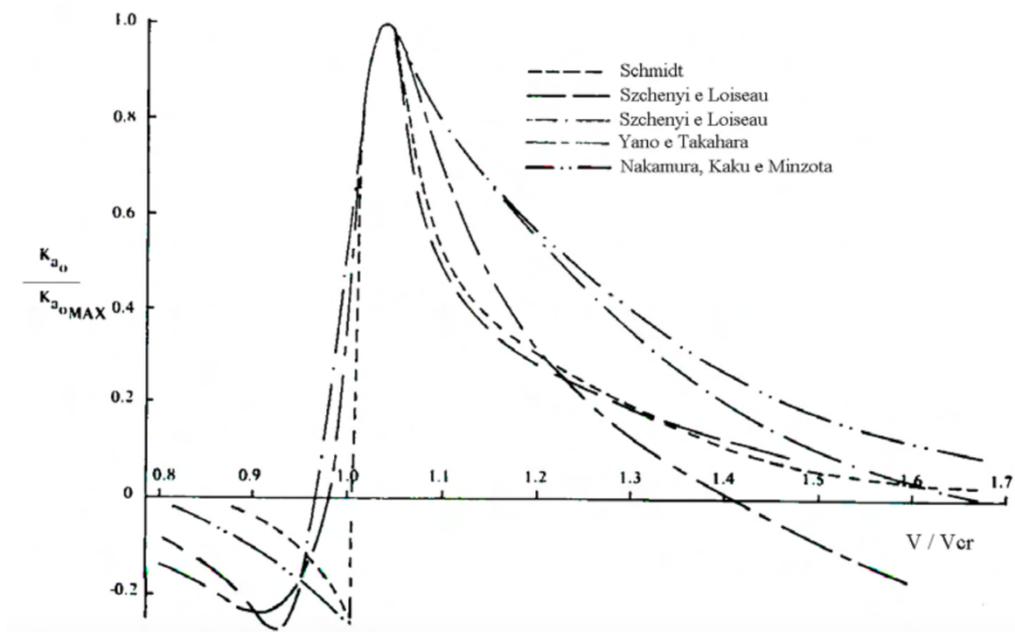


Figura 3.2 – Variação de $K_{a0}/K_{a0\text{ máx}}$ em função de V/V_{cr}
(fonte: adaptado de VICKERY; BASU, 1983a).

Por sua vez, a figura 3.3 ilustra a variação de $K_{a0}/K_{a0\text{ máx}}$, para diversas intensidades de turbulência I_1 , em função de V/V_{cr} . É interessante observar-se que a curva correspondente ao escoamento suave é uma simplificação das apresentadas na figura 3.2.

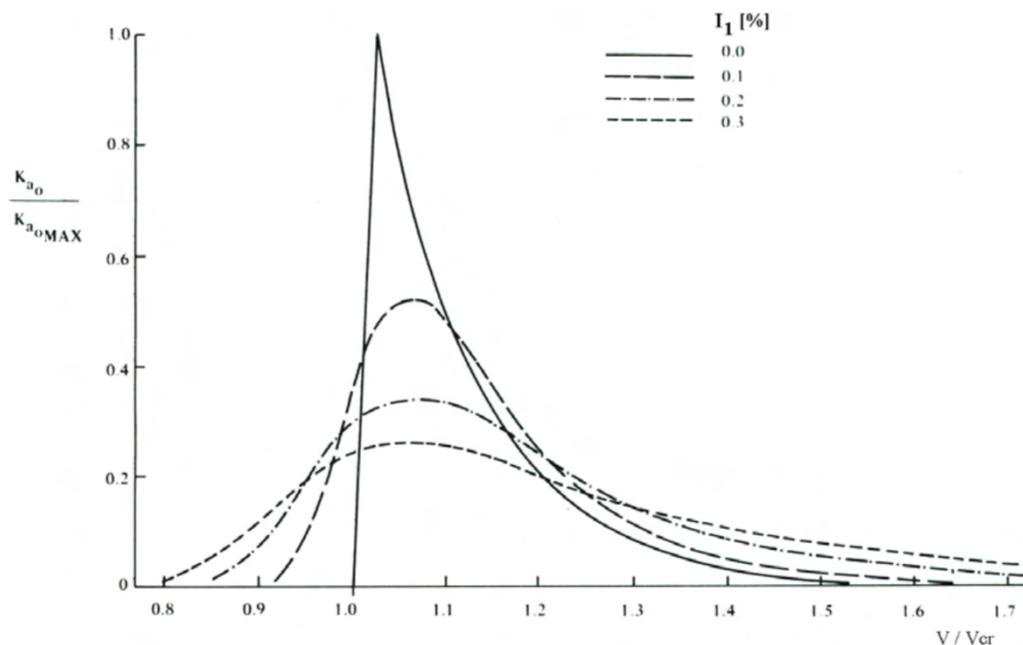


Figura 3.3 – Influência da turbulência na relação $K_{a0}/K_{a0\text{ máx}}$
(fonte: adaptado de VICKERY; BASU, 1983a).

Baseado nos estudos de Basu (1983) e Vickery e Basu (1983a), Simiu e Scanlan (1986) propuseram as seguintes expressões que podem ser usadas para a obtenção de K_{a0} :

$$K_{a0} \cong \begin{cases} 0 & V/V_{cr} < 0,85 \\ a_t(3,5 V/V_{cr} - 2,95) & 0,85 \leq V/V_{cr} < 1,0 \\ 0,55 a_t & 1,0 \leq V/V_{cr} < 1,1 \\ a_t(2,75 - 2 V/V_{cr}) & 1,1 \leq V/V_{cr} < 1,3 \\ a_t(0,46 - 0,25 V/V_{cr}) & 1,3 \leq V/V_{cr} < 1,84 \\ 0 & 1,84 \leq V/V_{cr} \end{cases} \quad (3.14)$$

$$a_t = a_1 a_2 a_3 a_4 \quad (3.14a)$$

$$a_1 = \begin{cases} 1,0 & Re < 10^4 \\ 1,8 & 10^4 \leq Re < 10^5 \\ 1,0 & 10^5 \leq Re \end{cases} \quad (3.14b)$$

$$a_2 = \begin{cases} 2,0 & V_{(10m)} \lesssim 12 \text{ m/s} \\ 1,0 & V_{(10m)} \gtrsim 12 \text{ m/s} \end{cases} \quad (3.14c)$$

$$a_3 = 0,9 + 0,2 [\log_{10}(k/d) + 5] \quad (3.14d)$$

$$a_4 = \begin{cases} 1,0 & h/d(h) > 12,5 \\ 1,0 - 0,04 (12,5 - h/d(h)) & h/d(h) < 12,5 \end{cases} \quad (3.14e)$$

Segundo Vickery (1998), quando a frequência de desprendimento de vórtices é igual à frequência natural da estrutura, o valor de K_a pode ser calculado segundo a equação 3.15:

$$K_a = \frac{V/V_{cr}}{10} - K_{a0}^* \frac{(V/V_{cr})^2}{1 + 6I_1} e^{-\left(\frac{6[(V/V_{cr})-1]}{1+6I_1}\right)^2} \quad (3.15)$$

onde:

$K_{a0}^* = 1,2$ – valor de K_{a0} para escoamento suave.

Segundo Davenport (1995), Vickery comparou diversas medições experimentais do parâmetro de amortecimento aerodinâmico. A principal característica observada por essas medições foi a mudança de sinal do parâmetro de amortecimento, de positivo para negativo, quando V/V_{cr} é igual ou levemente superior a 1. Para velocidades do vento acima de V_{cr} , o amortecimento diminui gradualmente até atingir a aproximação quase-estática. A variação do parâmetro de amortecimento aerodinâmico em termos de V/V_{cr} , em escoamentos uniforme e turbulento é mostrada na figura 3.4. A influência da turbulência não é perfeitamente compreendida, entretanto a baixa frequência das flutuações da turbulência tendem a moderar

o amortecimento. Adaptando-se a equação 3.12, segundo Vickery (1998), pode-se escrever a equação do amortecimento aerodinâmico para o i -ésimo modo conforme a equação 3.16:

$$\xi_{aero_i} = \frac{\rho \int_0^h K_a(z) d^2(z) \varphi_i^2(z) dz}{\int_0^h m(z) \varphi_i^2(z) dz} \quad (3.16)$$

onde:

ξ_{aero_i} – razão de amortecimento aerodinâmico crítico para um i -ésimo modo.

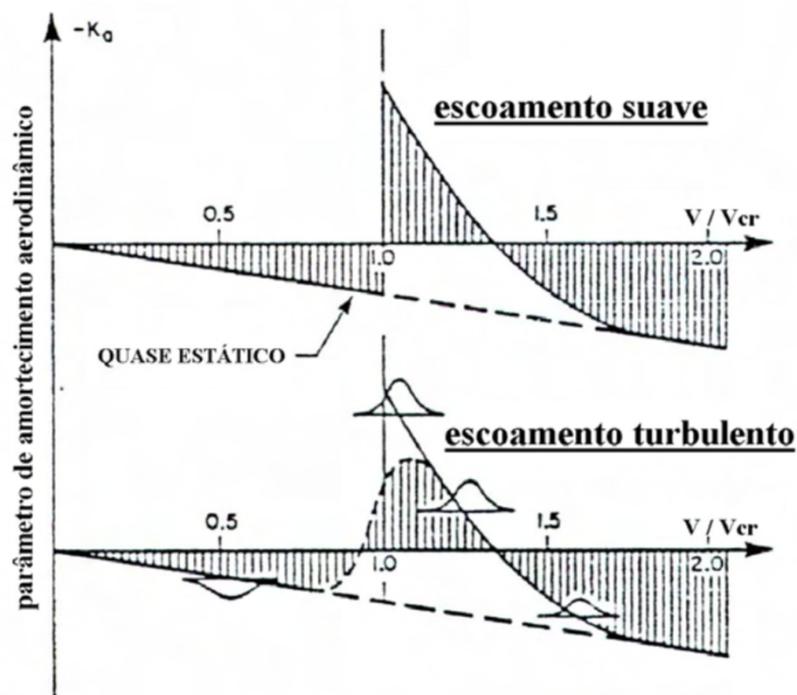


Figura 3.4 – Variação do parâmetro de amortecimento aerodinâmico em termos de V/V_{cr} , em escoamento suave e turbulento (fonte: adaptado de DAVENPORT, 1995).

Segundo Basu e Vickery (1983), para reduzir o esforço computacional, a variância da resposta modal i , considerando-se que o espectro da força modal definido nas hipóteses (a) e (b) é constante e igual ao valor correspondente à frequência do modo em estudo f_i pode ser calculada conforme a equação 3.17:

$$\sigma_{yi}^2 \cong \frac{S_{L_i}(f_i)}{(4 \pi f_i)^3 M_i^2 (\xi_{e_i} + \xi_{aero_i})} \quad (3.17)$$

Portanto, o desvio padrão ou valor r.m.s. da resposta modal é dado por uma expressão como a 3.18:

$$\frac{\sigma_{yi}}{d_{ref}} \cong \frac{1}{d_{ref}} \sqrt{\frac{S_{L_i}(f_i)}{(4 \pi f_i)^3 M_i^2 (\xi_{e_i} + \xi_{aero_i})}} \quad (3.18)$$

onde:

d_{ref} – diâmetro de referência.

Ao se analisar a equação acima, é possível perceber que a resposta associada a cada modo de vibração depende do amortecimento total efetivo ($\xi = \xi_e + \xi_{aero}$). Caso ξ_{aero} seja positivo, o amortecimento efetivo será maior que o amortecimento estrutural, fazendo com que menores amplitudes de vibração ocorram. Caso ξ_{aero} seja negativo, o amortecimento efetivo será reduzido, ficando então menor que o amortecimento estrutural. Nessa situação, as amplitudes de vibração serão maiores, e caso o amortecimento aerodinâmico seja negativo e maior que o amortecimento estrutural, a estrutura pode vir a atingir uma situação de instabilidade aerodinâmica e chegar ao colapso.

Determinando-se o valor r.m.s. da resposta $\sqrt{\sigma_y^2(z)}$, o valor de pico ou amplitude máxima será:

$$\hat{y}(z) = g_y \sqrt{\sigma_y^2(z)} \quad (3.19)$$

onde:

$\hat{y}(z)$ – valor de pico ou amplitude máxima;

$g_y \cong \left\{ \begin{array}{l} 3,9 \text{ pequenas amplitudes na zona de vibração forçada} \\ 1,4 \text{ grandes amplitudes, na zona de captura ou vibrações auto – induzidas} \end{array} \right\}$ – fator de pico.

Na figura 3.5 é possível observar-se os valores do fator de pico g_y em termos da relação entre os parâmetros de amortecimento K_s e K_{a0} e na figura 3.6 são apresentadas as zonas de vibração em termos de K_s (VICKERY; BASU, 1983a).

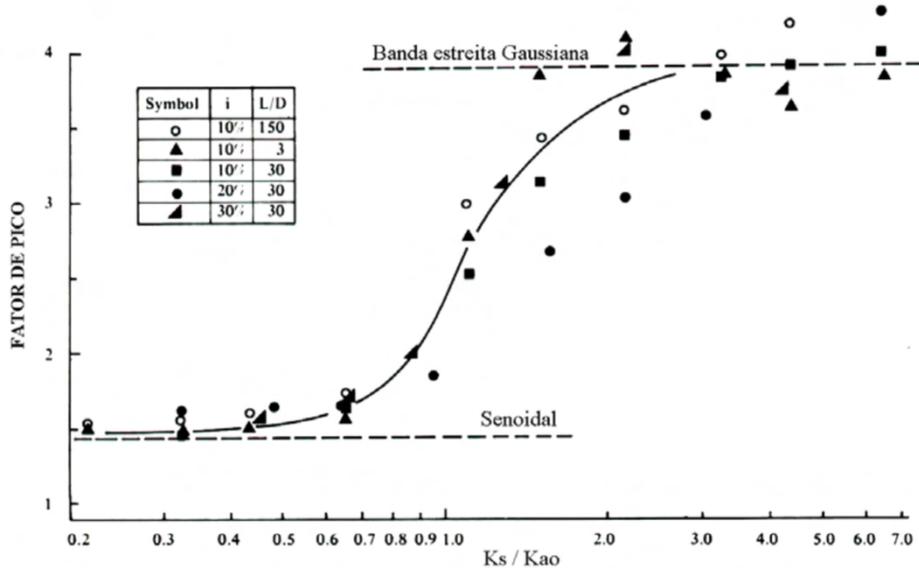


Figura 3.5 – Fator de pico em função de K_s / K_{a0} (fonte: adaptado de VICKERY; BASU, 1983a).

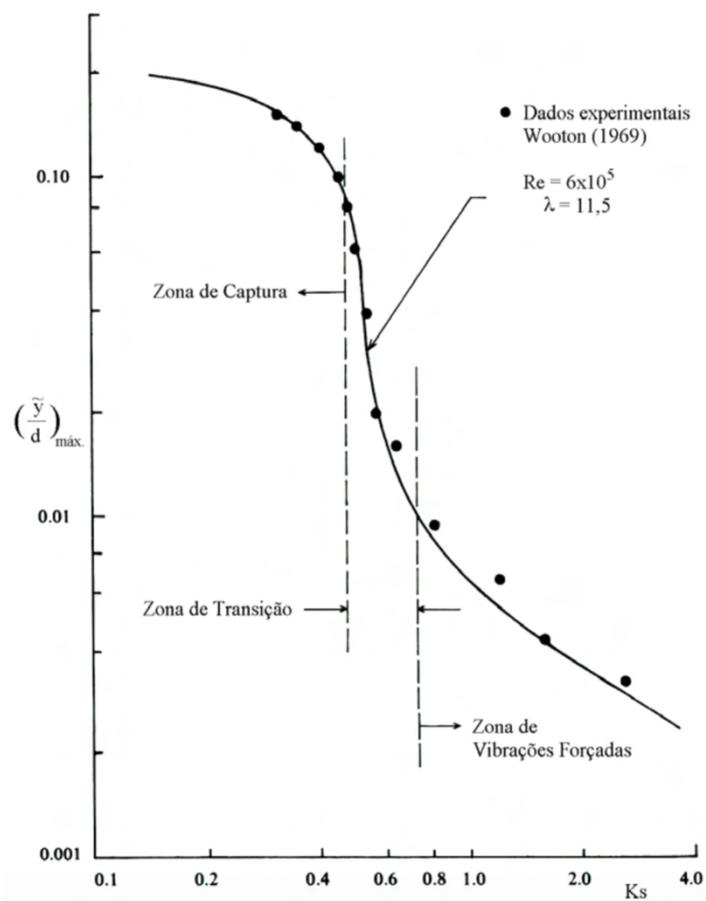


Figura 3.6 – Zonas de vibração em função do parâmetro de amortecimento estrutural K_s (fonte: adaptado de VICKERY; BASU, 1983a).

Com o objetivo de examinar a natureza das soluções proporcionadas por este modelo, considera-se a situação simplificada de um cilindro bidimensional vibrando em um modo com amplitude uniforme, em escoamento uniforme ($V(z) = V$, $d(z) = d$ e $\varphi(z) = 1$) (VICKERY; BASU, 1983b). Nesse caso, a equação na condição de ressonância transversal fica da seguinte forma:

$$\frac{\sigma_y}{d} = \frac{C}{\left\{ K_s - K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_{lim}} \right)^2 \right] \right\}^{1/2}} \quad (3.20)$$

Sendo que o coeficiente C depende dos parâmetros aerodinâmicos L_p , \tilde{C}_l , St e B assim como também das propriedades geométricas e estruturais da torre. A resposta definida pela expressão 3.20 pode ser dividida em três zonas:

- a) zona de pequenas amplitudes (figura 3.6): de acordo com Vickery e Basu (1983b), a resposta pode ser considerada como vibração aleatória forçada com amortecimento linear positivo (torres e chaminés de concreto), como se observa na equação 3.21:

$$\frac{\sigma_y}{d} = \frac{C}{(K_s - K_{a0})^{1/2}} \quad (3.21)$$

Nessa zona, a resposta é aproximadamente Gaussiana, como mostram indica o registro do sinal no tempo (figura 3.7c) e o valor do fator de pico (figura 3.5);

- b) zona de grandes amplitudes ou de captura ou de vibrações auto-induzidas (figura 3.6): segundo Vickery e Basu (1983b), corresponde a estruturas de baixa massa e/ou amortecimento (chaminés metálicas), nas quais a resposta é independente de C , ou seja, das forças que agem sobre um cilindro estacionário. Nessa zona, a resposta é governada pelo amortecimento aerodinâmico não linear, conforme equação 3.22:

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_{lim}} = \left(1 - \frac{K_s}{K_{a0}} \right)^{1/2} \quad (3.22)$$

Nessa zona, a resposta é do tipo senoidal, conforme indica o registro do sinal no tempo (figura 3.7a) e o valor do fator de pico (figura 3.5);

- c) zona de transição ou de amplitudes intermediárias, onde $K_s \approx K_{a0}$ (figura 3.6): Vickery e Basu (1983b) informam que para estruturas nas quais se supõe que K_s é aproximadamente igual a K_{a0} , a determinação da resposta transversal é extremamente incerta, dada a forte dependência da resposta nesses dois parâmetros (K_s e K_{a0}), os quais são de difícil predição. Para o caso de

estruturas com $K_S < 1,5 K_{a0}$, as predições da resposta podem ter um erro de até 1000%. A equação 3.23 apresenta uma solução conservativa, porém não satisfatória, já que não abrange os casos em que $K_S < K_{a0}$. Essa zona está representada pelo registro de sinal apresentado na figura 3.7b.

$$\frac{\sigma_y}{d} = \frac{C}{(K_S - K_{a0})^{1/2}} \quad (3.23)$$

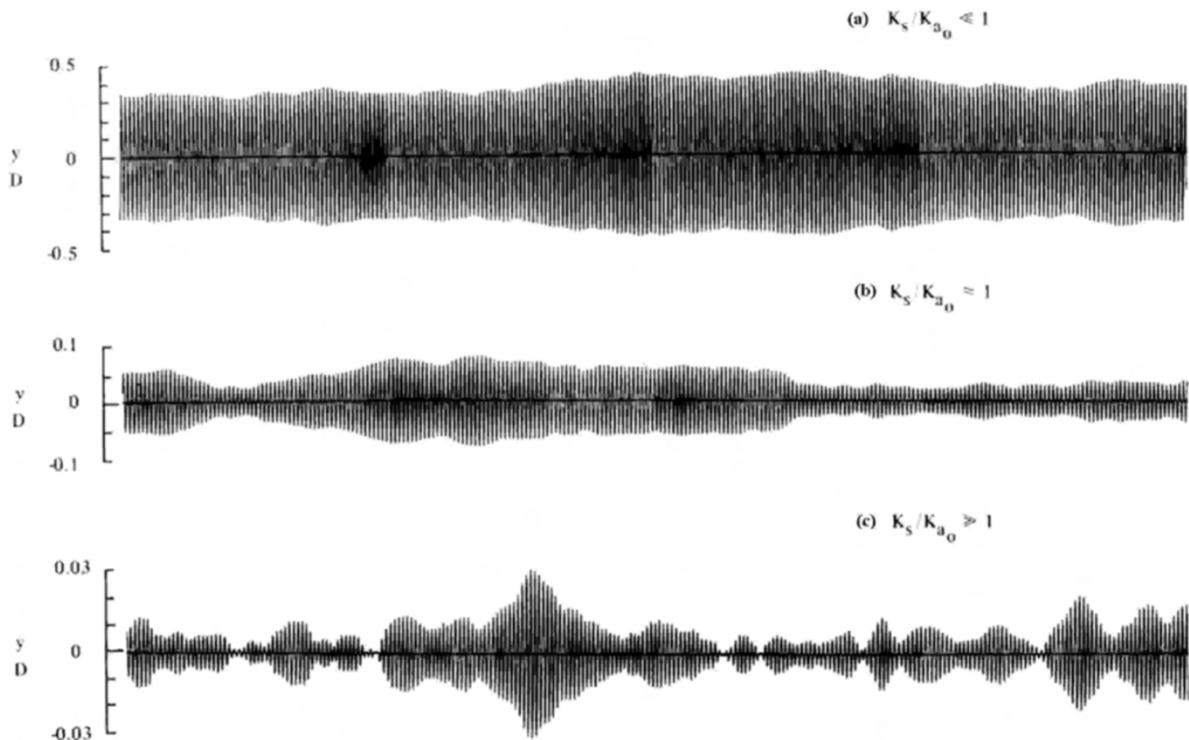


Figura 3.7 – Registros da resposta transversal para (a) baixos, (b) médios e (c) altos valores de amortecimento estrutural (fonte: VICKERY; BASU, 1983a).

3.2.3 Modelo de Vickery e Basu Simplificado

O modelo de Vickery e Basu simplificado não é nada mais que uma extensão do modelo de Vickery e Clark, no qual se introduz o conceito de amortecimento aerodinâmico (PALUCH, 1999). Normalmente, a resposta calculada admitindo a atuação das forças apenas no terço superior conduz a valores próximos (diferença menor que 10%) em relação aos valores calculados considerando as forças sobre a altura total da estrutura. Segundo Vickery e Basu (1983b), é aceitável desprezar a variação da velocidade do vento com a altura (gradiente de velocidade nulo) e considerar uma velocidade constante igual a velocidade média do terço superior. A resposta simplificada para este tipo de estrutura para o caso em que esta possui um

diâmetro aproximadamente constante $d(z = h)/d(z = 0) > 0,5$ é determinada pela equação 3.24 (VICKERY; BASU, 1984):

$$\frac{\hat{y}(h)}{d_0} = \frac{\frac{g_y \tilde{C}_l(d_0) \varphi(h) \rho d_0^2}{8\pi^2 St^2 m_e} \left[\frac{\sqrt{\pi} l}{2(\lambda + 2)} \right]^{1/2} \phi(B, V/V_{cr})}{\left[\frac{1}{h} \int_0^h \varphi^2(z) dz \right]^{1/2} \left[\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_e} \right]^{1/2}} \quad (3.24)$$

onde:

d_0 – diâmetro médio sobre o terço superior da torre ou o diâmetro a 5/6 da altura total da torre;

$l = L_p/d$ – comprimento de correlação normalizado.

O termo $\phi(B, V/V_{cr})$ é apresentado na equação 3.25 (VICKERY; BASU, 1984). Essa expressão foi deduzida supondo-se que o gradiente de velocidades e de frequências de desprendimento de vórtices no terço superior da torre é nulo.

$$\phi(B, V/V_{cr}) = \frac{1}{\sqrt{B}} (V/V_{cr})^{3/2} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{1 - (V/V_{cr})^{-1}}{B} \right)^2} \quad (3.25)$$

A figura 3.8 apresenta as curvas de $\phi(B, V/V_{cr})$. Pode-se observar que com o aumento da largura de banda do espectro das forças geradas pelo desprendimento de vórtices, diminui a magnitude da resposta transversal máxima, aumenta a velocidade média para a qual se produz, e também aumenta a gama de velocidades onde a resposta ressonante pode ocorrer. Como os parâmetros restantes da expressão de σ_{yi} são constantes, a resposta lateral máxima, para um dado B , se produz para a relação V/V_{cr} que satisfaça a condição de ser o $\phi(B, V/V_{cr})$ máximo. Por outro lado, essa expressão foi deduzida supondo-se que o gradiente de velocidade e de frequências de desprendimento de vórtices no terço superior da torre é nulo (PALUCH, 1999).

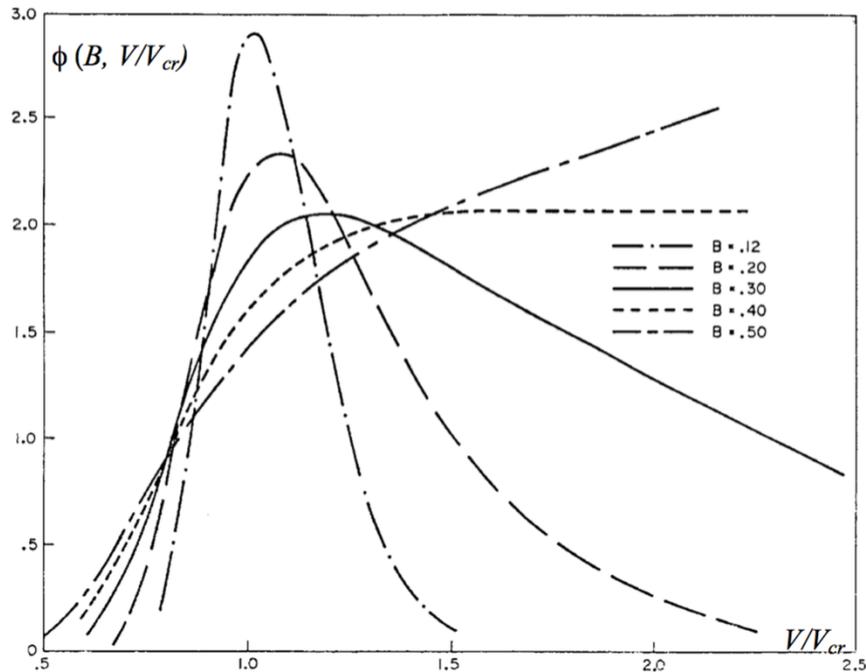


Figura 3.8 – Influência da largura de banda B na resposta transversal (fonte: adaptado de VICKERY; BASU, 1983b).

Para o caso de torres e chaminés com diâmetro variável $d(z=h)/d(z=0) < 0,5$, a resposta simplificada é determinada pela equação 3.26 (VICKERY; BASU, 1984):

$$\frac{\hat{y}(h)}{d(z_e)} = \frac{g_y \tilde{C}_l(z_e) \rho d^3(z_e) \varphi(z_e) \varphi(h) \left(\frac{\pi l}{2t}\right)^{1/2}}{8\pi^2 S t^2 m_e \int_0^h \varphi^2(z) dz \left[\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_e}\right]^{1/2}} \quad (3.26)$$

onde:

z_e – cota em que ocorre o desprendimento de vórtices com $f_s = f_n$;

$$t = \left[-d \frac{d(z)}{dz} + p \frac{d(z)}{dz} \right]_{z=z_e};$$

p – expoente da lei potencial de variação da velocidade média do vento com a altura.

A resposta transversal máxima ocorre quando a excitação ressonante age em um z_e que satisfaça a condição de ser máximo o seguinte produto:

$$\tilde{C}_l(z_e) d^4(z_e) \varphi(z_e) t^{-1/2} \left[\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_e} \right]^{-1/2} \quad (3.27)$$

Essas expressões devem ser aplicadas em forma separada, visando a obtenção da resposta transversal máxima correspondente a cada modo. Por outro lado, é admitido normalmente que

a parte não linear do amortecimento aerodinâmico é desprezível, ou seja, a resposta da estrutura se encontra na zona de pequenas amplitudes (PALUCH, 1999).

3.2.4 Método II do Eurocódigo

A presente divisão apresenta o procedimento para a verificação do deslocamento máximo característico, segundo o Eurocódigo (2010). Deve-se observar que alguns símbolos das equações do código foram adaptados de forma a corresponder aos símbolos deste trabalho.

De acordo com o Eurocódigo (2010), as vibrações na estrutura ocorrem quando a frequência de desprendimento de vórtices é igual a uma frequência natural da própria estrutura. Essa condição é verificada quando a velocidade do vento é igual à velocidade crítica definida conforme a equação 2.2 já apresentada anteriormente. O Eurocódigo (2010) ainda determina a velocidade crítica para o efeito de ovalização em cascas cilíndricas, além de ciclos de carregamento para verificação de fadiga. Entretanto, por não ser objeto de estudo deste trabalho, essas expressões não serão aqui apresentadas.

A resposta da estrutura é constituída por uma resposta de banda larga, a qual ocorre quer haja ou não movimento da estrutura, e por uma resposta de banda estreita, esta originada por uma força aerodinâmica induzida pelo movimento. A resposta de banda larga é normalmente mais importante em estruturas de concreto armado e em estruturas metálicas pesadas, enquanto a resposta de banda estreita é mais importante em estruturas metálicas leves (EUROCÓDIGO, 2010).

Como critérios relativos ao desprendimento de vórtices, o Eurocódigo (2010) propõe que:

- a) o efeito de desprendimento de vórtices deverá ser analisado quando o quociente entre a maior e a menor dimensão transversal da construção, ambas consideradas no plano perpendicular à direção do vento, é superior a 6;
- b) não é necessário analisar o efeito de desprendimento de vórtices quando $V_{cr} > 1,25V_m$, sendo V_m o valor característico da velocidade média do vento, na altura em que ocorre o desprendimento de vórtices (equivalente ao V_k na NBR-6123).

Para o caso de se projetar uma estrutura no Brasil utilizando o Eurocódigo (2010), deve-se primeiro converter a velocidade básica do vento (V_0 na NBR-6123 para V_b no Eurocódigo). Para isso, é necessário utilizar curvas de conversão de razões de máxima velocidade média

provável. O CICIND (2002b) fornece uma tabela (quadro 3.1) que apresenta a relação entre o intervalo de tempo das velocidades básicas do vento mais utilizadas. Nas colunas se escolhe o intervalo de tempo de medição da velocidade que se quer converter, enquanto nas linhas se escolhe o intervalo de tempo de medição da velocidade a ser convertido.

Quadro 3.1 – Relação entre os mais comuns intervalos de tempo de medição da velocidade do vento

	Média horária	Média de 10 minutos	Rajada de 5 segundos	Rajada de 3 segundos
Média horária	1,00	1,05	1,45	1,50
Média de 10 minutos	0,95	1,00	1,40	1,45
Rajada de 5 segundos	0,70	0,75	1,00	1,05
Rajada de 3 segundos	0,65	0,70	0,95	1,00

(fonte: adaptado de CICIND, 2002b)

Como a medição de V_0 utilizada na NBR-6123 (1988) é de uma rajada de 3 segundos e a medição de V_b no Eurocódigo (2010) é de uma média de 10 minutos, para adaptar V_0 a V_b , segundo o quadro 3.1, deve-se dividir V_0 por 1,45. Ou seja, $V_b = V_0/1,45 = 0,69 V_0$.

Para se definir os fatores de rugosidade de terreno e entorno do Eurocódigo (2010) visando a obtenção de V_m , deve-se seguir as determinações do capítulo 4 do Eurocódigo (2010).

O Eurocódigo (2010) apresenta o valor do número de Strouhal igual a 0,18 para cilindros de seção circular para todos os valores do número de Reynolds. O número de Scruton é apresentado segundo a equação 2.5. O número de Reynolds em que ocorre o fenômeno de desprendimento de vórtices segue considerando-se a equação 2.3, sendo que no lugar de V , usa-se V_{cr} .

Assim, o deslocamento máximo característico é obtido segundo a equação 3.19, porém o fator de pico segue a seguinte equação:

$$g_y = \sqrt{2} \left\{ 1 + 1,2 \operatorname{atan} \left[0,75 \left(\frac{Sc}{4 \pi K_{a0}} \right)^4 \right] \right\} \quad (3.28)$$

O coeficiente de amortecimento aerodinâmico K_{a0} apresentado no Eurocódigo, cujos valores foram baseados na figura 3.1, segue no quadro 3.2. O desvio padrão σ_y no ponto com maior amplitude de movimento $\varphi(z) = 1$ pode ser calculado segundo a expressão 3.29:

$$\frac{\sigma_y}{d} = \frac{1}{St^2} \frac{C_{Re}}{\sqrt{\frac{h}{d} \left[\frac{Sc}{4\pi} - K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y}{\alpha d} \right)^2 \right] \right]}} \sqrt{\frac{\rho d^2}{m_e}} \quad (3.29)$$

Observa-se que a equação 3.29 é bastante semelhante à equação 3.20 (apresentada no método de Vickery e Basu). A única diferença entre as equações é que o termo C da equação 3.20 engloba C_{Re} e o terceiro e quarto termos da equação 3.29, além da relação de Strouhal. O coeficiente aerodinâmico C_{Re} é função da forma da seção transversal, do número de Reynolds e da força de sustentação. Esse coeficiente também é apresentado no quadro 3.2. A dimensão característica ou diâmetro d é a do ponto com maiores deslocamentos. A solução da expressão 3.29 pode ser obtida através da equação 3.30, complementada pelas equações 3.31 e 3.32:

$$\left(\frac{\sigma_y}{d} \right)^2 = c_1 + \sqrt{c_1^2 + c_2} \quad (3.30)$$

$$c_1 = \frac{\alpha^2}{2} \left(1 - \frac{Sc}{4\pi K_{a0}} \right) \quad (3.31)$$

$$c_2 = \frac{\rho d^2}{m_e} \frac{\alpha^2}{K_{a0}} \frac{C_{Re}^2}{St^4} \frac{d}{h} \quad (3.32)$$

Quadro 3.2 – Coeficientes para a determinação do efeito de desprendimento de vórtices no Eurocódigo

Coeficiente	Cilindro de Base Circular $Re \leq 10^5$	Cilindro de Base Circular $Re = 5 \cdot 10^5$	Cilindro de Base Circular $Re > 10^6$
C_{Re}	0,02	0,005	0,01
K_{a0}	2,0	0,5	1,0

Nota 1: no caso de cilindros de base circular, admite-se que os coeficientes C_{Re} e K_{a0} variam linearmente com o logaritmo do número de Reynolds para $10^5 < Re < 5 \times 10^5$ e para $5 \times 10^5 < Re < 10^6$.

Nota 2: o Eurocódigo (2010) indica o valor de $\alpha = 0,4$.

(fonte: adaptado de EUROCÓDIGO, 2010)

Hansen (2007) demonstra as equações para a obtenção do coeficiente C_{Re} . A equação 3.33 apresenta de forma resumida o que está escrito em Hansen (2007), quando a velocidade do escoamento é igual à velocidade crítica.

$$C_{Re} = \frac{\frac{\sqrt[4]{\pi} \tilde{C}_L \sqrt{l}}{8\sqrt{2\pi^2} \sqrt{B}}}{\sqrt{\frac{1}{h} \int_0^h \frac{\varphi^2(z)}{\varphi_{ref}^2} dz}} \quad (3.33)$$

onde:

φ_{ref} – forma modal na cota em que ocorre o desprendimento de vórtices com $f_s = f_n$.

Para facilitar a interpolação de K_{a0} , Hansen (1998) apresenta de forma gráfica a relação entre K_{a0} e Re , conforme a figura 3.9:

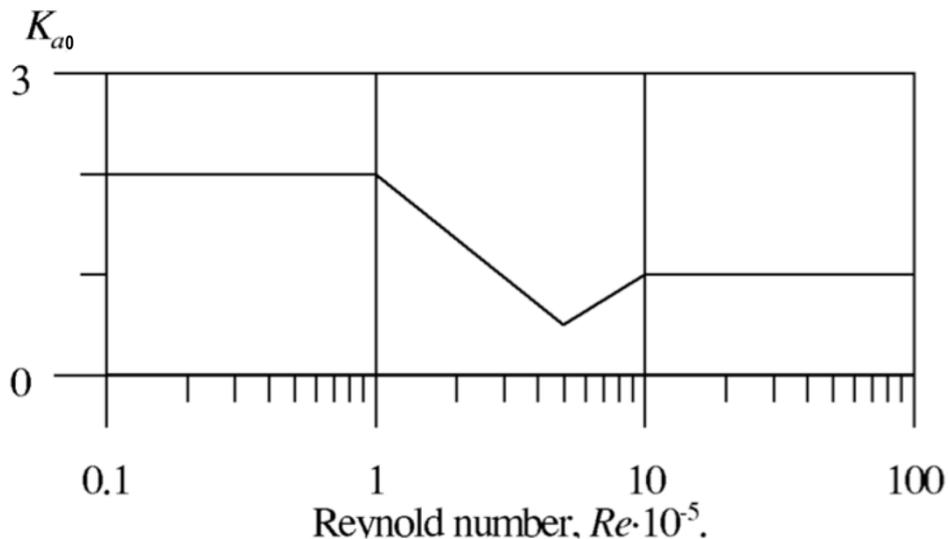


Figura 3.9 – Parâmetro de amortecimento aerodinâmico K_{a0} em função do número de Reynolds (fonte: adaptado de HANSEN, 1998).

3.2.5 Método do Código CICIND

A presente seção apresenta o código encontrado na versão do ano 2002 do CICIND *Model Code for Steel Chimneys*. Deve-se observar que alguns símbolos das equações do código foram adaptados de forma a corresponder aos símbolos deste trabalho. Segundo esse código, grandes vibrações induzidas por vórtices podem ocorrer na direção perpendicular ao

escoamento caso a frequência de desprendimento de vórtices coincida com a frequência natural da chaminé. Isso ocorre quando $V = V_{cr} = f d/St$, sendo que d é o diâmetro predominante do terço superior da chaminé.

Vibrações induzidas por vórtices dependem fortemente da massa e do amortecimento da chaminé. O risco de haver grandes vibrações é devido ao número de Scruton (apresentado na equação 2.5) combinado com a intensidade de turbulência do escoamento. Grandes valores de Scruton ou de intensidade de turbulência reduzem o risco de vibrações induzidas por vórtices (CICIND, 2002b).

Segundo o código CICIND (2002a), não ocorrerão vibrações no modo fundamental quando a velocidade crítica V_{cr} exceder 1,2 vezes a velocidade do escoamento V no topo da estrutura. O CICIND (2002a) utiliza a média horária como intervalo de tempo para medição de V_b , então para o projeto de estruturas localizadas no Brasil utilizando o CICIND (2002a), deve-se dividir V_0 por 1,5 para encontrar V_b , segundo o quadro 3.1. Para a obtenção de V , deve-se multiplicar V_b pelos coeficientes de terreno, os quais se encontram na seção 7.2.2 do CICIND (2002a).

Para a obtenção do desvio padrão do deslocamento no topo da estrutura, o CICIND (2002b) apresenta a mesma formulação básica que o Eurocódigo, sendo que as equações para a resposta transversal são exatamente iguais às equações 3.19 e 3.29 a 3.32. Deve-se observar que a equação 3.29 apresentada no CICIND (2002b), por possível erro de digitação, não possui a simbologia de raiz quadrada necessária para a coerência da equação. Quanto ao fator de pico g_y , o código propõe que se use 4 para pequenas amplitudes (1% a 2% do diâmetro) e 1,5 para grandes amplitudes.

Para chaminés com pouco amortecimento estrutural, com número de Scruton inferior a $4 \pi K_{a0}$, a influência da constante c_2 é quase nula, podendo esta ser anulada. Assim, o desvio padrão da amplitude do movimento da estrutura pode ser encontrado segundo a seguinte equação:

$$\frac{\sigma_y}{d} = \sqrt{2} c_1 = 0,4 \sqrt{1 - \frac{Sc}{4 \pi K_{a0}}} \quad (3.34)$$

Os coeficientes C_{Re} e K_{a0} para o código CICIND (2002b) seguem no quadro 3.3. Nota-se que C_{Re} é bastante semelhante ao valor proposto no Eurocódigo (2010), variando somente para $Re = 5 \cdot 10^5$.

Quadro 3.3 – Coeficientes para a determinação do efeito de desprendimento de vórtices no CICIND

Coeficiente	$Re \leq 10^5$	$Re = 5 \cdot 10^5$	$Re > 10^6$
C_{Re}	0,02	Interpolar	0,01
K_{a0}	1,5	1,0	1,0

(fonte: adaptado de CICIND, 2002b)

Normalmente, o parâmetro K_{a0} é estimado para escoamento suave, como função do número de Reynolds. Entretanto, o CICIND (2002b) propõe uma redução baseado na intensidade de turbulência I_1 , conforme a equação 3.35:

$$K_{a0}(Re, I_1) = K_{a0}(Re) K_v(I_1) \quad (3.35)$$

onde:

$$K_v(I_1) = \begin{cases} 1 - 3I_1 & \text{para } 0 \leq I_1 \leq 0,25 \\ 0,25 & \text{para } I_1 > 0,25 \end{cases}$$

A intensidade de turbulência, segundo o CICIND (2002a), é obtida de acordo com a seguinte relação: para terrenos lisos sem obstáculos ou mar calmo com extensão de mais de cinco quilômetros $I_1 = 0$ para $V_{cr} \leq 10$ m/s e $I_1 = 0,1$ para $V_{cr} > 10$ m/s; para todas as outras categorias de terreno $I_1 = 0$ para $V_{cr} \leq 7$ m/s e $I_1 = 0,1$ para $V_{cr} > 7$ m/s.

3.2.6 Norma Canadense (NBC 1985)

De acordo com o NBC (1985), estruturas cilíndricas e esbeltas com extremidade livre, tais como chaminés, torres de observação e, em alguns casos, edifícios altos, devem ser projetados para resistir ao efeito dinâmico de desprendimento de vórtices. Para o NBC (1985), uma estrutura deve ser considerada esbelta quando a razão entre a altura e o diâmetro exceder 5. A velocidade no topo de da estrutura V_h é dada conforme a equação 2.4, já apresentada nesse trabalho, enquanto o número de Reynolds é fornecido segundo $V_h d / 15 \times 10^6$.

Como o NBC (1985) utiliza a média horária como intervalo de tempo para medição da velocidade básica do vento, para o projeto de estruturas localizadas no Brasil utilizando o

NBC (1985), deve-se dividir V_0 por 1,5 para encontrar a velocidade básica do vento equivalente ao NBC (1985), segundo o quadro 3.1. Para a obtenção de V_h , deve-se multiplicar a velocidade básica do vento pelos coeficientes relativos ao terreno encontrados na seção ‘*Commentary B*’ do NBC (1985). Deve-se observar que alguns símbolos das equações do código foram adaptados de forma a corresponder aos símbolos deste trabalho.

A metodologia apresentada no NBC (1985) é bastante semelhante à apresentada nas equações 3.20 do método de Vickery e Basu e 3.29 do Eurocódigo (2010) e CICIND (2002a). Entretanto, o NBC (1985) fornece a força estática equivalente por unidade de comprimento, ao invés do desvio padrão do deslocamento no topo σ_y como ocorre no Eurocódigo (2010) e no CICIND (2002a). A equação que apresenta a força estática equivalente por unidade de comprimento agindo sobre o terço superior da estrutura F_L é apresentada na equação 3.36:

$$F_L = \frac{C_\lambda}{\sqrt{\frac{h}{d}} \sqrt{\xi_e - K_a \frac{\rho d^2}{m_0}}} \left(\frac{1}{2} \rho d V_h^2 \right) \quad (3.36)$$

onde:

m_0 – massa média por unidade de comprimento do terço superior da estrutura.

A velocidade no topo da estrutura V_h depende do número de Strouhal, e por consequência, da frequência natural da estrutura e do seu diâmetro. Assim V_h pode ser encontrado da seguinte forma:

$$V_h = \left\{ \begin{array}{ll} 6 f_n d & \text{se } f_n d^2 \leq 0,5 \\ 3 f_n d + \frac{1,5}{d} & \text{se } 0,5 < f_n d^2 < 0,75 \\ 5 f_n d & \text{se } f_n d^2 \geq 0,75 \end{array} \right\}.$$

Ao contrário do Eurocódigo (2010) e do CICIND (2002a) que apresentam o coeficiente C_{Re} dependente de Reynolds, o NBC (1985) fornece os valores de C_λ dependentes da esbeltez. Assim, para a maioria dos casos:

$$C_\lambda = \left\{ \begin{array}{ll} 3 & \text{para } \lambda > 16 \\ \frac{3\sqrt{\lambda}}{4} & \text{para } \lambda < 16 \end{array} \right\};$$

$$K_a = 0,6.$$

Caso $\xi_e < K_a \frac{\rho d^2}{m_e}$, então amplitudes de deslocamento acima de um diâmetro ocorrerão. Caso o valor de V_h seja pequeno, é provável que exista gradientes de temperatura o que produz níveis baixos de turbulência, o que aumenta os movimentos causados por vórtices. Assim, caso $V_h < 10$ m/s e $\lambda > 12$, tem-se que:

$$C_\lambda = 6;$$

$$K_a = 1,2.$$

Para estruturas com diâmetro variável, algumas reduções podem ser feitas. Entretanto, se a variação do diâmetro no terço superior for inferior a 10% da média do diâmetro no terço superior, as considerações acima são válidas. Para estruturas com variação de diâmetro que exceda os 10%, os coeficientes C_λ e K_a são apresentados abaixo e não é necessário aumento nesses coeficientes para o caso de baixos valores de V_h .

$$C_\lambda = 3;$$

$$K_a = 0,6.$$

3.2.7 Proposta II NBR-6123 – Paluch e Riera

A Proposta de Norma II da NBR-6123 foi elaborada por Paluch e Riera em 1999. Paluch e Riera utilizaram como base o procedimento de Vickery e Basu simplificado, e as simplificações e deduções podem ser observadas em detalhe em Paluch (1999). Deve-se observar que alguns símbolos das equações da Proposta II da NBR-6123 foram adaptados de forma a corresponder aos símbolos deste trabalho.

A velocidade do vento na cota correspondente ao diâmetro médio do terço superior da torre d_0 , quando a resposta transversal da estrutura é máxima, pode ser observada na equação 3.37:

$$V_{cr} = C_{cr} \frac{f_n d_0}{St} \quad (3.37)$$

onde:

C_{cr} – coeficiente que depende de θ , sendo $\theta = d(z = h)/d(z = 0)$;

d_0 – diâmetro médio do terço superior da estrutura.

Para cilindros de seção circular, Paluch (1999) propõe os seguintes valores de C_{cr} e St :

$$C_{cr} = \left\{ \begin{array}{ll} 1,14 & \text{para } \theta > 0,5 \\ \frac{4}{1+5\theta} & \text{para } \theta \leq 0,5 \end{array} \right\};$$

$$St = \left\{ \begin{array}{ll} 0,20 & \text{para } 10^4 \leq Re \leq 10^5 \\ 0,23 & \text{para } Re > 10^5 \end{array} \right\}.$$

Assim, três situações podem se apresentar:

- a) a velocidade crítica é maior que a velocidade média do vento de projeto \bar{V}_p na cota correspondente a d_0 sobre um intervalo de 10 minutos. Nesse caso, pode-se dispensar a verificação da resposta da estrutura por desprendimento de vórtices;
- b) o amortecimento aerodinâmico da chaminé ou torre é maior que seu amortecimento estrutural, ou seja:

$$\xi_e \leq \frac{\rho d_0^2}{m_{e1}} K_a \quad (3.38)$$

onde:

m_{e1} – massa equivalente por unidade de comprimento, correspondente ao primeiro modo de vibração, ou massa por unidade de comprimento, correspondente ao terço superior da torre;

$$K_a = \left\{ \begin{array}{ll} 0,6 & \text{para } \theta > 0,5 \\ 0,36 + 0,48\theta & \text{para } \theta \leq 0,5 \end{array} \right\}.$$

Entretanto, para valores de Reynolds correspondentes a V_{cr} menores que 3×10^6 , adotar $K_a = 1,2$.

Neses casos, quando o amortecimento aerodinâmico for maior que o estrutural, o movimento da estrutura será instável e grandes amplitudes de até um diâmetro podem resultar;

- c) caso o amortecimento aerodinâmico for menor que o estrutural, o movimento da estrutura será estável e as amplitudes do movimento $\hat{y}(h)$ podem ser estimadas com a seguinte expressão:

$$\frac{\hat{y}(h)}{d_0} \leq \frac{C_\theta}{\sqrt{\frac{h}{d_0}} \sqrt{\xi_e - \frac{\rho d_0^2}{m_{e1}} K_a}} \frac{\rho d_0^2}{m_{e1}} \quad (3.39)$$

onde:

$$C_\theta = \left\{ \begin{array}{ll} 0,7 & \text{para } \theta > 0,5 \\ \frac{9,93}{(1-\theta)^{5/2}(1+5\theta)^{7/2}} & \text{para } \theta < 0,5 \end{array} \right\} - \text{coeficiente dependente de } \theta.$$

3.3 MODELOS DE COMPRIMENTO DE CORRELAÇÃO

Os modelos de comprimento de correlação, também conhecidos como modelos matemáticos de ressonância dos vórtices (DYRBYE; HANSEN, 1997), são baseados no modelo analítico de força harmônica ressonante e no conceito de comprimento efetivo de correlação a ser calculado iterativamente em função de parâmetros ajustados experimentalmente (SANTOS; PFEIL, 2014). Os modelos de comprimento de correlação são baseados nos trabalhos de Ruscheweyh, e utilizados no método I do Eurocódigo (2010) e na Proposta I para a NBR-6123. A Proposta I da NBR-6123 foi inicialmente proposta por Riera e Paluch em 1995 (RIERA et al., 1997) e posteriormente modificada por Paluch (1999).

3.3.1 Modelo de Ruscheweyh

O modelo de Ruscheweyh segue o princípio de que o mecanismo de desprendimento de vórtices não é uniformemente distribuído ao longo do eixo do cilindro, ou seja, a correlação cruzada entre a força excitante diminui ao longo do eixo. Por causa do efeito de captura, a força excitante tem seu máximo no ponto de maior deslocamento da forma modal. Para o caso de uma viga em balanço, este ponto seria próximo do topo, enquanto que para uma viga simplesmente apoiada seria no meio do seu vão, conforme é possível observar na figura 3.10 (RUSCHEWEYH, 1994).

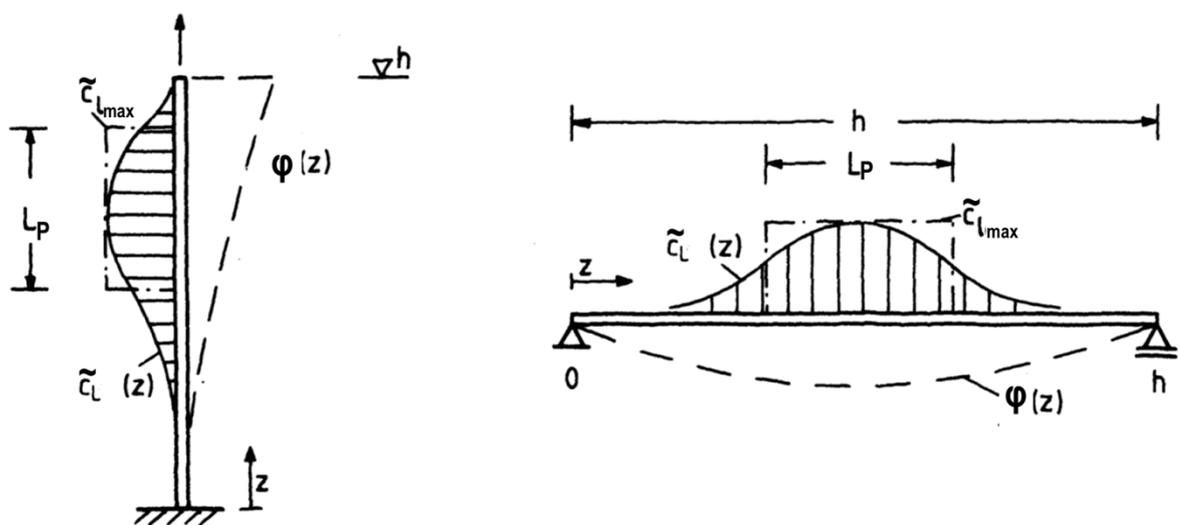


Figura 3.10 – Correlação cruzada da força excitante em uma viga engastada livre e em uma viga bi-apoiada (fonte: adaptado de RUSCHEWEYH, 1994).

O topo da estrutura, que é a extremidade livre da viga egastada livre, sofre alterações devido ao escoamento tridimensional, o chamado efeito de topo. Esse efeito reduz a correlação entre o desprendimento de vórtices, fazendo com que estes ocorram abaixo do topo da estrutura (RUSCHEWEYH, 1994). Caso a estrutura comece a vibrar em ressonância com o desprendimento de vórtices, o processo de desprendimento se torna mais correlacionado. O comprimento de correlação aumenta com o crescimento da amplitude relativa y_0/d , conforme a figura 3.11.

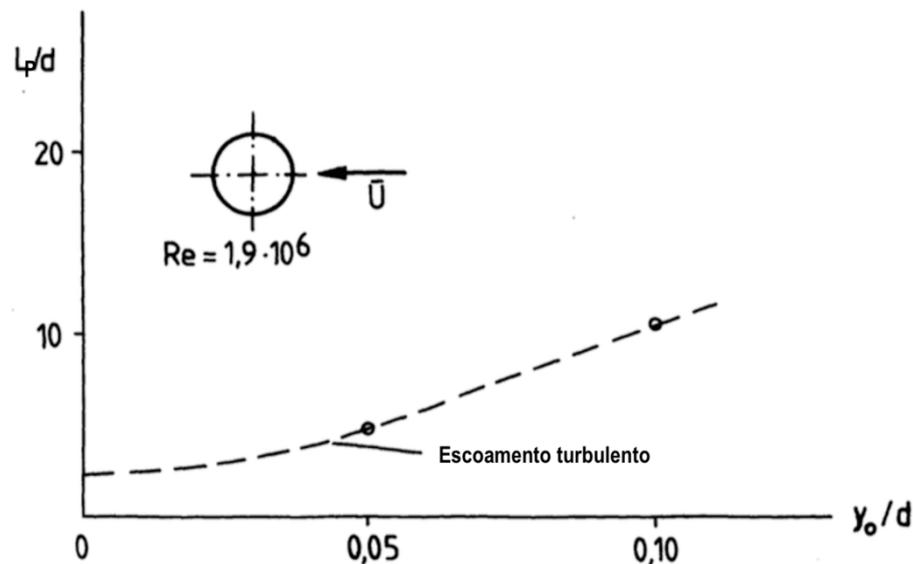


Figura 3.11 – Relação entre o comprimento de correlação e a amplitude relativa (fonte: adaptado de RUSCHEWEYH, 1994).

Sendo assim, o modelo matemático de Ruscheweyh considera, além do efeito de desprendimento de vórtices, o efeito de captura. Esse modelo parte do princípio de que somente o cálculo da amplitude de ressonância é de interesse, de modo a simplificar o problema. Dessa forma, o desvio padrão da amplitude pode ser calculado pelo quociente entre a força e a rigidez multiplicado por um fator de magnificação da ressonância (RUSCHEWEYH, 1994). Sendo assim, o desvio padrão da amplitude σ_y é dado pela equação 3.40:

$$\sigma_y = \frac{F_e}{4\pi^2 f_n^2 M} \frac{\pi}{\delta} \quad (3.40)$$

onde:

F_e – força equivalente;

M – massa modal;

π/δ – fator de magnificação da ressonância.

Sendo que a força equivalente e a massa modal são dadas pelas equações 3.41 e 3.42 respectivamente.

$$F_e = \frac{1}{2} \rho V_{cr}^2 \int_0^h \tilde{C}_L(z) d\varphi(z) dz \quad (3.41)$$

$$M = \int_0^h m(z) \varphi^2(z) dz = m_e \int_0^h \varphi^2(z) dz \quad (3.42)$$

Ao se combinar as equações 3.40 a 3.42, obtém-se então a equação 3.43:

$$\sigma_y = \frac{\frac{1}{2} \rho V_{cr}^2 \int_0^h \tilde{C}_L(z) d\varphi(z) dz}{4\pi^2 f_n^2 m_e \int_0^h \varphi^2(z) dz} \frac{\pi}{\delta} = \frac{\rho d^2}{2 m_e \delta} \frac{V_{cr}^2}{d^2 f_n^2} \frac{\int_0^h \tilde{C}_L(z) d\varphi(z) dz}{4\pi \int_0^h \varphi^2(z) dz} \quad (3.43)$$

Equação esta que simplificada se reduz à equação 3.44:

$$\frac{\sigma_y}{d} = \frac{1}{Sc} \frac{1}{St^2} \frac{\int_0^h \tilde{C}_L(z) \varphi(z) dz}{4\pi \int_0^h \varphi^2(z) dz} \quad (3.44)$$

Conforme é possível observar na figura 3.10, \tilde{C}_L pode ser considerado como constante no alcance do comprimento de correlação. Sendo assim, a integral no numerador da equação 3.44 pode ser aproximada pela seguinte equação, sendo que a integral à direita é somente sobre o comprimento de correlação L_p .

$$\int_0^h \tilde{C}_L(z) \varphi(z) dz = \tilde{C}_L \int_0^{L_p} \varphi(z) dz \quad (3.45)$$

Substituindo-se então a equação 3.45 na 3.44, tem-se:

$$\frac{\sigma_y}{d} = \frac{1}{Sc} \frac{1}{St^2} \tilde{C}_L \frac{\int_0^h \varphi(z) dz}{4\pi \int_0^h \varphi^2(z) dz} \frac{\int_0^{L_p} \varphi(z) dz}{\int_0^h \varphi(z) dz} = K_\varphi K_w^* \frac{\tilde{C}_L}{St^2 Sc} \quad (3.46)$$

onde:

$$K_\varphi = \frac{\int_0^h \varphi(z) dz}{4\pi \int_0^h \varphi^2(z) dz} - \text{constante da forma modal;}$$

$$K_w^* = \frac{\int_0^{L_p} \varphi(z) dz}{\int_0^h \varphi(z) dz} - \text{fator do comprimento de correlação.}$$

A constante da forma modal é o mesmo fator anteriormente definido por Scruton, e se situa entre os valores de 0,1 e 0,14. O fator do comprimento de correlação inclui a influência do comprimento de correlação L_p , o qual depende da amplitude de vibração, sendo sua magnitude um valor entre 0 e 1 (RUSCHEWEYH, 1994).

O coeficiente de sustentação \tilde{C}_L e o coeficiente de sustentação máximo $\tilde{C}_{L_{max}}$ têm seus valores r.m.s., assim como σ_y/d também é um valor r.m.s., sendo então necessário multiplicá-los por um fator de pico g_y de forma a se obter os valores de pico. Sendo assim, $\hat{y}(h)/d = g_y \sigma_y/d$ (RUSCHEWEYH, 1994).

O valor do fator de pico depende do tipo de vibração. Para o tipo de resposta estocástico, o valor do fator de pico é próximo de 4 e para o tipo de resposta harmônico (no qual a amplitude é constante), o fator de pico é próximo de 1,5. Entre os dois valores existe uma declividade suave, conforme apresentado anteriormente na figura 3.5.

Assim, ao se multiplicar K_w^* pelo fator de pico, obtém-se a seguinte relação, conforme Ruscheweyh (1994):

$$K_w = K_w^* g_y = \frac{g_y \int_0^{L_p} \varphi(z) dz}{\int_0^h \varphi(z) dz} = \frac{\int_0^{L_{p_e}} \varphi(z) dz}{\int_0^h \varphi(z) dz} \quad (3.47)$$

onde:

K_w – fator do comprimento de correlação efetivo;

L_{p_e} – comprimento de correlação efetivo.

Utilizando-se dos resultados obtidos em ensaios, Ruscheweyh (1994) encontrou que o comprimento de correlação efetivo pode ser aproximado segundo a equação 3.48, ou simplificado segundo o quadro 3.4:

$$\frac{L_{p_e}}{d} = 2 e^{1+1,4 \frac{\hat{y}(h)}{d}} \quad \text{para } \frac{\hat{y}(h)}{d} \leq 0,6 \quad (3.48)$$

Quadro 3.4 – Comprimento de correlação efetivo versus amplitude de vibração

Amplitude de vibração $\frac{\hat{y}(h)}{d}$	Comprimento de correlação efetivo $\frac{L_{pe}}{d}$
$\hat{y}(h)/d \leq 0,1$	6
$0,1 < \hat{y}(h)/d < 0,6$	$4,8 + 12 \hat{y}(h)/d$
$\hat{y}(h)/d \geq 0,6$	12

(fonte: adaptado de RUSCHEWEYH, 1994)

Assim, o deslocamento de pico do topo da estrutura é dado segundo a equação 3.49:

$$\frac{\hat{y}(h)}{d} = K_{\varphi} K_w \frac{\tilde{C}_L}{St^2 Sc} \quad (3.49)$$

O método permite que essa fórmula se aplique em diferentes configurações, não só com o deslocamento do topo. Entretanto, como este trabalho se limita a apresentar métodos para o cálculo da resposta de estruturas como chaminés e torres frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices para o primeiro modo de vibração, somente o deslocamento do topo foi abordado.

Caso se considere uma torre ou chaminé com forma modal igual a $\varphi_1(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^2$, o fator de comprimento de correlação efetivo K_w será:

$$K_w = 3 \frac{L_{pe}/d}{h/d} \left[1 - \frac{L_{pe}/d}{h/d} + \frac{1}{3} \left(\frac{L_{pe}/d}{h/d} \right)^2 \right] \quad (3.50)$$

Então, deve-se seguir o seguinte processo iterativo:

- adotar $L_{pe}/d = 6$, correspondente $\frac{\hat{y}(h)}{d} \cong 0$;
- calcular K_w (equação 3.50), e $\frac{\hat{y}(h)}{d}$ (equação 3.49);
- recalcular L_{pe}/d e retornar a (b) até atingir convergência na razão $\frac{\hat{y}(h)}{d}$.

3.3.2 Método I do Eurocódigo

O método I do Eurocódigo (2010) é basicamente a transcrição do modelo de Ruscheweyh. Todos os critérios e comentários relativos ao desprendimento de vórtices apresentados no

método II do Eurocódigo (seção 3.2.4 deste trabalho) antes da equação 3.28 também são válidos para este método.

O deslocamento de pico do topo da estrutura pode ser calculado segundo a equação 3.49 apresentada no modelo de Ruscheweyh. Para encontrar o valor de \tilde{C}_L para seção circular, primeiro se toma o valor de $\tilde{C}_{L,0}$ na figura 3.12, este então modificado pelas relações apresentadas no quadro 3.5.

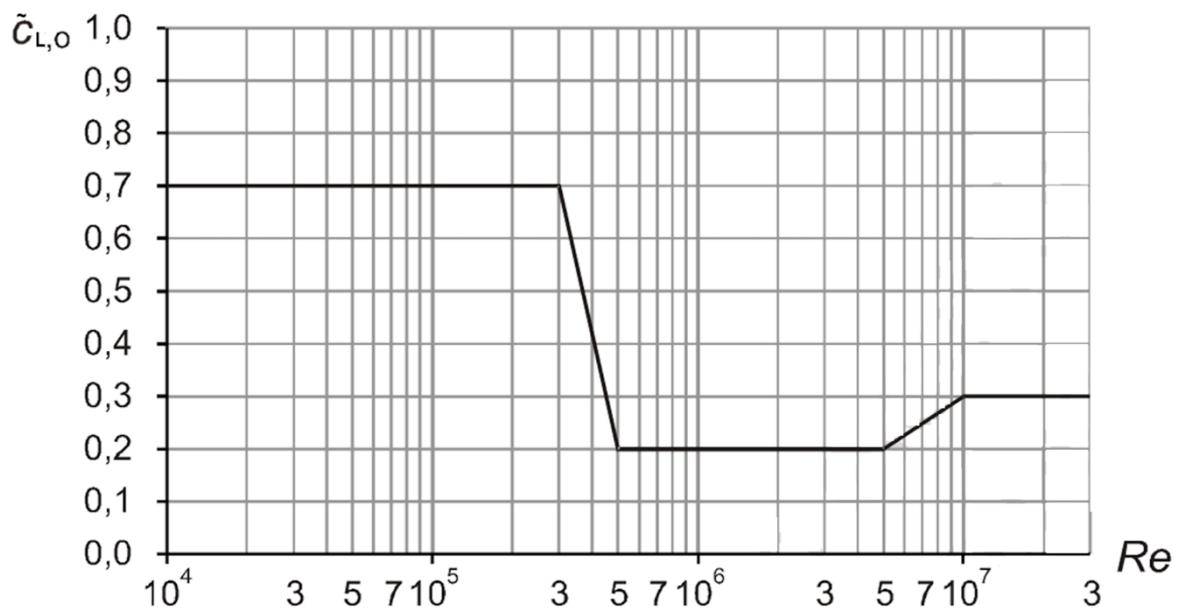


Figura 3.12 – Valor básico do coeficiente de sustentação $\tilde{C}_{L,0}$ em função do número de Reynolds (fonte: adaptado de EUROCÓDIGO, 2010).

Quadro 3.5 – Coeficiente de sustentação em função da razão V_{cr}/V_m

Razão V_{cr}/V_m	Coeficiente de sustentação \tilde{C}_L
$V_{cr}/V_m \leq 0,83$	$\tilde{C}_{L,0}$
$0,83 < V_{cr}/V_m < 1,25$	$(3 - 2,4 V_{cr}/V_m)\tilde{C}_{L,0}$
$V_{cr}/V_m > 1,25$	0

V_m – velocidade média no vento no centro do comprimento de correlação efetivo calculada segundo o capítulo 4 do Eurocódigo (2010).

(fonte: baseado em EUROCÓDIGO, 2010)

O comprimento de correlação efetivo L_{pe} é encontrado segundo o quadro 3.4 apresentado na seção do modelo de Ruscheweyh. Os coeficientes K_ϕ e K_w são fornecidos em detalhe para

diversos tipos de estrutura no Eurocódigo. Para o caso de uma estrutura como chaminé ou torre, com forma modal $\varphi_1(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^2$, K_w é fornecido segundo a equação 3.50 e $K_\varphi = 0,13$.

O Eurocódigo também fornece alterações para arranjos de cilindros circulares verticais dispostos em linha ou em grupo, além de expressões para ciclo de carregamento e obtenção da força equivalente.

3.3.3 Proposta I NBR-6123 – Riera e Paluch

A Proposta de Norma I para a NBR-6123 foi inicialmente proposta por Riera e Paluch em 1995 e então modificada por Paluch em 1999. Riera e Paluch se basearam no procedimento de Ruscheweyh, sendo que o procedimento completo, detalhes e comentários podem ser encontrados em Blessmann (2005), em Riera et al. (1997) e em Paluch (1999). Deve-se observar que alguns símbolos das equações da proposta I da NBR-6123 foram adaptados de forma a corresponder aos símbolos deste trabalho.

A velocidade do vento na cota correspondente ao diâmetro médio do terço superior da torre d_0 , quando a resposta transversal da estrutura é máxima, pode ser observada na equação 3.51. O coeficiente C_{cr} foi adicionado por Paluch (1999), e o valor de St para $Re > 10^6$ passou de 0,28 para 0,23 após a revisão por Paluch (1999).

$$V_{cr} = C_{cr} \frac{f_n d}{St} \quad (3.51)$$

onde:

$$C_{cr} = \left\{ \begin{array}{ll} 1,14 \frac{(5\theta+1)}{6\theta} & \text{para } \theta > 0,5 \\ \frac{2}{3\theta} & \text{para } \theta \leq 0,5 \end{array} \right\};$$

$$St = \left\{ \begin{array}{ll} 0,20 & \text{para } 10^3 \leq Re \leq 2 \cdot 10^5 \\ 0,23 & \text{para } Re > 10^6 \end{array} \right\};$$

A amplitude da vibração induzida pelo desprendimento de vórtices, perpendicular à direção do vento, é dada pela equação 3.52, que é exatamente igual à equação 3.49 do modelo de Ruscheweyh, apesar das substituições.

$$\frac{\hat{y}(h)}{d} = \frac{1}{2} \rho V_{cr}^2 \frac{1 + 2\gamma}{8\pi^2 f_n^2 \xi_e} \frac{\tilde{C}_L K_w}{1 + \gamma} \frac{1}{m_e} = \frac{\tilde{C}_L K_w K_\varphi}{St^2 S_c} \quad (3.52)$$

onde:

$$K_\varphi = \frac{1+2\gamma}{4\pi(1+\gamma)} - \text{constante da forma modal. Para } \gamma = 2, K_\varphi = 0,13;$$

γ – expoente da forma modal. Para o caso de $\varphi_1(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^2$, $\gamma = 2$;

$$K_w = 1 - \left(1 - \frac{L_{pe}/d}{h/d}\right)^{1+\gamma} - \text{fator de comprimento de correlação};$$

$$L_{pe}/d = 12 - 10e^{-4\frac{\hat{y}(h)}{d}} - \text{comprimento de correlação efetivo.}$$

A proposta de Riera e Paluch difere do modelo de Ruscheweyh somente nas aproximações empíricas de K_w e de L_{pe}/d . Assim como em Ruscheweyh, Riera e Paluch (BLESSMANN, 2005) propunham o seguinte processo iterativo:

- a) adotar $L_{pe}/d = 2$, correspondente $\frac{\hat{y}(h)}{d} \cong 0$;
- b) calcular K_w e $\frac{\hat{y}(h)}{d}$;
- c) recalculer L_{pe}/d e retornar a (b) até atingir convergência na razão $\frac{\hat{y}(h)}{d}$.

Entretanto, Paluch (1999) propõe que se limite a resposta transversal da estrutura a 5% do diâmetro, o que evita assim problemas de instabilidade com o efeito de captura. Além disso, ao se determinar que $L_{pe}/d = 4$, as equações para K_w e $\frac{\hat{y}(h)}{d}$ constituem uma solução fechada, não sendo mais necessário o processo iterativo.

Com relação ao coeficiente de sustentação \tilde{C}_L , no gráfico inicialmente proposto por Riera e Paluch este coeficiente variava em função de Reynolds, para diferentes turbulências (figura 3.13). Entretanto, Paluch (1999) afirma que tal gráfico não corresponde tanto qualitativa quanto quantitativamente ao estado atual de conhecimento. Para escoamentos com alta turbulência, \tilde{C}_L deveria ser maior que em escoamentos a baixas turbulências quando $Re \geq 2 \cdot 10^5$. Para Reynolds entre 10^4 e 10^5 , a posição da curva de \tilde{C}_L para escoamento turbulento em relação ao escoamento de baixa turbulência depende de uma série de fatores, tais como intensidade de turbulência e relação macro-escala/diâmetro. As relações macro-escala/diâmetro encontradas em condições reais favorecem a que ambas as curvas se confundam em uma só. Sendo assim, Paluch (1999) propõe o gráfico de \tilde{C}_L em função de Reynolds exposto na figura 3.14.

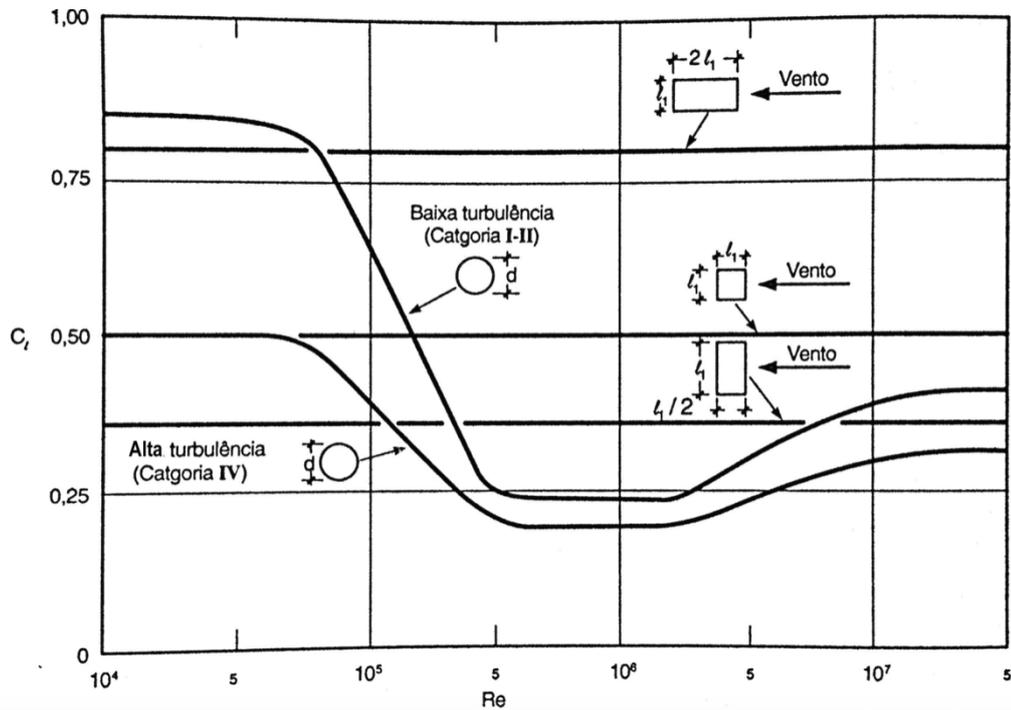


Figura 3.13 – Proposta inicial de Riera e Paluch para \tilde{C}_L (r.m.s.) em função de Reynolds (fonte: adaptado de BLESSMANN, 2005).

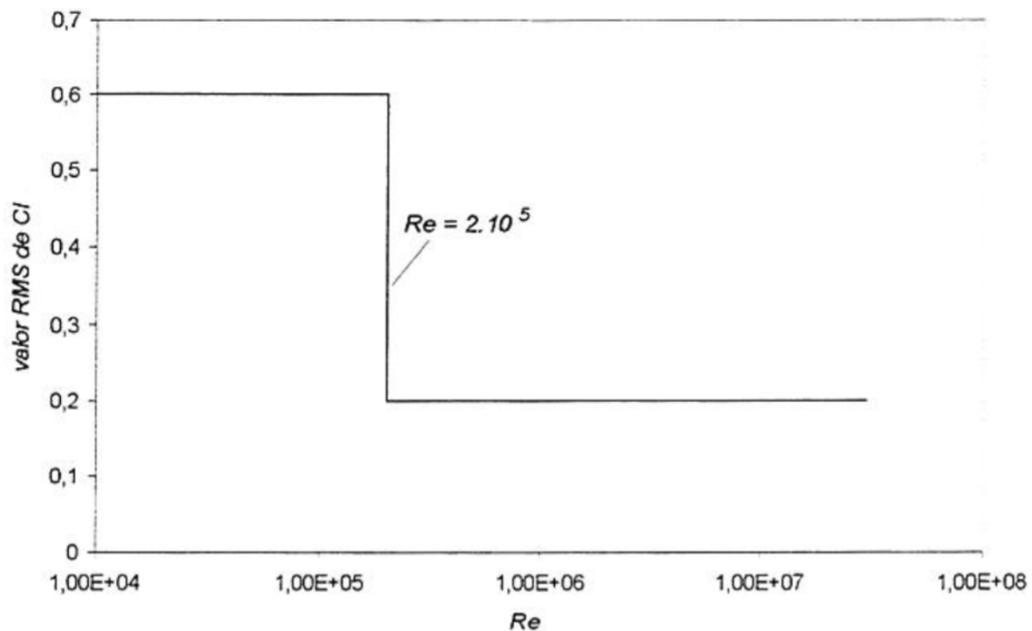


Figura 3.14 – Proposta de Paluch para \tilde{C}_L (r.m.s.) em função de Reynolds (fonte: PALUCH, 1999).

4 NOVAS PROPOSTAS PARA A NBR-6123

Neste capítulo são apresentadas duas propostas para o Capítulo 10 da NBR-6123, o qual é dedicado ao fenômeno de desprendimento de vórtices. As metodologias fornecidas permitem a obtenção da resposta em termos de deslocamento, bem como a força estática equivalente que age sobre ela, em estruturas como torres e chaminés.

As duas metodologias aqui propostas são baseadas nos estudos de Vickery e Clark, os quais foram melhorados posteriormente com os estudos de Vickery e Basu. Embora existam outros modelos, como o de Ruscheweyh, o modelo de Vickery e Basu apresenta resultados mais adequados em termos de segurança quando há ocorrência do efeito de captura. Em contrapartida, quando tem-se um amortecimento estrutural reduzido, o modelo de Vickery e Basu pode fornecer deslocamentos muito superiores que os medidos em estruturas reais.

Dessa forma, este capítulo fornece duas metodologias para a NBR-6123. A Proposta III-A é mais simples, porém não dimensiona estruturas na região de grandes amplitudes (efeito de captura), não permitindo o dimensionamento de chaminés ou torres com baixo amortecimento estrutural. Esse tipo de abordagem é considerado no NBC (1985) e na Proposta II da NBR-6123 (PALUCH, 1999).

A Proposta III-B aborda os conceitos dos estudos de Vickery e Basu para baixos valores de amortecimento estrutural. Ela divide a resposta em termos de deslocamento do topo da estrutura em três zonas: de baixas amplitudes, intermediária e de grandes amplitudes, o que permite dimensionar estruturas com qualquer amortecimento estrutural. Entretanto, essa abordagem fornece valores de deslocamento muitas vezes superior aos medidos em estruturas reais, como é possível se observar nos exemplos apresentados adiante. De qualquer forma, a Proposta III-B permite ao projetista aceitar grandes deslocamentos caso tome as devidas soluções para evitar danos por fadiga ou colapso da estrutura. Deve-se observar também que a Proposta III-B é uma evolução da III-A, sendo seus coeficientes praticamente iguais. Como a Proposta III-B permite o cálculo da predição do deslocamento para estruturas com baixo valor de Scruton, esta é a proposta mais adequada.

Nas seções 4.1 e 4.2 são apresentadas as propostas para o texto da NBR-6123. Por esse motivo, comentários e dedução das expressões são descritos nas seções 4.1.2 e 4.2.1.

4.1 PROPOSTA III-A NBR-6123

Estruturas esbeltas, autoportantes e de seção circular, tais como chaminés, torres de observação e, até em alguns casos, edifícios altos, devem ser projetados para resistir ao efeito dinâmico de desprendimento de vórtices. Quando o vento incide em estruturas esbeltas de forma não aerodinâmica, vórtices são desprendidos alternadamente de um lado e de outro, o que gera forças laterais flutuantes agindo perpendicularmente ao sentido de incidência do vento. Essas forças alternadas podem causar vibrações de grande amplitude, podendo em alguns casos causar danos por fadiga ou até colapso total.

A presente metodologia permite o cálculo da resposta em termos de deslocamento bem como das forças que agem em uma estrutura esbelta de seção circular e com pequena variação de diâmetro, ou seja $d(h)/d(0) \geq 0,5$. Para toda estrutura circular com esbeltez $\lambda = h/d$ maior ou igual a 6 deve-se fazer a verificação para desprendimento de vórtices. Não é necessária a verificação caso:

$$V_{cr} > 1,25 V_0 S_{2_{t=600s}} \quad (4.1)$$

onde:

V_{cr} – velocidade crítica do vento definida em 4.2;

V_0 – velocidade básica do vento: velocidade de uma rajada de três segundos excedida na média uma vez em 50 anos, a dez metros acima do terreno, em campo aberto e plano;

$S_{2_{t=600s}}$ – fator S_2 para intervalo de tempo de 10 minutos, obtido de acordo com a altura da estrutura em função da categoria do terreno e da classe da edificação na tabela 22 do Anexo A da NBR-6123 (1988) para intervalo de tempo $t = 600$ s.

A velocidade crítica do escoamento no diâmetro médio do terço superior da torre ou chaminé é dada por:

$$V_{cr} = \frac{f_n d_0}{St} \quad (4.2)$$

onde:

V_{cr} – velocidade crítica do vento;

f_n – frequência natural da estrutura;

d_0 – diâmetro médio do terço superior da estrutura;

$St = 0,2$ – número de Strouhal para seção circular para todos os valores de Reynolds.

A resposta da estrutura em termos de deslocamento (em diâmetros) é encontrada segundo a equação 4.3:

$$\frac{\hat{y}(h)}{d_0} = \frac{C}{\sqrt{\frac{h}{d_0}} \sqrt{\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_0}}} \frac{\rho d_0^2}{m_0} \quad (4.3)$$

onde:

$\hat{y}(h)$ – resposta de pico em termos de deslocamento da estrutura;

C – coeficiente dependente de \tilde{C}_L , l e ϕ apresentado na equação 4.4;

ρ – massa específica do ar ($1,26 \text{ kg/m}^3$);

ξ_e – razão de amortecimento estrutural crítico;

K_a – parâmetro de amortecimento aerodinâmico, conforme quadro 4.1;

m_0 – massa média por unidade de comprimento do terço superior da estrutura;

h – altura total da estrutura.

$$C = 2,6 \tilde{C}_L \phi \sqrt{l} \quad (4.4)$$

onde:

\tilde{C}_L – coeficiente de sustentação, conforme figura 4.1, com $Re = 70000 V_{cr} d_0$;

ϕ – coeficiente de influência da largura de banda, conforme quadro 4.2;

l – comprimento de correlação normalizado, conforme quadro 4.3.

Caso $\xi_e < \left(K_a \frac{\rho d_0^2}{m_0}\right)$, o método não se aplica e poderá haver instabilidade estrutural com a ocorrência de grandes amplitudes de deslocamento do topo, na ordem de 1 diâmetro.

A carga estática equivalente por unidade de comprimento agindo distribuída sobre o terço superior da estrutura F_L é dada segundo as equações 4.5 ou 4.6:

$$F_L = (2\pi f_n)^2 m_0 \hat{y}(h) \quad (4.5)$$

$$F_L = \frac{C \pi}{\sqrt{\frac{h}{d_0}} \sqrt{\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_0}}} \frac{1}{2} \rho d_0 V_{cr}^2 \quad (4.6)$$

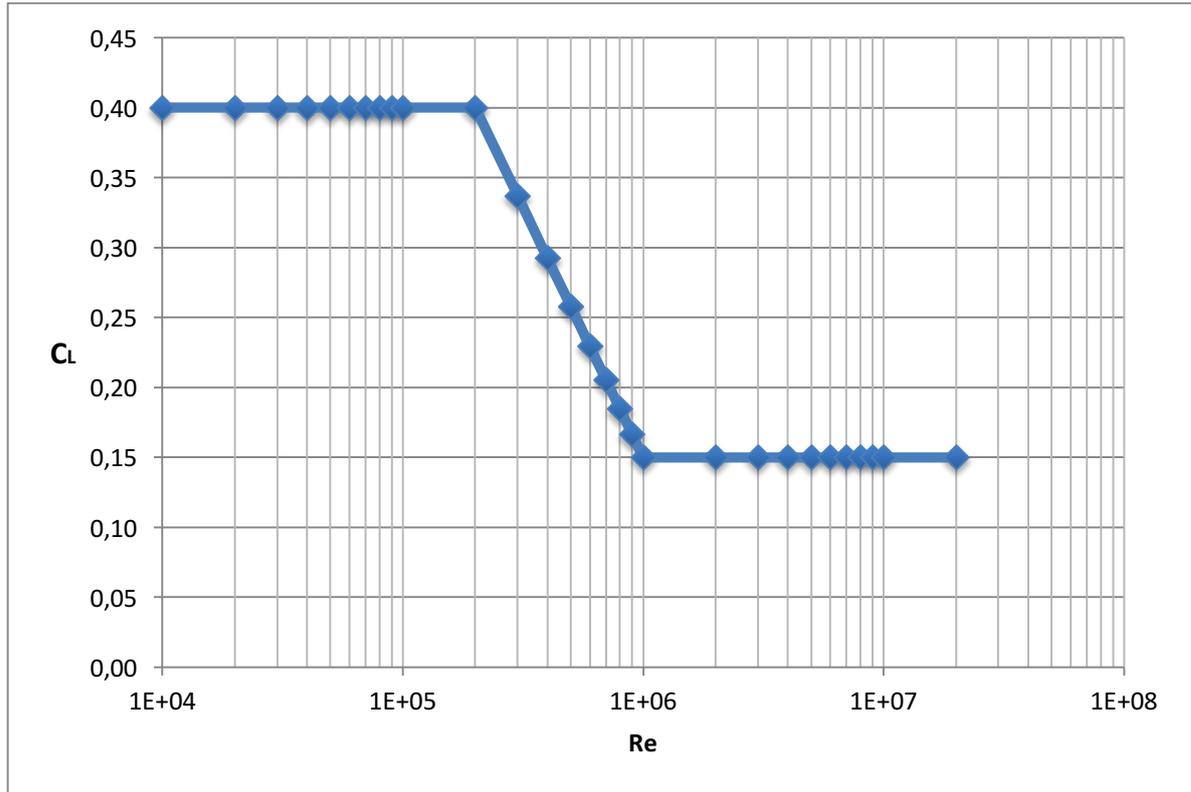


Figura 4.1 – Valor r.m.s. do coeficiente de sustentação em função do número de Reynolds.

Quadro 4.1 – Parâmetro de amortecimento aerodinâmico em função da altura da estrutura e das categorias de terreno

h	10	20	30	50	100	150	200	250	300	350	400	420	450	500	>500
CAT I	0,3	0,3	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	1,2	1,2	1,2	1,2
CAT II	0,3	0,3	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	1,2	1,2	1,2	1,2
CAT III	0,3	0,3	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	1,2	1,2	1,2	1,2
CAT IV	0,6	0,6	0,7	0,7	0,9	0,9	0,9	1,1	1,1	1,2	1,2	2	2	2	2
CAT V	0,6	0,6	0,7	0,7	0,9	0,9	0,9	1,1	1,1	1,2	1,2	2	2	2	2

K_a	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	1,2	Re ≥ 2E5
K_a	0,6	0,7	0,9	1,1	1,2	2	Re < 2E5

Quadro 4.2 – Coeficiente de influência da largura de banda em função da altura da estrutura e das categorias de terreno

h	10	20	30	50	100	150	200	250	300	350	400	420	450	500	>500
CAT I															
CAT II															
CAT III															
CAT IV															
CAT V															

ϕ

1,6

1,8

2,0

3,0

Quadro 4.3 – Valor do comprimento de correlação

Intervalo do número de Reynolds	Valor do comprimento de correlação l	
	Alta Turbulência $\phi \neq 3$	Baixa Turbulência $\phi = 3$
$Re \leq 10^5$	1,5	3
$10^5 < Re < 10^6$	0,5	1
$Re \geq 10^6$	1,5	3

As recomendações deste capítulo se aplicam a estruturas autoportantes de seção circular (como chaminés e torres de observação), vibrando em seu modo fundamental. Para outras formas modais, é necessário fazer uma análise dinâmica. Estruturas esbeltas com seção transversal diferente da circular também estão sujeitas ao fenômeno de desprendimento de vórtices, entretanto os dados de escala real que permitiriam um melhor conhecimento são escassos e, além disso, outros fenômenos de vibração podem ocorrer acoplados. Para esses casos, ensaios em túnel de vento podem prover uma estimativa mais correta da resposta da estrutura.

4.1.1 Utilização da Proposta III-A em função de I_1

A utilização do método III-A proposto para a NBR-6123 exige que se utilize os coeficientes e categorias presentes na norma. Entretanto, esta seção apresenta uma alternativa para a obtenção dos coeficientes ϕ e K_a independentemente das categorias de terreno oferecidas pela NBR-6123 e de forma mais simples que a utilização das equações 3.25 proposta por Vickery e Basu (1983b) e 3.15 proposta por Vickery (1998).

Além disso, ao se utilizar a equação 4.1, que envolve o parâmetro $S_{2_{t=600s}}$ da NBR-6123, deve-se substituir $S_{2_{t=600s}}$ pelo parâmetro de rugosidade do terreno ou de camada limite da norma vigente onde a estrutura será construída.

Os parâmetros ϕ e K_a devem ser obtidos através das equações a seguir, considerando-se a intensidade de turbulência I_1 para determinada altura h da estrutura, em determinada categoria de terreno proposta pela norma vigente onde a estrutura será construída. Sendo assim, ϕ e K_a são apresentados da seguinte forma:

$$\phi = \begin{cases} 3 & \text{para } I_1 < 0,01 \text{ (1\%)} \\ 1,6 - 0,28 \ln I_1 & \text{para } 0,01 \leq I_1 \leq 0,6 \end{cases}$$

$$K_a = \begin{cases} \begin{cases} 1,2 & \text{para } I_1 < 0,01 \text{ (1\%)} \\ 0,13 - 0,23 \ln I_1 & \text{para } 0,01 \leq I_1 \leq 0,6 \end{cases} & \text{caso } Re \geq 2 \cdot 10^5 \\ \begin{cases} 2,0 & \text{para } I_1 < 0,01 \text{ (1\%)} \\ 0,30 - 0,37 \ln I_1 & \text{para } 0,01 \leq I_1 \leq 0,6 \end{cases} & \text{caso } Re < 2 \cdot 10^5 \end{cases}$$

4.1.2 Dedução das expressões e comentários

Partindo-se da expressão da amplitude da resposta para torres e chaminés de pequena variação de seção transversal do modelo de Vickery e Basu simplificado, para o primeiro modo tem-se:

$$\frac{\hat{y}(h)}{d_0} = \frac{g_y \tilde{C}_l(d_0) \varphi(h) \rho d_0^2 \left[\frac{\sqrt{\pi} l}{2(\lambda + 2)} \right]^{1/2} \phi(B, V/V_{cr})}{\left[\frac{1}{h} \int_0^h \varphi^2(z) dz \right]^{1/2} \left[\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_e} \right]^{1/2}} \quad (4.7)$$

onde:

$g_y = 3,9$ – fator de pico, dado que a resposta transversal foi deduzida supondo que a mesma se encontra na zona de pequenas amplitudes (VICKERY; BASU, 1983b);

$\varphi_1(h) = 1$ – forma modal no topo da estrutura (chaminé), dado que $\varphi_1(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^2$;

$$\left[\frac{1}{h} \int_0^h \varphi_1^2(z) dz \right]^{1/2} = \left[\frac{1}{h} \int_0^h \left(\frac{z}{h}\right)^4 dz \right]^{1/2} = \frac{1}{\sqrt{5}};$$

$St = 0,2$ – para todos os valores de Reynolds em seção circular;

$\sqrt{(\lambda + 2)} \cong \sqrt{\lambda}$ – conforme informam Vickery e Basu (1983b).

Considerando-se que a força induzida pelo desprendimento de vórtices é aplicada no topo da estrutura e que m_e depende fortemente da forma modal da estrutura, é muito preciosismo mantê-lo em uma equação que visa a ser simplificada. Dado que chaminés e torres possuem

uma estrutura e distribuição bastante homogênea, é possível substituir-se m_e por m_0 , onde m_0 é a massa média por unidade de comprimento do terço superior da estrutura.

Assim, aplicando-se os valores dos parâmetros na equação 4.7, obtém-se as equações 4.3 e 4.4, esta última contendo a relação entre os parâmetros \tilde{C}_L , l e B . O valor numérico da equação 4.4 é a união de todos parâmetros cujos valores escolhidos foram apresentados acima, além dos valores numéricos já apresentados na equação 4.7. Dessa forma, o parâmetro C fornecido na equação 4.4 é obtido segundo a equação 4.8:

$$C = \frac{\frac{g_y \tilde{C}_l \varphi(h)}{8\pi^2 St^2} \left[\frac{\sqrt{\pi} l}{2} \right]^{1/2} \phi}{\left[\frac{1}{h} \int_0^h \varphi^2(z) dz \right]^{1/2}} = \frac{3,9 \tilde{C}_l 1 \left[\frac{\sqrt{\pi} l}{2} \right]^{1/2} \phi}{8\pi^2 0,2^2} = 2,6 \tilde{C}_l \sqrt{l} \phi \quad (4.8)$$

Para a obtenção dos valores r.m.s. do coeficiente de sustentação \tilde{C}_l em função do número de Reynolds, utilizou-se os estudos de Schewe (1983), Basu (1985) e Vickery (1998). Inicialmente, utilizou-se os valores da curva proposta por Schewe (figura 2.6). Entretanto, Basu (1985) e Vickery (1998) mostram que em escoamentos ultracríticos o valor do coeficiente de sustentação é maior. Enquanto Schewe (1983) apresenta valores ao redor de 0,05, Basu (1985) e Vickery (1998) apresentam que, devido à turbulência, nesse regime de escoamento, o coeficiente de sustentação atinge 3 vezes esse valor. O resultado dessa análise é apresentado no gráfico da figura 4.1. Ao se aplicar a figura 3.12 e o quadro 3.5 fornecidos pelo Eurocódigo (2010) com a razão $V/V_{cr} = 1$, encontra-se $\tilde{C}_l = 0,42$ para $Re < 10^5$ e $\tilde{C}_l = 0,12$ para $Re > 10^6$, valores estes condizentes com os propostos na figura 4.1, que apresenta $\tilde{C}_l = 0,4$ e $\tilde{C}_l = 0,15$ para os respectivos intervalos de Reynolds.

O coeficiente de influência da largura de banda ϕ depende da relação V/V_{cr} e da intensidade de turbulência I_1 , conforme a equação 3.25 proposta por Vickery e Basu (1983b). Assim, visando a um parâmetro de fácil e rápido acesso, optou-se por utilizar as categorias de terreno da NBR-6123 (1988), as quais fornecem a turbulência para cada altura. As equações e curvas da intensidade de turbulência para cada categoria de terreno foram obtidas em Blessmann (2013). Dessa forma, para cada categoria de terreno, ϕ foi obtido através da relação entre V/V_{cr} , variando entre 0,5 a 2,5, e da largura de banda $B = 0,1 + 2I_1$ para cada altura. Conforme a figura 3.4 (DAVENPORT, 1995), a região em que K_a atinge maiores valores é de $0,8 < V/V_{cr} < 1,5$, ou seja, é nessa região em que haverá maiores deslocamentos no topo da

estrutura e é nessa região em que ϕ deve ser estudado. Esse procedimento permite encontrar os valores de ϕ para cada categoria de terreno, em cada altura, conforme apresentado no quadro 4.2. A figura 4.2 ilustra o procedimento apresentado acima para um terreno de categoria II.

h	10	20	30	50	100	150	200	250	300	350	400	420	450	500	>500
V/V _{cr}	0,52	0,47	0,45	0,43	0,39	0,38	0,37	0,36	0,35	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10
0,5	0,08	0,06	0,05	0,03	0,02	0,02	0,01	0,01	0,01	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,6	0,28	0,25	0,23	0,21	0,18	0,16	0,15	0,13	0,13	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,7	0,58	0,57	0,56	0,54	0,52	0,50	0,49	0,48	0,47	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
0,8	0,89	0,90	0,91	0,92	0,93	0,94	0,94	0,94	0,94	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10
0,9	1,16	1,21	1,23	1,26	1,31	1,33	1,35	1,36	1,37	1,46	1,46	1,46	1,46	1,46	1,46
1	1,39	1,45	1,49	1,53	1,59	1,63	1,65	1,68	1,69	3,16	3,16	3,16	3,16	3,16	3,16
1,1	1,58	1,65	1,68	1,73	1,79	1,82	1,85	1,87	1,89	2,41	2,41	2,41	2,41	2,41	2,41
1,2	1,74	1,79	1,83	1,87	1,92	1,94	1,96	1,97	1,98	1,04	1,04	1,04	1,04	1,04	1,04
1,3	1,87	1,91	1,94	1,96	1,99	2,00	2,01	2,01	2,02	0,33	0,33	0,33	0,33	0,33	0,33
1,4	1,98	2,01	2,02	2,03	2,03	2,02	2,02	2,01	2,01	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09
1,5	2,08	2,08	2,08	2,07	2,05	2,03	2,01	1,99	1,97	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
1,6	2,16	2,15	2,13	2,10	2,05	2,01	1,98	1,95	1,93	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
1,7	2,24	2,21	2,18	2,13	2,05	1,99	1,95	1,90	1,88	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,8	2,32	2,26	2,22	2,15	2,04	1,97	1,91	1,86	1,82	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,9	2,39	2,31	2,25	2,16	2,03	1,94	1,87	1,81	1,77	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2	2,46	2,36	2,28	2,18	2,01	1,92	1,84	1,77	1,72	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2,1	2,53	2,40	2,31	2,19	2,00	1,90	1,81	1,73	1,68	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2,2	2,60	2,44	2,34	2,20	1,99	1,87	1,78	1,69	1,64	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2,3	2,67	2,49	2,37	2,22	1,99	1,86	1,75	1,66	1,60	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2,4	2,73	2,53	2,41	2,23	1,98	1,84	1,73	1,63	1,57	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2,5	2,80	2,58	2,44	2,25	1,98	1,82	1,70	1,60	1,54	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
MÁXIMO	2,80	2,58	2,44	2,25	2,05	2,03	2,02	2,01	2,02	3,16	3,16	3,16	3,16	3,16	3,16
máx band	2,08	2,08	2,08	2,07	2,05	2,03	2,02	2,01	2,02	3,16	3,16	3,16	3,16	3,16	3,16

Figura 4.2 – Valores de ϕ para cada altura, em função da relação V/V_{cr} para terrenos de categoria II segundo a NBR-6123.

Da mesma forma como ϕ , K_a também depende da turbulência. Assim, para a obtenção dos valores de K_a para cada altura em cada categoria de terreno, foi feito um procedimento semelhante ao apresentado acima para a obtenção de ϕ , com a diferença de que a fórmula para se obter K_a em função da turbulência é dada pela equação 3.15 de Vickery (1998). O resultado desse processo resulta no quadro 4.1.

O valor do comprimento de correlação $l = L_p/d$ é apresentado neste trabalho na seção 2.6.2 e segue os estudos de Ribeiro (1989). Ribeiro afirma que o comprimento de correlação varia entre os regimes subcrítico, crítico e ultracrítico, além de variar também entre escoamentos turbulento e suave. Essas considerações foram apresentadas no quadro 4.3.

A força de inércia por unidade de comprimento F_l é obtida segundo o conceito de que força é equivalente ao produto da rigidez com o deslocamento $F = \mathbf{K} y$. Sabendo que $\mathbf{K} = \omega_n^2 m$, tem-se que:

$$F = \mathbf{K} y = \omega_n^2 m y = 4\pi^2 f_n^2 m y \quad (4.9)$$

O maior deslocamento é no topo da estrutura e o despreendimento de vórtices ocorre no terço superior a uma cota z . Por se tratar de uma análise dinâmica e de um grau de liberdade, é

necessário multiplicar pela forma modal φ , sendo esta normalizada com o valor 1 no ponto de deslocamento máximo.

$$F_I(z) = (2\pi f_n)^2 m_0 y \varphi(z) \quad (4.10)$$

O deslocamento no topo y equivale ao deslocamento de pico do topo da estrutura $\hat{y}(h)$, este não normalizado por seu diâmetro. Por esse motivo, deve-se multiplicar também pelo diâmetro médio do terço superior d_0 . Assim, a força de inércia por unidade de comprimento $F_I(z)$ é:

$$F_I(z) = (2\pi f_n)^2 m_0 \hat{y}(h) \varphi(z) \quad (4.11)$$

Visando a simplificação dessa força, que decresce quadraticamente por conta da forma modal $\varphi(z) = (z/h)^2$, propõe-se uma carga retangular semelhante distribuída no topo da estrutura. O comprimento dessa carga retangular é igual à integral de $\varphi(z)$ de 0 a h , ou seja, $h/3$, que é o terço superior da estrutura. Assim se obtém a equação 4.5.

Partindo-se da equação 4.5 e substituindo-se a relação $f_n = St V_{cr}/d_0$ na equação, tem-se:

$$F_L = \left[2\pi \frac{St V_{cr}}{d_0} \right]^2 m_0 \frac{C}{\sqrt{\frac{h}{d_0}} \sqrt{\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_0}}} \frac{\rho d_0^2}{m_0} d_0 \quad (4.12)$$

Ao se arrumar a equação 4.12 sabendo-se que $St = 0,2$ para seção circular, que $4\pi St^2 \cong 1/2$, e que a pressão dinâmica $q = \rho V^2/2$, obtém-se então a equação 4.6.

A equação referente ao parâmetro ϕ apresentada na seção 4.1.1 foi obtida de maneira análoga ao descrito acima, utilizando-se a equação 3.25 proposta por Vickery e Basu (1983b). Entretanto variou-se os valores da intensidade de turbulência de 0 a 60% para cada razão V/V_{cr} entre 0,8 e 1,5. Assim, tomou-se os valores máximos de ϕ para cada intensidade de turbulência, o que permitiu a elaboração do gráfico presente na figura 4.3, e a aproximação de uma curva logarítmica com $R^2 = 0,901$. Como a equação aproximada forneceu valores menores na região de intensidade de turbulência entre 0,15 e 0,35, elevou-se a parcela constante da equação aproximada de 1,5282 para 1,6. Dessa forma, os valores fornecidos pela equação aproximada passam a ser iguais ou um pouco maiores que os encontrados pela equação 3.25.

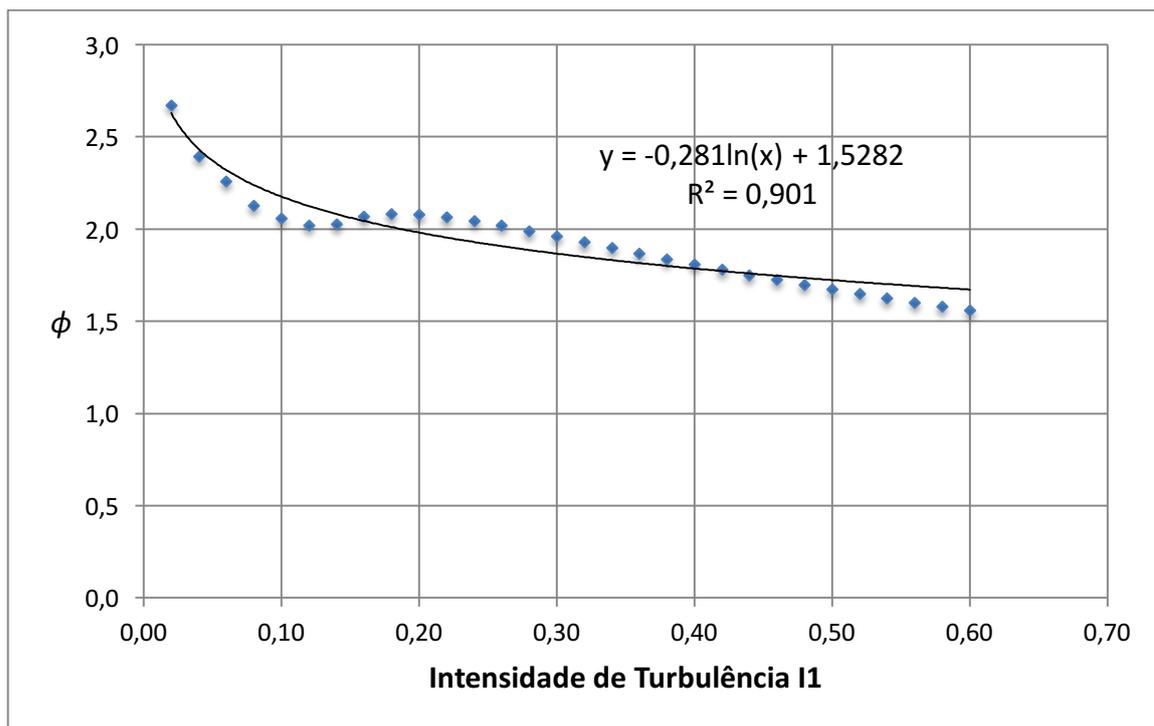


Figura 4.3 – Variação do parâmetro ϕ com a intensidade de turbulência I_1 .

Também de forma análoga ao já apresentado, a equação referente ao parâmetro de amortecimento aerodinâmico K_a foi obtida ao se aplicar a equação 3.15 proposta por Vickery (1998), variando-se a intensidade de turbulência de 0 a 60% para cada razão V/V_{cr} entre 0,8 e 1,5. Assim, tomou-se os valores máximos de K_a para cada intensidade de turbulência, o que permitiu a elaboração do gráfico presente na figura 4.4, e a aproximação de uma curva logarítmica com $R^2 = 0,99443$.

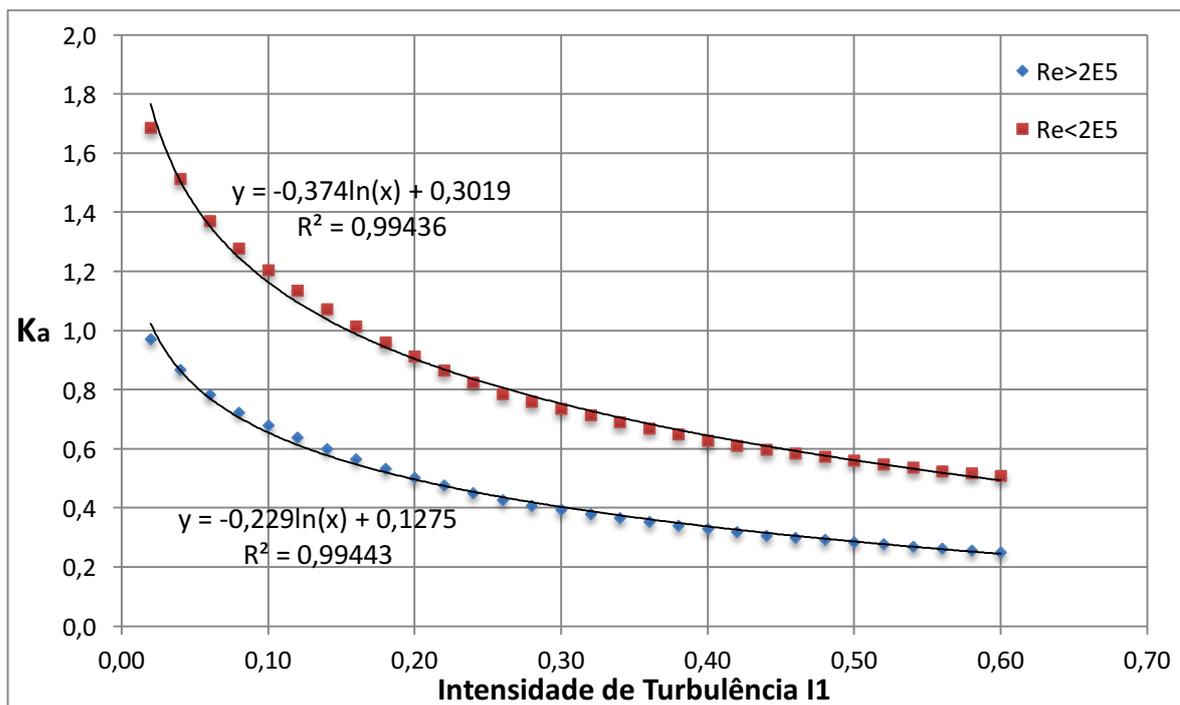


Figura 4.4 – Variação do parâmetro K_a com a intensidade de turbulência I_1 .

4.2 PROPOSTA III-B NBR-6123

Estruturas esbeltas, autoportantes e de seção circular, tais como chaminés, torres de observação e, até em alguns casos, edifícios altos, devem ser projetados para resistir ao efeito dinâmico de desprendimento de vórtices. Quando o vento incide em estruturas esbeltas de forma não aerodinâmica, vórtices são desprendidos alternadamente de um lado e de outro, o que gera forças laterais flutuantes agindo perpendicularmente ao sentido de incidência do vento. Essas forças alternadas podem causar vibrações de grande amplitude, podendo em alguns casos causar danos por fadiga ou até colapso total.

A presente metodologia permite o cálculo da resposta em termos de deslocamento bem como das forças que agem em uma estrutura esbelta de seção circular e com pequena variação de diâmetro, ou seja $d(h)/d(0) \geq 0,5$. Para toda estrutura circular com esbeltez $\lambda = h/d$ maior ou igual a 6 deve-se fazer a verificação para desprendimento de vórtices. Não é necessária a verificação caso:

$$V_{cr} > 1,25 V_0 S_{2t=600s} \quad (4.13)$$

onde:

V_{cr} – velocidade crítica do vento definida em 4.14;

V_0 – velocidade básica do vento: velocidade de uma rajada de três segundos excedida na média uma vez em 50 anos, a dez metros acima do terreno, em campo aberto e plano;

$S_{2_{t=600s}}$ – fator S_2 para intervalo de tempo de 10 minutos, obtido de acordo com a altura da estrutura em função da categoria do terreno e da classe da edificação na tabela 22 do Anexo A da NBR-6123 (1988) para intervalo de tempo $t = 600$ s.

A velocidade crítica do escoamento no diâmetro médio do terço superior da torre ou chaminé é dada por:

$$V_{cr} = \frac{f_n d_0}{St} \quad (4.14)$$

onde:

V_{cr} – velocidade crítica do vento;

f_n – frequência natural da estrutura;

d_0 – diâmetro médio do terço superior da estrutura;

$St = 0,2$ – número de Strouhal para seção circular para todos os valores de Reynolds.

A resposta da estrutura em termos de deslocamento é encontrada segundo a equação 4.15:

$$\hat{y}(h) = g_y \sigma_y \quad (4.15)$$

onde:

$\hat{y}(h)$ – resposta de pico em termos de deslocamento no topo da estrutura;

g_y – fator de pico, conforme equação 4.20;

σ_y – desvio padrão do deslocamento no topo da estrutura, conforme equação 4.16, ou em casos especiais, 4.18 e 4.19.

O desvio padrão do deslocamento do topo da estrutura pode ser determinado segundo a equação geral 4.16, a qual serve para qualquer valor de K .

$$\frac{\sigma_y}{d_0} = \sqrt{\frac{\alpha^2}{2} (1 - K) + \sqrt{\frac{\alpha^4}{4} (1 - K)^2 + \frac{\alpha^2 C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4}}} \quad (4.16)$$

onde:

α – amplitude limite normalizada. Para o caso de torres e chaminés, $\alpha = 0,4$;

K – parâmetro que relaciona os amortecimentos estrutural e aerodinâmico, definido em 4.17;

C – coeficiente aerodinâmico, definido no quadro 4.4, sendo V_{cr} definido na equação 4.14;

ρ – massa específica do ar ($1,26 \text{ kg/m}^3$);

K_{a0} – parâmetro de amortecimento aerodinâmico, conforme quadro 4.4;

m_0 – massa média por unidade de comprimento do terço superior da estrutura;

h – altura total da estrutura.

$$K = \frac{m_0 \xi_e}{\rho d_0^2 K_{a0}} \quad (4.17)$$

onde:

ξ_e – razão de amortecimento estrutural crítico.

Quadro 4.4 – Valores de C e K_{a0} em função de Re e V_{cr}

Re	C		K_{a0}	
	$V_{cr} < 11$	$V_{cr} \geq 11$	$V_{cr} < 11$	$V_{cr} \geq 11$
$Re = 7 \cdot 10^4 V_{cr} d_0$				
$Re \leq 2 \cdot 10^5$	0,0554	0,0261	2	1,1
$2 \cdot 10^5 < Re \leq 10^6$	$0,1840 - 0,0286 \log(Re)$	$0,0867 - 0,0135 \log(Re)$	1,2	0,6
$Re > 10^6$	0,0208	0,0098		

Valores obtidos com as equações deste quadro devem considerar quatro casas decimais.

Para os casos em que $K \leq 0,95$, a equação 4.16 pode ser simplificada para a equação 4.18:

$$\frac{\sigma_y}{d_0} = \sqrt{\alpha^2 (1 - K)} \quad (4.18)$$

Para os casos em que $K > 1,05$, a equação 4.16 pode ser simplificada para a equação 4.19:

$$\frac{\sigma_y}{d_0} = \sqrt{\frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K - 1)}} \quad (4.19)$$

Para a obtenção do deslocamento de pico do topo da estrutura, é necessário multiplicar o desvio padrão do deslocamento por um fator de pico, conforme a equação 4.15. O fator de pico g_y é obtido segundo a equação 4.20:

$$g_y = 1,4 + 1,6 \operatorname{atan}(0,75 K^4) \quad (4.20)$$

A carga estática equivalente por unidade de comprimento agindo distribuída sobre o terço superior da estrutura F_L é dada segundo a equação 4.21:

$$F_L = (2\pi f_n)^2 m_0 \hat{y}(h) \quad (4.21)$$

As recomendações deste capítulo se aplicam a estruturas autoportantes de seção circular (como chaminés e torres de observação), vibrando em seu modo fundamental. Para outras formas modais, é necessário fazer uma análise dinâmica. Estruturas esbeltas com seção transversal diferente da circular também estão sujeitas ao fenômeno de despreendimento de vórtices, entretanto os dados de escala real que permitiriam um melhor conhecimento são escassos e, além disso, outros fenômenos de vibração podem ocorrer acoplados. Para esses casos, ensaios em túnel de vento podem prover uma estimativa mais correta da resposta da estrutura.

4.2.1 Dedução das expressões e comentários

Como as Propostas III A e B são bastante semelhantes no que tange a definição de parâmetros, nesta seção só será exposto o que há de diferente com relação à seção 4.1.2. Dessa forma, ao invés da equação 4.7, parte-se da equação 4.22, que fornece o desvio padrão do deslocamento, e não a resposta de pico. Além disso, o parâmetro de amortecimento aerodinâmico considerado será o K_{a0} e não o K_a . A relação entre esses dois parâmetros é encontrada na equação 3.12, ou seja: $K_a = K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right]$.

$$\frac{\sigma_y}{d_0} = \frac{\frac{\tilde{C}_l(d_0) \varphi(h) \rho d_0^2}{8\pi^2 St^2 m_0} \left[\frac{\sqrt{\pi} l}{2(\lambda + 2)} \right]^{1/2} \phi(B, V/V_{cr})}{\left[\frac{1}{h} \int_0^h \varphi^2(z) dz \right]^{1/2} \left[\xi_e - K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right] \frac{\rho d_0^2}{m_0} \right]^{1/2}} \quad (4.22)$$

Visando maior simplificação e considerando os comentários da seção 4.1.2, a equação 4.22 pode ser reescrita como a equação 4.23:

$$\frac{\sigma_y}{d_0} = \frac{\frac{C}{St^2} \sqrt{\frac{\rho^2 d_0^5}{m_0^2 h}}}{\sqrt{\xi_e - K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right] \frac{\rho d_0^2}{m_0}}} = \frac{\frac{C}{St^2} \sqrt{\frac{\rho d_0^3}{m_0 h K_{a0}}}}{\sqrt{K - 1 \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right]}} \quad (4.23)$$

sendo:

$$\sqrt{\frac{\left(\frac{m_0^2 h}{\rho^2 d_0^5} \right) \left\{ \xi_e - K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right] \frac{\rho d_0^2}{m_0} \right\}}{\left(\frac{m_0 h K_{a0}}{\rho d_0^3} \right) \left\{ \frac{m_0 \xi_e}{\rho d_0^2 K_{a0}} - 1 \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right] \right\}}} = \sqrt{\frac{\left(\frac{m_0 h}{\rho d_0^3} \right) \left\{ \frac{m_0 \xi_e}{\rho d_0^2} - K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right] \right\}}{\left(\frac{m_0 h K_{a0}}{\rho d_0^3} \right) \left\{ K - 1 \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right] \right\}}};$$

Deve-se observar que os valores do parâmetro C da proposta III-A são diferentes dos valores do parâmetro exposto em III-B. Os símbolos não são diferentes devido ao fato de as seções 4.1 e 4.2 descreverem os textos propostos para a NBR-6123. Assim, $C_{III-A} = \frac{g_y}{St^2} C_{III-B}$.

A alteração entre K_{a0} e K_a é necessária quando se quer tratar da resposta em termos de grandes amplitudes (efeito de captura), pois como se observa na equação acima, quando o deslocamento atinge o deslocamento limite, o parâmetro de amortecimento aerodinâmico se anula, o que, segundo Basu e Vickery (1983) deve acontecer. A Proposta III-A não dimensiona estruturas dentro do regime de grandes amplitudes, pois quando a relação $\sqrt{\xi_e - K_a \frac{\rho d_0^2}{m_e}}$ tende a zero, o deslocamento da estrutura cresce exponencialmente, e quando essa relação se torna negativa, a raiz não permite que se obtenha uma resposta.

A parcela entre os colchetes da relação $K_a = K_{a0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_y(z)}{\sigma_{lim}(z)} \right)^2 \right]$ permite que se tome em consideração o efeito de captura, entretanto a resposta direta não é possível, dado que em ambos os lados da equação 4.23 aparece o termo σ_y . Sendo assim, visando a simplificação do problema, Vickery e Basu (1983a) informam que a equação 4.23 pode ser dividida em duas equações: a 4.24, para $K > 1$, que representa a zona de vibração forçada e pequenas amplitudes e a 4.25 para $K < 1$, que representa as grandes amplitudes. Deve-se observar que a organização dos termos está diferente do apresentado nos artigos de Vickery e Basu.

$$\frac{\sigma_y}{d_0} = \sqrt{\frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K - 1)}} \quad (4.24)$$

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_{lim}} = \frac{\sigma_y}{d_0 \alpha} \rightarrow \frac{\sigma_y}{d_0} = \alpha \sqrt{1 - K} = 0,4 \sqrt{1 - K} \quad (4.25)$$

onde:

$\alpha \cong 0,4$ – amplitude limite normalizada para torres e chaminés;

Entretanto, essas equações ainda não fornecem a resposta quando $K = 1$. Além disso, se observou em análises com dados de escala real que quando $0,95 < K < 1,05$, os valores de deslocamento ficam bastante baixos em relação ao esperado. Por esse motivo, se tomou 0,95 e 1,05 como balizamento para as equações 4.18 e 4.19, respectivamente. A figura 4.5 apresenta a diferença observada entre os valores obtidos com as equações 4.18 e 4.19 e a equação 4.16 para uma das estruturas analisadas. Esse balizamento faz com que a diferença entre os deslocamentos obtidos por essas equações seja menor que 10%.

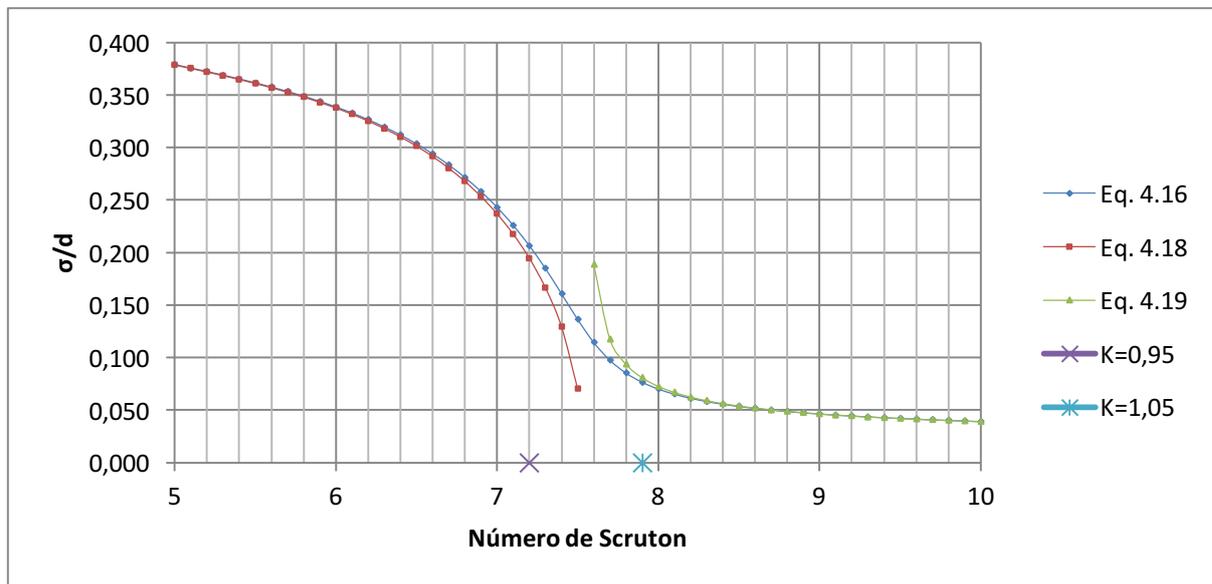


Figura 4.5 – Diferença entre as equações simplificadas e universal, quando $0,95 < K < 1,05$.

Apesar de informar as duas equações para as diferentes zonas de vibração, os trabalhos de Vickery e Basu não fornecem uma equação simples e universal. Entretanto, tal equação é fornecida no Método II do Eurocódigo (2010) e no Método do CICIND (2002a). Para este trabalho foi feita a dedução de uma equação universal que incluísse as equações 4.24 e 4.25

utilizando propriedades das raízes. Esse processo, descrito em detalhes a seguir, resultou nas mesmas equações fornecidas pelo Eurocódigo (2010) e CICIND (2002a).

A principal premissa quando se quer unir duas equações bastante diferentes em uma só é criar uma soma entre elas e garantir que o termo de maior impacto seja anulado quando a estrutura não está em seu regime. Para este caso, o termo que representa as grandes amplitudes, desconsiderando o fator de pico, é 60 vezes maior que o de pequenas amplitudes, ou seja, este termo deve ser anulado quando se tratar da zona de pequenas amplitudes, enquanto que o termo de pequenas amplitudes não influenciará na resposta quando se tratar de grandes amplitudes. Uma solução interessante para isso é dividir o termo de grandes amplitudes em uma soma de duas metades, sendo que uma delas é dada por seu módulo, conforme apresentado na equação 4.26. Além disso, a equação 4.26 apresenta a variância, e não o desvio padrão. Essa premissa é importante, pois conforme a equação 3.17, o método de Vickery e Basu fornece a resposta em termos de variância, então convertida para desvio padrão ou valor r.m.s posteriormente.

$$\left(\frac{\sigma_y}{d_0}\right)^2 = \frac{\alpha^2}{2}(1-K) + \sqrt{\left[\frac{\alpha^2}{2}(1-K)\right]^2} + \frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K-1)} \quad (4.26)$$

Como se pode observar na equação acima, quando tratar-se de $K < 1$, ambos o primeiro e segundo termos serão positivos e irão se somar, enquanto que quando $K > 1$, o primeiro termo será negativo e será anulado pelo segundo, o qual é positivo. Assim, a resposta da estrutura será dada somente pelo valor obtido pelo terceiro termo. Entretanto, caso K seja maior que 1, mas com um valor muito próximo de 1, como 1,0001, o terceiro termo da equação acima gerará um pico bastante pronunciado, o que não condiz com o esperado pelo método, pois as vibrações nesse caso seriam maiores que no regime de grandes amplitudes. Esse erro é considerado por Vickery e Basu (1983b), e apresentado neste trabalho na seção 3.2.2, mais precisamente na descrição da equação 3.23, a qual informa que erros da ordem de 1000% podem aparecer quando $K \approx 1$.

Dessa forma, buscando uma melhor continuidade da equação 4.26, decidiu-se reduzir a influência e ordem do termo que carrega a expressão $1/(K-1)$, dividindo o terceiro termo da equação 4.26 em dois. Assim, se elevou todo o terceiro termo ao quadrado, o inserindo dentro de uma raiz. O resultado é apresentado na equação 4.27:

$$\left(\frac{\sigma_y}{d_0}\right)^2 = \frac{\alpha^2}{2}(1-K) + \sqrt{\left[\frac{\alpha^2}{2}(1-K)\right]^2} + \sqrt{\left[\frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K-1)}\right]^2} \quad (4.27)$$

Segundo as propriedades das raízes quadradas, a soma de duas raízes é dada pela seguinte relação: $\sqrt{x} + \sqrt{y} = \sqrt{x + y + 2\sqrt{xy}}$. Sendo assim, o segundo e terceiro termos da equação 4.27 podem ser reescritos da seguinte forma:

$$\sqrt{\left[\frac{\alpha^2}{2}(1-K)\right]^2 + \left[\frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K-1)}\right]^2} + 2\sqrt{\left[\frac{\alpha^2}{2}(1-K)\right]^2 \left[\frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K-1)}\right]^2} \quad (4.28)$$

Sabendo-se que $(1-K)^2 = (K-1)^2$, e rearranjando-se o terceiro termo da equação 4.28, o resultado é apresentado em 4.29:

$$2\sqrt{\left[\frac{\alpha^2}{2}(1-K)\right]^2 \left[\frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K-1)}\right]^2} = \frac{\alpha^2 C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4} \quad (4.29)$$

Substituindo-se a equação 4.29 na equação 4.28, tem-se então a equação 4.30:

$$\sqrt{\left[\frac{\alpha^2}{2}(1-K)\right]^2 + \left[\frac{C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4 (K-1)}\right]^2} + \frac{\alpha^2 C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0} St^4} \quad (4.30)$$

Analisando-se os três termos da equação 4.30, verifica-se que a ordem do segundo termo é mais de 1000 vezes menor que a ordem da resposta da estrutura como um todo (excetuando-se o caso em que $K \approx 1$, onde ocorre o pico que se sabe estar errado e se quer retirar), o que permite que se anule este termo bem como o pico proporcionado por ele, sem nenhum dano às respostas fornecidas pela equação. Sendo assim, a equação 4.27 pode ser reescrita conforme apresentado na equação 4.31, já transformada para desvio padrão.

$$\frac{\sigma_y}{d_0} = \sqrt{\frac{\alpha^2}{2}(1-K) + \sqrt{\left[\frac{\alpha^2}{2}(1-K)\right]^2 + \frac{\alpha^2 C^2 \rho d_0^3}{m_0 h K_{a0}}} \quad (4.31)$$

Diferentemente da Proposta III-A, esta proposta não considera que a estrutura esteja no regime de vibração forçada, ou pequenas amplitudes. Assim, deve-se considerar que o fator de pico varia conforme o valor de K , conforme apresentado na figura 3.5. Ruscheweyh e Sedlacek (1988) propuseram uma equação que se ajusta quase que perfeitamente à curva

proposta na figura 3.5. Essa equação é a mesma utilizada no Eurocódigo (2010) (equação 3.28) e proporciona a evolução suave do fator de pico em função de K . Entretanto, um pequeno ajuste foi feito nessa equação visando uma aplicação mais prática, o que resultou na equação 4.20.

Ao contrário da Proposta III-A, esta proposta não considera uma equação para o parâmetro C , e sim um quadro mostrando sua variação em função dos regimes e da velocidade crítica. Além disso, a Proposta III-B não embute o número de Strouhal dentro do coeficiente C , pois caso seja lançado um suplemento para a NBR-6123 contendo variações do método para diferentes seções, a transição e adaptação será mais fácil.

Como se percebe na equação 4.4, C depende de 4 parâmetros: o coeficiente de sustentação \tilde{C}_L , o comprimento de correlação l e o parâmetro de largura de banda B , além do número de Strouhal. \tilde{C}_L está dividido em três regiões de Reynolds, cada uma considerada em um intervalo no quadro 4.4. l também está separado em três zonas, as quais coincidem com os intervalos de \tilde{C}_L , assim, ambos parâmetros podem ser fundidos. Entretanto, l também depende da turbulência do escoamento, sendo que seu valor é dobrado quando o escoamento passa de turbulento para suave (quadro 4.3), conforme observado por Ribeiro (1989). Assim, separou-se também o coeficiente C entre escoamento com alta e baixa turbulência. Ao se simplificar o quadro 4.2 para $\phi = 3$ para escoamento com baixa turbulência e $\phi = 2$ para escoamento com alta turbulência, permitiu-se acoplar ϕ no parâmetro C apresentado no quadro 4.4.

Conforme apresentado na figura 3.1, K_{a0} varia com Reynolds, sendo que, simplificada, $K_{a0\text{ máx}}$ é aproximadamente 2 quando $Re \leq 2 \cdot 10^5$ e 1,2 para maiores valores de Re . Entretanto, K_{a0} também varia com a turbulência, sendo que o quadro 4.1 e a figura 3.3 podem ser simplificados para os valores de K_{a0} apresentados no quadro 4.4. A dedução dessa consideração da turbulência é explicada na seção 4.1.2.

A consideração da turbulência, apresentada no quadro 4.4 é feita através da magnitude de V_{cr} . Códigos como CICIND (2002b) e o NBC (1985), consideram que para V_{cr} abaixo de 10 m/s (o CICIND (2002b) considera 10m/s somente para Categoria I, sendo 7 m/s considerado para outras categorias) a turbulência é muito baixa, sendo a intensidade de turbulência I_1 da ordem de 0%. Partindo-se desse parâmetro, e considerando que o CICIND (2002a) e o NBC (1985) utilizam média horária, enquanto que a Proposta III-B utiliza média de 10 minutos na

obtenção do V_0 , converteu-se os 10 m/s da média horária para 10 minutos, resultando em aproximadamente 10,5 m/s, que simplificado é 11m/s, conforme apresentado no quadro 4.4. Quando a velocidade do escoamento é baixa, é provável que exista gradientes de temperatura, o que produz níveis baixos de turbulência, aumentando os movimentos induzidos por vórtices, segundo o NBC (1985).

5 COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS

5.1 APLICAÇÃO DOS MÉTODOS EM ESTRUTURAS REAIS

Esta seção apresenta a aplicação dos métodos apresentados nas normas e códigos tratados no capítulo 3, bem como a Proposta III-B para a NBR-6123 descrita no capítulo 4.2. A Proposta III-A não foi aplicada, pois o método não se aplica a estruturas com baixos Scruton, e, para os casos de Scruton mais elevados, as respostas são idênticas às calculadas pela Proposta III-B.

Para fins de comparação, foram escolhidas estruturas com valores baixos de Scruton, cujas amplitudes foram medidas ou observadas em diversos trabalhos. Estruturas com baixo Scruton (normalmente chaminés metálicas) foram escolhidas por terem menor massa e amortecimento estrutural, o que permite que grandes amplitudes de vibração sejam atingidas. Além disso, as medições e observações da amplitude do topo de grande parte das estruturas escolhidas ultrapassa o limite de 5% do diâmetro, valor este limite superior para a região de vibração forçada. O quadro 5.1 apresenta as bibliografias para cada um dos 42 exemplos apresentados neste trabalho.

Deve-se observar que nos exemplos 27 e 28 as amplitudes reduzidas apresentadas por Hansen (1998) diferem das apresentadas por Pritchard (1984). No exemplo 27, isso aconteceu devido ao diâmetro da estrutura ser diferente nos dois trabalhos. Como Hansen (1998) informa que obteve dados via contato direto com Pritchard, presumiu-se que Hansen (1998) corrigiu alguns possíveis erros em Pritchard (1984). Assim, para os exemplos 27 e 28, tomou-se os valores apresentados por Hansen (1998).

Quadro 5.1 – Referências bibliográficas para cada um dos exemplos.

Ex. Referência	Ex. Referência
1 Ruscheweyh (1994)	22 Nakagawa et al. (1963)
2 Ruscheweyh e Galemann (1996)	23 Nakagawa et al. (1963)
3 Frandsen (1979 apud Dyrbye e Hansen, 1997)	24 Scruton (1955 apud Pritchard, 1984)
4 Frandsen (1979 apud Dyrbye e Hansen, 1997)	25 Hirsch e Ruscheweyh (1975)
5 Frandsen (1979 apud Dyrbye e Hansen, 1997)	26 Hirsch e Ruscheweyh (1975)
6 Frandsen (1979 apud Dyrbye e Hansen, 1997)	27 Pritchard (1984) e Hansen (1998)
7 Frandsen (1979 apud Dyrbye e Hansen, 1997)	28 Pritchard (1984) e Hansen (1998)
8 Frandsen (1979 apud Dyrbye e Hansen, 1997)	29 Ozker e Smith (1956 apud Pritchard, 1984)
9 Ciesielski et al. (1992)	30 Dickey e Woodruff(1954 apud Pritchard, 1984)
10 Ciesielski et al. (1992)	31 Pritchard (1984)
11 Basu (1983)	32 Pritchard (1984)
12 Hansen (1998)	33 van Koten (1979 apud Pritchard, 1984)
13 Hansen (1998)	34 van Koten (1979 apud Pritchard, 1984)
14 Hansen (1998)	35 van Koten (1979 apud Pritchard, 1984)
15 Langer et al. (1996 apud Verboom e van Koten, 2010)	36 Zorrilla (1972 apud Pritchard, 1984)
16 Langer et al. (1996 apud Verboom e van Koten, 2010)	37 Pritchard (1984)
17 Hansen (1998)	38 Hansen (1998)
18 Langer et al. (1996 apud Verboom e van Koten, 2010)	39 Hansen (1998)
19 Langer et al. (1996 apud Verboom e van Koten, 2010)	40 Hansen (1998)
20 Nakagawa et al. (1963)	41 Pritchard 1984
21 Nakagawa et al. (1963)	42 Zorrilla (1972 apud Pritchard, 1984)

O quadro 5.2 apresenta o resumo da comparação entre as 42 estruturas estudadas. Ele apresenta os valores de deslocamentos adimensionalizados pelo diâmetro do topo medidos em escala real para cada uma das estruturas e compara com os resultados obtidos através dos procedimentos de cálculo apresentados neste trabalho.

Nas colunas ‘Dados – Medido’ e ‘Dados – Observado’ são apresentados os valores dos deslocamentos do topo de cada estrutura em função de seu diâmetro. Os dados medidos foram obtidos através de instrumentação adequada da estrutura, enquanto que os dados observados foram obtidos de estruturas que não possuíam tais instrumentos, sendo feitas estimativas.

Nas colunas ‘Ruscheweyh – Eurocode I’ e ‘Ruscheweyh – NBR I’ são apresentados os valores do deslocamento normalizado pelo diâmetro obtidos segundo o modelo de comprimento de correlação, o qual é adotado no Método I do Eurocódigo (2010) e na Proposta I para a NBR-6123 descrita em Blessmann (2005) e Paluch (1999). Pode-se observar que os deslocamentos calculados por este modelo ficam muito abaixo dos valores medidos em estruturas reais, sendo que só 15 dos 42 casos estão a favor da segurança para o Método I do

Eurocódigo (2010), e somente 11 estão a favor da segurança ao se utilizar o método fornecido pela Proposta I da NBR-6123.

As colunas incluídas em ‘Vickery e Basu (grandes e pequenas amplitudes)’ apresentam os resultados obtidos utilizando a Proposta III-B da NBR-6123, o Método II do Eurocódigo (2010) e o Método do CICIND (2002a). Respectivamente, cada método forneceu 40, 39 e 37 respostas a favor da segurança. Deve-se observar que nos dois casos em que a Proposta III-B não atingiu o deslocamento medido, os erros foram de 1% e 3%, enquanto que no Método II do Eurocódigo (2010) e no Método do CICIND (2002a), os valores calculados chegam a ser 2,5 e 4 vezes menores que os medidos, respectivamente.

Já nas colunas situadas em ‘Vickery e Basu (pequenas amplitudes)’, observa-se a incapacidade de estes métodos dimensionarem estruturas com baixo amortecimento. Para os casos apresentados, o NBC (1985) dimensiona quatro estruturas, sendo somente duas a favor da segurança, enquanto que a Proposta II da NBR-6123 (PALUCH, 1999) dimensiona somente três, sendo também duas a favor da segurança.

Nos quadros 5.3 a 5.6 são apresentadas as mesmas estruturas, entretanto com suas características estruturais. Os cálculos e coeficientes utilizados para cada método são apresentados no Apêndice A.

Uma simplificação importante feita na aplicação dos métodos foi com relação ao número de Strouhal, que é um parâmetro mais facilmente controlado e mais conhecido que C e K_{a0} . Ao se analisar o método de Vickery e Basu, é possível perceber que as previsões dos deslocamentos das estruturas variam com o quadrado de Strouhal, fazendo com que uma pequena variação neste parâmetro cause uma mudança bastante considerável nos deslocamentos. Dessa forma, visando simplificação e maior sensibilidade de comparação entre os coeficientes utilizados nos diferentes métodos, fixou-se o valor de Strouhal em 0,2 para quaisquer valores de Reynolds para todos os métodos. Mesmo assim, deve-se observar que o Eurocódigo (2010) utiliza Strouhal igual a 0,18 e que o NBC (1985) e a segunda proposta para a NBR-6123 (PALUCH, 1999) possuem um artifício para modificá-lo.

Quadro 5.2 – Resumo das respostas em termos do deslocamento do topo (\hat{y}/d_0) versus calculadas, segundo diferentes procedimentos de cálculo.

Ex.	Dados		Ruscheweyh		V & B (grandes e peq. amplitudes)			V & B (peq. amplit.)	
	Medido	Observ.	Eurocode I	NBR I	NBR III B	Eurocode II	CICIND	NBC 1985	NBR II
1	0,25	0,00	0,28	0,28	0,53	0,53	0,54	-	-
2	0,15	0,00	0,18	0,16	0,52	0,47	0,52	-	-
3	0,02	0,00	0,10	0,08	0,48	0,47	0,44	-	-
4	0,03	0,00	0,08	0,01	0,37	0,35	0,32	-	-
5	0,01	0,00	0,02	0,01	0,14	0,03	0,04	0,48	0,18
6	0,04	0,36	0,14	0,13	0,50	0,49	0,49	-	-
7	0,00	0,42	0,08	0,05	0,48	0,45	0,49	-	-
8	0,00	0,28	0,07	0,04	0,47	0,39	0,47	-	-
9	0,00	0,20	0,07	0,05	0,33	0,43	0,33	-	-
10	0,00	0,37	0,16	0,02	0,44	0,44	0,46	-	-
11	0,17	0,00	0,04	0,02	0,37	0,33	0,04	0,03	0,02
12	0,00	0,23	0,06	0,04	0,45	0,43	0,44	-	-
13	0,25	0,00	0,05	0,03	0,44	0,31	0,43	-	-
14	0,00	0,31	0,07	0,07	0,40	0,13	0,33	0,07	-
15	0,38	0,00	0,13	0,12	0,51	0,45	0,51	-	-
16	0,48	0,00	0,12	0,08	0,47	0,46	0,46	-	-
17	0,25	0,00	0,19	0,19	0,52	0,52	0,53	-	-
18	0,03	0,00	0,02	0,01	0,08	0,03	0,03	0,10	0,04
19	0,07	0,00	0,09	0,01	0,37	0,37	0,33	-	-
20	0,06	0,00	0,15	0,11	0,41	0,47	0,44	-	-
21	0,06	0,00	0,23	0,18	0,45	0,50	0,49	-	-
22	0,06	0,00	0,11	0,07	0,38	0,45	0,40	-	-
23	0,02	0,00	0,10	0,08	0,39	0,46	0,42	-	-
24	0,25	0,00	0,15	0,08	0,51	0,46	0,54	-	-
25	0,20	0,00	0,18	0,14	0,46	0,50	0,50	-	-
26	0,46	0,00	0,39	0,40	0,54	0,54	0,55	-	-
27	0,33	0,00	0,37	0,37	0,51	0,53	0,55	-	-
28	0,50	0,00	0,07	0,03	0,48	0,49	0,48	-	-
29	0,22	0,00	0,53	0,37	0,50	0,53	0,54	-	-
30	0,29	0,00	0,04	0,02	0,40	0,38	0,10	-	-
31	0,21	0,00	0,15	0,12	0,51	0,44	0,53	-	-
32	0,17	0,00	0,09	0,07	0,48	0,47	0,43	-	-
33	0,25	0,00	0,31	0,14	0,52	0,49	0,55	-	-
34	0,40	0,00	0,07	0,04	0,50	0,44	0,53	-	-
35	0,40	0,00	0,18	0,02	0,50	0,50	0,54	-	-
36	0,17	0,00	0,05	0,03	0,42	0,40	0,22	-	-
37	0,18	0,00	0,34	0,35	0,51	0,53	0,55	-	-
38	0,28	0,00	0,64	0,09	0,51	0,52	0,55	-	-
39	0,30	0,00	0,25	0,25	0,53	0,52	0,54	-	-
40	0,45	0,00	0,13	0,09	0,51	0,52	0,53	-	-
41	0,25	0,00	0,15	0,14	0,51	0,50	0,50	-	-
42	0,25	0,00	0,06	0,04	0,43	0,41	0,29	-	-

Quadro 5.3 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 1 a 12, com respectivas características estruturais (valores em cinza são estimados).

Exemplo		1	2	3	4	5	6
Propriedades	m0 [kg/m]	340,00	87,00	885,70	241,29	782,60	1069,07
	ξ	0,0019	0,0019	0,0022	0,0054	0,0094	0,0022
	Sc	1,62	2,10	4,07	10,76	15,14	3,03
	St	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
	d [m]	2,00	0,91	2,20	1,10	2,20	2,80
	h [m]	52,00	28,00	50,00	45,00	54,00	64,00
	λ	26,00	30,77	22,73	40,91	24,55	22,86
	f [Hz]	0,75	1,70	0,92	0,63	0,61	0,58
	Vcr [m/s]	7,50	7,74	10,12	3,47	6,71	8,12
	Re	1,1E+06	4,9E+05	1,6E+06	2,7E+05	1,0E+06	1,6E+06
	ρ [kg/m ³]	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
y/d	Medido	0,25	0,15	0,02	0,03	0,01	0,04
	Observado						0,36
	Eurocode I	0,28	0,18	0,10	0,08	0,02	0,14
	NBR I	0,28	0,16	0,08	0,01	0,01	0,13
	NBR III	0,53	0,52	0,48	0,37	0,14	0,50
	Eurocode II	0,53	0,47	0,47	0,35	0,03	0,49
	CICIND	0,54	0,52	0,44	0,32	0,04	0,49
	NBC	-	-	-	-	0,48	-
NBR II	-	-	-	-	0,18	-	
Exemplo		7	8	9	10	11	12
Propriedades	m0 [kg/m]	494,00	389,47	200,35	136,34	5137,45	598,23
	ξ	0,0048	0,0040	0,0048	0,0032	0,0032	0,0048
	Sc	4,08	4,77	6,10	6,50	10,40	5,88
	St	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
	d [m]	2,40	1,80	1,25	0,82	3,96	2,20
	h [m]	75,00	56,00	26,00	30,00	80,00	56,00
	λ	31,25	31,11	20,80	36,76	20,20	25,45
	f [Hz]	0,37	0,49	1,88	1,06	0,53	0,62
	Vcr [m/s]	4,44	4,41	11,75	4,32	10,49	6,82
	Re	7,5E+05	5,6E+05	1,0E+06	2,5E+05	2,9E+06	1,1E+06
	ρ [kg/m ³]	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
y/d	Medido					0,17	
	Observado	0,42	0,28	0,20	0,37		0,23
	Eurocode I	0,08	0,07	0,07	0,16	0,04	0,06
	NBR I	0,05	0,04	0,05	0,02	0,02	0,04
	NBR III	0,47	0,47	0,33	0,44	0,37	0,45
	Eurocode II	0,45	0,39	0,43	0,44	0,33	0,43
	CICIND	0,49	0,47	0,33	0,46	0,04	0,44
	NBC	-	-	-	-	0,03	-
NBR II	-	-	-	-	0,02	-	

Quadro 5.4 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 13 a 24, com respectivas características estruturais (valores em cinza são estimados).

Exemplo		13	14	15	16	17	18
Propriedades	m0 [kg/m]	483,86	362,13	89,82	203,49	319,20	347,36
	ξ	0,0032	0,0064	0,0024	0,0024	0,0024	0,0199
	Sc	6,00	8,87	2,56	7,33	1,90	17,23
	St	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
	d [m]	1,60	1,61	0,91	0,81	2,00	2,00
	h [m]	50,00	12,50	28,00	35,00	60,00	60,00
	λ	31,25	7,76	30,63	43,05	30,00	30,00
	f [Hz]	0,60	0,73	1,72	0,61	0,80	0,77
	Vcr [m/s]	4,80	5,88	7,86	2,49	8,02	7,70
	Re	5,4E+05	6,6E+05	5,0E+05	1,4E+05	1,1E+06	1,1E+06
	ρ [kg/m ³]	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
y/d	Medido	0,25		0,38	0,48	0,25	0,03
	Observado		0,31				
	Eurocode I	0,05	0,07	0,13	0,12	0,19	0,02
	NBR I	0,03	0,07	0,12	0,08	0,19	0,01
	NBR III	0,44	0,40	0,51	0,47	0,52	0,08
	Eurocode II	0,31	0,13	0,45	0,46	0,52	0,03
	CICIND	0,43	0,33	0,51	0,46	0,53	0,03
	NBC	-	0,07	-	-	-	0,10
NBR II	-	-	-	-	-	0,04	
Exemplo		19	20	21	22	23	24
Propriedades	m0 [kg/m]	232,16	2184,84	1832,87	1365,59	1347,51	187,54
	ξ	0,0048	0,0048	0,0045	0,0060	0,0051	0,0021
	Sc	10,71	4,00	2,90	4,90	4,50	2,60
	St	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
	d [m]	1,02	5,10	5,30	4,10	3,90	1,22
	h [m]	38,00	90,00	91,15	83,00	77,00	46,00
	λ	37,40	17,65	17,20	20,24	19,74	37,70
	f [Hz]	0,68	0,75	0,68	1,15	0,69	0,90
	Vcr [m/s]	3,45	19,13	17,89	23,58	13,49	5,49
	Re	2,5E+05	6,8E+06	6,6E+06	6,8E+06	3,7E+06	4,7E+05
	ρ [kg/m ³]	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
y/d	Medido	0,07	0,06	0,06	0,06	0,02	0,25
	Observado						
	Eurocode I	0,09	0,15	0,23	0,11	0,10	0,15
	NBR I	0,01	0,11	0,18	0,07	0,08	0,08
	NBR III	0,37	0,41	0,45	0,38	0,39	0,51
	Eurocode II	0,37	0,47	0,50	0,45	0,46	0,46
	CICIND	0,33	0,44	0,49	0,40	0,42	0,54
	NBC	-	-	-	-	-	-
NBR II	-	-	-	-	-	-	

Quadro 5.5 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 25 a 36, com respectivas características estruturais (valores em cinza são estimados).

Exemplo		25	26	27	28	29	30
Propriedades	m0 [kg/m]	1975,35	567,00	631,14	35,01	765,00	970,00
	ξ	0,0049	0,0021	0,0021	0,0030	0,0050	0,0060
	Sc	2,70	1,30	1,40	6,60	1,60	8,59
	St	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
	d [m]	6,00	3,00	3,05	0,40	4,88	2,60
	h [m]	145,00	74,00	72,00	36,00	91,50	76,00
	λ	24,17	24,67	23,61	90,00	18,75	29,23
	f [Hz]	0,50	0,70	0,80	0,40	1,00	0,60
	Vcr [m/s]	15,00	10,50	12,20	0,80	24,40	7,80
	Re	6,3E+06	2,2E+06	2,6E+06	2,2E+04	8,3E+06	1,4E+06
	ρ [kg/m ³]	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
y/d	Medido	0,20	0,46	0,33	0,50	0,22	0,29
	Observado						
	Eurocode I	0,18	0,39	0,37	0,07	0,53	0,04
	NBR I	0,14	0,40	0,37	0,03	0,37	0,02
	NBR III	0,46	0,54	0,51	0,48	0,50	0,40
	Eurocode II	0,50	0,54	0,53	0,49	0,53	0,38
	CICIND	0,50	0,55	0,55	0,48	0,54	0,10
	NBC	-	-	-	-	-	-
NBR II	-	-	-	-	-	-	
Exemplo		31	32	33	34	35	36
Propriedades	m0 [kg/m]	382,98	451,21	229,86	140,54	138,45	1298,94
	ξ	0,0021	0,0030	0,0021	0,0021	0,0021	0,0049
	Sc	2,80	4,20	1,90	2,90	3,10	7,60
	St	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
	d [m]	1,68	1,80	1,58	1,00	0,96	2,90
	h [m]	43,50	46,00	60,00	60,00	75,00	76,00
	λ	25,89	25,56	37,97	60,00	78,13	26,21
	f [Hz]	0,50	0,90	0,50	0,60	0,80	0,70
	Vcr [m/s]	4,20	8,10	3,95	3,00	3,84	10,15
	Re	4,9E+05	1,0E+06	4,4E+05	2,1E+05	2,6E+05	2,1E+06
	ρ [kg/m ³]	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
y/d	Medido	0,21	0,17	0,25	0,40	0,40	0,17
	Observado						
	Eurocode I	0,15	0,09	0,31	0,07	0,18	0,05
	NBR I	0,12	0,07	0,14	0,04	0,02	0,03
	NBR III	0,51	0,48	0,52	0,50	0,50	0,50
	Eurocode II	0,44	0,47	0,49	0,44	0,50	0,40
	CICIND	0,53	0,43	0,55	0,53	0,54	0,22
	NBC	-	-	-	-	-	-
NBR II	-	-	-	-	-	-	

Quadro 5.6 – Deslocamentos do topo (\hat{y}/d_0) medidos versus calculados para exemplos 37 a 42, com respectivas características estruturais (valores em cinza são estimados).

Exemplo		37	38	39	40	41	42
Propriedades	m_0 [kg/m]	310,71	116,31	223,31	164,87	300,00	780,00
	ξ	0,0021	0,0021	0,0021	0,0021	0,0030	0,0050
	Sc	1,40	2,40	1,80	4,20	2,77	6,75
	St	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20
	d [m]	2,14	1,00	1,60	0,90	1,80	2,40
	h [m]	55,00	40,00	40,00	65,00	43,00	56,00
	λ	25,70	40,00	25,00	72,22	23,89	23,33
	f [Hz]	1,10	0,70	1,30	0,30	1,00	0,83
	V_{cr} [m/s]	11,77	3,50	10,40	1,35	9,00	9,96
	Re	1,8E+06	2,5E+05	1,2E+06	8,5E+04	1,1E+06	1,7E+06
	ρ [kg/m ³]	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
	y/d	Medido	0,18	0,28	0,30	0,45	0,25
Observado							
Eurocode I		0,34	0,64	0,25	0,13	0,15	0,06
NBR I		0,35	0,09	0,25	0,09	0,14	0,04
NBR III		0,51	0,51	0,53	0,51	0,51	0,43
Eurocode II		0,53	0,52	0,52	0,52	0,50	0,41
CICIND		0,55	0,55	0,54	0,53	0,50	0,29
NBC		-	-	-	-	-	-
NBR II	-	-	-	-	-	-	

5.2 COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS E COEFICIENTES

Ao se observar os resultados apresentados no quadro 5.2 é possível observar que os métodos do NBC (1985) e Proposta II da NBR-6123 não conseguem ser aplicados a estruturas com baixos valores de Sc , ou seja, possuem uma grande limitação.

Os métodos baseados no modelo de comprimento de correlação de Ruscheweyh, método I do Eurocódigo e Proposta I da NBR-6123 se aplicam a qualquer estrutura, porém os resultados nem sempre são confiáveis. Ao se aplicar esses métodos nas 42 estruturas escolhidas, mais da metade das previsões de deslocamento ficaram abaixo do que foi realmente medido.

Além disso, esses métodos são bastante sensíveis a pequenas variações nos parâmetros utilizados, causando grandes variações na previsão do deslocamento de topo frente a pequenas variações nos parâmetros. Isso pode ser ilustrado nos exemplos 2 e 15 do quadro 5.2, que apresentam a mesma estrutura, porém em artigos diferentes e com pequena diferença nos parâmetros m_0 (diferença de 2,82 kg/m), ξ_e (diferença de 0,0005) e d (diferença de 0,004 m). No método I do Eurocódigo, a estrutura 2 atingiu $y/d = 0,18$ enquanto a estrutura 15 atingiu $y/d = 0,13$, diferença é muito grande frente às pequenas variações nos parâmetros

apresentados, principalmente com relação ao amortecimento estrutural ξ_e , que é muito difícil de medir ou quantificar com precisão. Já na Proposta I da NBR-6123, $y/d = 0,16$ na estrutura 2, e $y/d = 0,12$ na estrutura 15. Esse caso exemplifica claramente que o modelo de Ruscheweyh amplifica um pequeno erro nos parâmetros ao prever o deslocamento de topo da estrutura.

Os três métodos que obtiveram o maior número de previsões de deslocamento de topo a favor da segurança foram a Proposta III-B, o método II do Eurocódigo (2010) e o método do CICIND (2002a). Entretanto, devido a diferenças nos parâmetros C e K_{a0} , algumas previsões foram diferentes entre os métodos. Por exemplo, a estrutura 11 do quadro 5.2 ao ser aplicada no método do CICIND (2002a), obteve $y/d = 0,04$, frente a $y/d = 0,37$ (Proposta III-B), $y/d = 0,33$ (método II do Eurocódigo) e $y/d = 0,17$ (dado medido no protótipo). Essa diferença ocorreu devido ao valor adotado para K_{a0} , que no CICIND (2002a) para tais características foi de 0,7, enquanto na Proposta III-B foi de 1,2 e no método II do Eurocódigo (2010) foi de 1,0.

No exemplo 14 do quadro 5.2 ocorreu algo semelhante, mas dessa vez no método II do Eurocódigo (2010). Ao invés de prever $y/d = 0,31$ (medição em protótipo), o método II do Eurocódigo (2010) calculou $y/d = 0,13$, também devido ao parâmetro de amortecimento aerodinâmico ser muito baixo para aquele valor de Reynolds $K_{a0} = 0,7$. Já o CICIND (2002a) calculou $y/d = 0,33$ com $K_{a0} = 1,0$ e a Proposta III-B calculou $y/d = 0,39$ com $K_{a0} = 1,2$.

De forma a comparar o erro médio de cada método estudado em cada uma das 42 estruturas, dividiu-se o deslocamento de topo calculado y_{calc} pelo deslocamento de topo medido y_{medido} para cada um dos exemplos. O resultado está apresentado no quadro 5.7, que apresenta também o desvio padrão. Resultados de y_{calc}/y_{medido} menores que 1 indicam que a previsão calculou abaixo do ocorrido. Nesses casos, as células são marcadas em rosa. Nessa comparação não são apresentadas as relações obtidas pelos métodos da Proposta II da NBR-6123 e do NBC 1985, pois estes não podem ser aplicados às estruturas estudadas, não fornecendo então dados suficientes para a análise.

Quadro 5.7 – Relação entre y_{calc}/y_{medido} para as 42 estruturas.

Ex.	Ruscheweyh		V & B (grandes e peq. amplitudes)		
	Eurocode I	NBR I	NBR III B	Eurocode II	CICIND
1	1,11	1,14	2,12	2,11	2,17
2	1,19	1,03	3,38	3,05	3,40
3	6,15	5,05	30,06	29,37	27,51
4	3,28	0,41	14,66	13,93	12,79
5	2,12	1,01	11,46	2,60	3,33
6	0,39	0,36	1,40	1,38	1,36
7	0,18	0,13	1,15	1,07	1,18
8	0,24	0,15	1,68	1,39	1,70
9	0,35	0,24	1,66	2,13	1,66
10	0,44	0,06	1,18	1,19	1,24
11	0,24	0,14	2,14	1,90	0,22
12	0,28	0,18	1,96	1,89	1,93
13	0,21	0,12	1,78	1,23	1,74
14	0,24	0,22	1,28	0,41	1,05
15	0,34	0,30	1,34	1,18	1,33
16	0,25	0,16	0,99	0,96	0,95
17	0,78	0,77	2,10	2,09	2,13
18	0,63	0,28	2,59	1,04	0,89
19	1,27	0,16	5,25	5,25	4,71
20	2,81	2,01	7,46	8,57	8,06
21	3,78	3,01	7,47	8,29	8,19
22	1,82	1,16	6,37	7,52	6,66
23	4,90	4,09	19,73	23,00	20,98
24	0,59	0,33	2,04	1,83	2,14
25	0,92	0,71	2,28	2,51	2,50
26	0,85	0,87	1,16	1,16	1,20
27	1,11	1,14	1,53	1,62	1,67
28	0,13	0,06	0,97	0,98	0,97
29	2,41	1,66	2,27	2,40	2,47
30	0,13	0,07	1,38	1,31	0,36
31	0,70	0,59	2,41	2,09	2,52
32	0,51	0,39	2,81	2,75	2,55
33	1,23	0,56	2,10	1,98	2,22
34	0,18	0,09	1,26	1,10	1,32
35	0,46	0,06	1,25	1,25	1,34
36	0,28	0,16	2,45	2,34	1,31
37	1,89	1,95	2,81	2,96	3,06
38	2,28	0,31	1,84	1,85	1,97
39	0,83	0,85	1,75	1,75	1,78
40	0,30	0,19	1,14	1,15	1,18
41	0,60	0,56	2,03	2,00	1,99
42	0,23	0,15	1,72	1,66	1,16
Média	1,16	0,78	3,91	3,72	3,55
Desv. Pad.	1,34	1,07	5,63	5,74	5,30

Ao se analisar o quadro 5.7, percebe-se que os métodos baseados no modelo de comprimento de correlação possuem um erro médio menor que os baseados no modelo de Vickery e Basu. Entretanto também se observa que na maior parte das vezes os métodos baseados no modelo de Ruscheweyh fornecem resultados muitas vezes abaixo do ocorrido. A Proposta I da NBR-6123 inclusive possui média inferior a 1, ou seja, as respostas calculadas por este método são muitas vezes mais baixas que as medidas nas estruturas.

Embora os métodos baseados no modelo de Vickery e Basu apresentem poucas estruturas preditas abaixo do medido em escala real, o erro médio da relação y_{calc}/y_{medido} é entre 3,5 e 4, com um desvio padrão entre 5 e 6. Ao se observar que em algumas estruturas as relações y_{calc}/y_{medido} são muito elevadas (na ordem de 30) nos métodos baseados no modelo de Vickery e Basu, ou muito pequenas (na ordem de 0,1) nos métodos baseados no modelo de Ruscheweyh, decidiu-se filtrar esses dados discrepantes. Assim, retirou-se 10% (4 estruturas) das relações y_{calc}/y_{medido} mais divergentes em cada um dos métodos analisados. O resultado é então apresentado no quadro 5.8, sendo que as células em verde apresentam as relações que foram retiradas da tabela devido à sua divergência.

O quadro 5.8 apresenta uma relação bem mais favorável para os métodos baseados no modelo de Vickery e Basu, sendo o erro médio da relação y_{calc}/y_{medido} entre 2,1 e 2,3 com desvio padrão da ordem de 1,6. Esse erro médio é bastante aceitável, pois os resultados obtidos por esses métodos são quase em sua totalidade acima do medido em escala real, enquanto que os métodos baseados no modelo de Ruscheweyh, que possuem erro médio e desvio padrão na ordem de 1, fornecem resposta abaixo do medido em escala real para mais da metade das estruturas estudadas.

Além disso, como se tem imprecisão nas medições de alguns parâmetros estruturais (como o amortecimento estrutural) e como nem sempre o fenômeno de desprendimento de vórtices ocorre por completo (como se observa nos exemplos 2 e 15, que representam a mesma estrutura com medições em diferentes períodos, mas com valores de deslocamento medidos completamente diferentes, sendo $y/d = 0,15$ na estrutura 2 e $y/d = 0,38$ na estrutura 15), tal erro médio pode servir também como fator de segurança.

Quadro 5.8 – Relação entre y_{calc}/y_{medido} para 90% das estruturas.

Ex.	Ruscheweyh		V & B (grandes e peq. amplitudes)		
	Eurocode I	NBR I	NBR III B	Eurocode II	CICIND
1	1,11	1,14	2,12	2,11	2,17
2	1,19	1,03	3,38	3,05	3,40
3		5,05			
4	3,28	0,41			
5	2,12	1,01		2,60	3,33
6	0,39	0,36	1,40	1,38	1,36
7	0,18	0,13	1,15	1,07	1,18
8	0,24	0,15	1,68	1,39	1,70
9	0,35	0,24	1,66	2,13	1,66
10	0,44		1,18	1,19	1,24
11	0,24	0,14	2,14	1,90	0,22
12	0,28	0,18	1,96	1,89	1,93
13	0,21	0,12	1,78	1,23	1,74
14	0,24	0,22	1,28	0,41	1,05
15	0,34	0,30	1,34	1,18	1,33
16	0,25	0,16	0,99	0,96	0,95
17	0,78	0,77	2,10	2,09	2,13
18	0,63	0,28	2,59	1,04	0,89
19	1,27	0,16	5,25	5,25	4,71
20	2,81	2,01	7,46		8,06
21	3,78	3,01	7,47	8,29	
22	1,82	1,16	6,37	7,52	6,66
23	4,90	4,09			
24	0,59	0,33	2,04	1,83	2,14
25	0,92	0,71	2,28	2,51	2,50
26	0,85	0,87	1,16	1,16	1,20
27	1,11	1,14	1,53	1,62	1,67
28			0,97	0,98	0,97
29	2,41	1,66	2,27	2,40	2,47
30			1,38	1,31	0,36
31	0,70	0,59	2,41	2,09	2,52
32	0,51	0,39	2,81	2,75	2,55
33	1,23	0,56	2,10	1,98	2,22
34		0,09	1,26	1,10	1,32
35	0,46		1,25	1,25	1,34
36	0,28	0,16	2,45	2,34	1,31
37	1,89	1,95	2,81	2,96	3,06
38	2,28	0,31	1,84	1,85	1,97
39	0,83	0,85	1,75	1,75	1,78
40	0,30	0,19	1,14	1,15	1,18
41	0,60	0,56	2,03	2,00	1,99
42	0,23	0,15	1,72	1,66	1,16
Média	1,11	0,86	2,33	2,14	2,09
Desv. Pad.	1,11	1,10	1,63	1,61	1,54

5.2.1 Comparação entre os métodos baseados no modelo de Vickery e Basu

O NBC (1985), o método II do Eurocódigo (2010), o método do CICIND (2002a) e as Propostas II, III-A e III-B são procedimentos bastante semelhantes, pois são baseados no modelo de Vickery e Basu simplificado. Entretanto, mesmo assim cada um desses métodos possui características diferentes. Assim, buscando uma comparação direta entre esses métodos, é apresentado o quadro 5.9:

Quadro 5.9 – Quadro comparativo entre os diferentes métodos baseados em Vickery e Basu.

Características	NBC 1985	Proposta II	Proposta III-A	Proposta III-B	Eurocode II	CICIND
Pequenas amplitudes	X	X	X	X	X	X
Grandes amplitudes				X	X	X
Varição Ka com turbulência	X	X	X	X		X
Varição C com turbulência	X		X	X		
$d(h)/d(0) > 0,5$	X	X	X	X	X	X
$d(h)/d(0) < 0,5$	X	X				
Varição C com Reynolds			X	X	X	X
Varição Ka com Reynolds			X	X	X	X
Resposta em deslocamento		X	X	X	X	X
Força equivalente	X		X	X	X	X
Expressões simplificadas	X	X	X	X		X
Coefficientes para seção circular	X	X	X	X	X	X
Coefficientes para seção quadrada					X	
Varição do número de Strouhal	X	X				

5.2.2 Comparação entre coeficientes dos métodos baseados em Vickery e Basu

Como o NBC (1985) considera que as estruturas estão situadas no regime ultracrítico, só é possível comparar seu coeficiente C nesse regime. O NBC (1985) informa que $C = 3$ para escoamentos turbulentos e que $C = 6$ para baixa turbulência. Entretanto, conforme a equação 4.6, o C embute π , pois o NBC (1985) fornece a força equivalente e não o deslocamento de topo. Além disso, o coeficiente C do NBC (1985) também embute o fator de pico de 3,9 e a divisão por St^2 . Assim, para fins de comparação, $C = 0,0098$ para escoamento turbulento e $C = 0,0196$ para escoamento com baixa turbulência. Em regime ultracrítico, as Propostas III A e B fornecem exatamente esses valores para os respectivos escoamentos.

Como o Eurocódigo (2010) e o CICIND (2002a) não variam C com a turbulência, é possível comparar C somente para escoamento turbulento, mas pode-se variar o regime de escoamento.

Assim, em regime subcrítico $C = 0,02$, enquanto que nas Propostas III A e B, $C = 0,0261$. Nos regimes crítico e supercrítico, CICIND (2002a) e as Propostas III A e B propõem que C seja interpolado, mas o Eurocódigo (2010) oferece um valor para $Re = 5 \cdot 10^5$, com uma nota que para outros valores, C deve ser interpolado. Para $Re = 5 \cdot 10^5$, o Eurocódigo (2010) indica $C = 0,005$, enquanto o CICIND (2002a) indica $C = 0,013$ via interpolação. As Propostas III A e B, também via interpolação, indicam $C = 0,0097$, valor este intermediário entre CICIND (2002a) e Eurocódigo (2010). Em regime ultracrítico, Eurocódigo (2010) e CICIND (2002a) apresentam $C = 0,01$, enquanto que as Propostas III A e B apresentam $C = 0,0098$, valores estes praticamente equivalentes. A Proposta II para a NBR-6123 fornece seu único coeficiente para escoamento turbulento em regime ultracrítico. Assim como o NBC (1985), o fator de pico e St estão embutidos no coeficiente. Assim, para fins de comparação, o coeficiente C da Proposta II da NBR-6123 equivale a 0,0095. Assim, observa-se que os valores de C entre os procedimentos das normas estão bem coerentes.

Com relação aos parâmetros de amortecimento aerodinâmico K_a e K_{a0} , todos os códigos e normas se baseiam nos mesmos estudos, então seus valores são bastante semelhantes. Existem algumas diferenças na simplificação da curva apresentada na figura 3.1, com o Eurocódigo (2010) considerando o vale na curva, na região de $Re = 5 \cdot 10^5$, enquanto que o CICIND (2002a) e as Propostas III A e B o desconsideram. Quanto à redução de K_a e K_{a0} com a turbulência, o NBC (1985), o CICIND (2002a) e as Propostas III A e B chegam a valores semelhantes.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresenta as considerações finais deste trabalho, comparando e comentando a respeito dos métodos e resultados apresentados.

6.1 COMPARAÇÕES E COMENTÁRIOS SOBRE OS MÉTODOS

Durante as últimas décadas, surgiram diversos modelos para a predição do deslocamento do topo de estruturas frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices. Os dois modelos que mais se destacaram foram propostos na década de 1980, e são os modelos de Ruscheweyh e de Vickery e Basu. Ambos os modelos são apresentados em detalhe neste trabalho, bem como alguns procedimentos de códigos e normas, os quais foram baseados nesses modelos.

A partir da análise dos resultados fornecidos no capítulo 5, observa-se que o modelo de comprimento de correlação fornece valores de deslocamento do topo algumas vezes bastante abaixo dos valores medidos em estruturas reais. Como esse modelo permite o cálculo de estruturas com Scruton baixos, não é recomendada a sua utilização sem a devida atenção. Para estruturas com Scruton maior que 20, as respostas são tão confiáveis quanto as respostas obtidas pelos métodos baseados no modelo de Vickery e Basu, pois a partir desse valor de Scruton as vibrações tendem a ser de pequena amplitude.

Por fornecer a resposta para estruturas com baixo amortecimento estrutural muitas vezes abaixo do medido em estruturas reais, os métodos I do Eurocódigo (2010) e Proposta I da NBR-6123 (BLESSMANN, 2005; PALUCH, 1999) são um tanto inseguros se adotados unicamente e sem uma análise crítica dos resultados. Por esse motivo, caso a adoção da Proposta I para a NBR-6123 seja considerada, deve conter uma nota que permita que somente se utilize em estruturas com Scruton maior que 20. Além disso, deve-se observar que o erro médio da relação y_{calc}/y_{medido} é da ordem de 0,86 para as estruturas observadas, o que indica que as predições são na maior parte das vezes abaixo do medido em protótipo. O mesmo comentário é feito com relação ao Método I do Eurocódigo (2010), mas como esse código possui um segundo método bastante eficaz para estruturas com baixos Scruton, é provável que as estruturas sejam bem dimensionadas.

Além disso, conforme as observações feitas na seção 5.2, os métodos baseados no modelo de comprimento de correlação de Ruscheweyh, são bastante sensíveis a pequenas variações nos parâmetros das estruturas, principalmente com relação ao amortecimento estrutural, que é uma grandeza muito difícil de ser medida ou estimada. Conforme se observa nos exemplos 2 e 15 do quadro 5.2, os quais representam a mesma chaminé, as predições da resposta de topo diferem consideravelmente quando dimensionadas pelos métodos de comprimento de correlação, quando há pequena variação nos dados de entrada para as equações.

Por esse motivo, optou-se neste trabalho por propor a metodologia para o cálculo de força equivalente e de deslocamento máximo do topo para o capítulo 10 da NBR-6123 baseado no modelo de Vickery e Basu. Assim, no capítulo 4 foram feitas duas propostas, a III-A e a III-B. A primeira não permite o cálculo de estruturas com baixos Scruton, sendo feita nos moldes do método do NBC 1985 e da Proposta II (PALUCH, 1999). Entretanto, a Proposta III-A apresenta como vantagem a possibilidade de adotar-se diferentes regimes de escoamento, e não somente o regime ultracrítico. Como as estruturas devem ser dimensionadas segundo sua velocidade crítica, algumas vezes pode ocorrer que o regime seja o subcrítico, o que levaria a coeficientes C superiores aos apresentados no NBC 1985 e Proposta II da NBR-6123. Já a Proposta III-B da NBR-6123 permite também a abordagem de estruturas situadas na zona de grandes amplitudes, com baixos números de Scruton.

Como já discutido anteriormente, modelo de Vickery e Basu pode ser abordado de duas maneiras, considerando a estrutura somente na região de pequenas amplitudes ou considerando a estrutura nas zonas de grandes e pequenas amplitudes. O procedimento do código NBC de 1985 permite que se dimensione somente estruturas com Scruton bastante elevado, assim como a Proposta II e a Proposta III-A da NBR-6123.

Uma abordagem mais abrangente pode ser encontrada no método II do Eurocódigo (2010), no CICIND (2002a) e na Proposta III-B para a NBR-6123. Essas abordagens obtiveram os melhores resultados nos exemplos apresentados no capítulo 5, permitindo que se dimensione e se verifique estruturas com baixo amortecimento, com segurança.

Entretanto, ao se observar os resultados do capítulo 5, pode-se chegar a conclusão de que esses três métodos superdimensionam as respostas. Isso não é verdade, pois em alguns casos o fenômeno não ocorreu por completo ou em sua total magnitude durante o período de observação. Os exemplos 2 (RUSCHEWEYH; GALEMANN, 1996) e 15 (LANGER et al.,

1996 apud VERBOOM; VAN KOTEN, 2010) são a mesma estrutura, porém observada em diferentes momentos. No exemplo 2, $\frac{y}{d} = 0,154$ enquanto que no exemplo 15, $\frac{y}{d} = 0,38$. A mesma estrutura foi observada por Galemann e Ruscheweyh (1992) entre 1987 e 1990, obtendo uma amplitude máxima de $\frac{y}{d} = 0,14$. Isso permite concluir que os métodos não estão superdimensionando as estruturas, dado que o fenômeno de captura pode chegar a valores de deslocamento de topo da ordem de 40% do diâmetro da estrutura, mesmo que esse valor não tenha sido medido durante o período de observação.

O Método II do Eurocódigo (2010) é o procedimento mais conservador desses três, pois ele não considera que o parâmetro de amortecimento aerodinâmico K_{a0} pode ser reduzido pela turbulência. Sendo assim, esse método sempre considera que a estrutura está situada em um escoamento de baixa turbulência. Além disso, o Eurocode (2010) considera que Strouhal equivale a 0,18, valor mais baixo que 0,2, valor este adotado no método do CICIND (2002a) e na Proposta III-B.

Entretanto, quando se trata da zona de pequenas amplitudes, as respostas estimadas pelo método II do Eurocódigo (2010) e o CICIND (2002a) podem não estar a favor da segurança, pois desconsideram que o coeficiente C pode variar com a turbulência do escoamento. Essa abordagem é encontrada somente no NBC 1985 e nas Propostas III-A e III-B para a NBR-6123.

Ao se observar a figura 3.8, a qual representa a variação do parâmetro ϕ com a intensidade de turbulência I_1 , percebe-se que o coeficiente C que é diretamente dependente de ϕ , varia diretamente com a intensidade de turbulência. Além disso, outro parâmetro que influencia diretamente no coeficiente C é o comprimento de correlação $l = L_p/d$. De acordo com Ribeiro (1989), este parâmetro muda não só com o regime de Reynolds, mas também com a turbulência do escoamento. Assim, é possível concluir que o coeficiente C é totalmente dependente da intensidade de turbulência do escoamento.

Essa dependência é ignorada no método II do Eurocódigo (2010), no método do CICIND (2002a) e na Proposta II para a NBR-6123. O método do NBC (1985) considera essa influência, mas ignora que as estruturas podem estar inseridas em escoamento com Reynolds inferior a ultracrítico, o que pode acontecer caso as velocidades críticas sejam baixas. As Propostas III A e B apresentam os coeficientes C variando conforme a intensidade de

turbulência e conforme o regime de escoamento, o que as torna versões mais aprimoradas entre os métodos baseados no modelo de Vickery e Basu.

Com base em todas essas observações, na consideração do quadro 5.9 e nos exemplos e apontamentos apresentados no capítulo 5, é possível se observar que a Proposta III-B está bastante adequada para ajudar a compor o Capítulo 10 da futura NBR-6123.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como podemos observar no quadro 6.1, ainda existe muito a se desenvolver nessa área, principalmente para melhorar a Proposta III-B. Algumas dessas melhoras, que podem ser estudadas no futuro, são apresentadas a seguir:

- a) o desenvolvimento de coeficientes adequados para estruturas de seção circular com relação $d(h)/d(0) < 0,5$;
- b) o desenvolvimento de coeficientes adequados para estruturas com outras seções, tais como retangular, quadrada e triangular;
- c) o desenvolvimento de coeficientes que levem em conta o escoamento de estruturas em linha, como três chaminés em sequência.

REFERÊNCIAS

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR-6123**: forças devidas ao vento em edificações. Rio de Janeiro, 1988.
- BANCROFT, R. M.; BANCROFT, F. J. **Tall Chimney Construction**. Lewes: Farncombe e Co., 1885.
- BASTOS, F. J. D. Da C. **Comportamento Aerodinâmico de estruturas esbeltas: análise de efeitos de rajada**. 2008. Paginação irregular. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, 2008.
- BASU, R. I. **Across-wind response of slender structures of circular cross-section to atmospheric turbulence**. 1982. 621 f. Ph.D. Thesis (Doctor of Philosophy in Engineering Science) – Faculty of Engineering Science, The University of Western Ontario, London (Canada), 1983.
- _____. Aerodynamic forces on structures of circular cross-section. Part I. Model-scale data obtained under two-dimensional conditions in low-turbulence streams. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 21, p. 273-294, 1985.
- _____. Aerodynamic forces on structures of circular cross-section. Part II. The influence of turbulence and three-dimensional effects. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 24, p. 33-59, 1986.
- BASU, R. I.; VICKERY, B. J. Across-wind vibrations of structures of circular cross-section. Part II. Development of a mathematical model for full-scale application. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 12, p. 75-97, 1983.
- BLESSMANN, J. **Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento**. 2. ed. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 2005.
- _____. **Aerodinâmica das construções**. 3. ed. fac-similar. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 2011.
- _____. **O vento na engenharia estrutural**. 2. ed. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 2013.
- BURESTI, G. The effect of surface roughness on the flow regime around circular cylinders. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 8, p. 105-114, 1981.
- CHEUNG, J. C. K.; MELBOURNE, M. H. Turbulence effects on some aerodynamic parameters of a circular cylinder at a supercritical Reynolds numbers. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 14, p. 399-410, 1983.
- CICIND. **Model Code for Steel Chimneys**. Zurich, 2002a.
- _____. **Model Code for Steel Chimneys: commentaries and appendices**. Zurich, 2002b.

CIESIELSKI, R.; GACZEK, M.; KAWECKI, J. Observation results of cross-wind response of towers and steel chimneys. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 43, p. 2205-2211, 1992.

DALY, A. F. **The response of chimneys to wind-induced loads and the evaluation of the resulting fatigue damage**. 1986. 321 f. Ph.D. Thesis (Doctor of Philosophy in Engineering Science) – Faculty of Engineering Science, The University of Western Ontario, London (Canada), 1986.

DAVENPORT, A. G. The response of slender structures to wind. In: CEMARK, J. E.; DAVENPORT, A. G.; PLATE, E. J.; VIEGAS, D. X. (EE.). WIND CLIMATE IN CITIES, 1993, Waldbronn (Germany). **Proceedings...** Rotterdam: Kluwer Academic Publishers, 1995. p. 209-239.

DYRBYE, C.; HANSEN, S. O. **Wind Loads on Structures**. Chichester: John Wiley & Sons, 1997.

EUROCÓDIGO 1, **Actions on structures – Part 1-4: General Actions – Wind actions**. EN 1991-1-4, The European Standard, 2010.

FENG, C. C. **The measurement of vortex-induced effects in flow past stationary and oscillating circular and D-section cylinders**. 1968. 87 f. M.Sc. Thesis (Master of Science in Mechanical Engineering) – Department of Mechanical Engineering, The University of British Columbia, Vancouver, 1969.

FOX, R. W.; PRITCHARD, P. J.; MCDONALD, A. T. **Introdução à mecânica dos fluidos**. Tradução e revisão de Ricardo Nicolau Nassar Koury e Luiz Machado. Rio de Janeiro: LTC, 2010.

FOX, T. A. ; APELT, C. J.; WEST, G. S. The aerodynamic disturbance caused by the free-ends of a circular cylinder immersed in a uniform flow. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, [S. l.], v. 49, p. 389-400, 1993.

GALEMANN, T.; RUSCHEWEYH, H. Measurements of wind induced vibrations of a full scale steel chimney. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 41, p. 241-252, 1992.

HANSEN, S. O. Vortex-induced vibrations of line-like structures. **CICIND Report**, Zurique, v. 15, n.1, p. 15-23, 1998.

_____. Vortex-induced vibrations of structures. In: STRUCTURAL ENGINEERS WORLD CONGRESS, 3, 2007, Bangalore. **Proceedings...** Bangalore: SEWC, 2007. Não paginado.

HIRSCH, G.; RUSCHEWEYH, H. Full-scale measurements on steel chimney stacks. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 1, p. 341-347, 1975.

MATSUMOTO, M. Recent study on bluff body aerodynamics and its mechanism. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND ENGINEERING, 10, 1999, Copenhagen. **Proceedings...** Rotterdam: Balkema, 1999. p. 67-78.

MATSUMOTO, M.; YAGI, T.; SHIGEMIRA, Y.; TSUSHIMA, D. Vortex-induced cable vibration of cable-stayed bridges at high reduced wind velocity. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, [S. l.], v. 89, p. 633-647, 2001.

NAKAGAWA, K.; FUJINO, T.; ARITA, Y.; SHIMA, T. An experimental study of aerodynamic devices for reducing wind-induced oscillatory tendencies of stacks. In: WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 16, 1963, Teddington. **Proceedings...** England: NPL, 1965. p. 773-795.

NATIONAL RESEARCH COUNCIL OF CANADA. **NBC: Supplement to the National Building Code of Canada**. Ottawa, 1985.

NIEMANN, H. J.; HÖLSCHER, N. A review of recente experiments on the flow past circular cylinders. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 33, p. 197-209, 1990.

NÚÑEZ, G. J. Z. **Determinação experimental e teórica da resposta transversal à ação do vento de uma torre de telecomunicações de concreto armado**. 2001. 119 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2001.

_____. **Investigação experimental do efeito de interferência de tabuleiros paralelos de pontes em túnel de vento frente ao desprendimento de vórtices**. 2008. 227 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Greande do Sul, Porto Alegre, 2008.

OKAMOTO, T.; YAGITA, M. The experimental investigation on the flow past a circular cylinder of finite length placed normal to the plane surface in a uniform stream. **Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers**, [S. l.], v. 16, p. 805-814, 1973.

OLIVEIRA, G. M. C. da S. **Análise e dimensionamento de um sistema de amortecimento para uma chaminé**. 2011. 197 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, 2011.

PALUCH, M. J. **Vibrações transversais por desprendimento de vórtices de torres e chaminés de concreto armado de seção transversal circular**. 1999. 215 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1999.

PRITCHARD, B. N. Steel chimney oscillations: a comparative study of their reported performance versus predictions using existing design techniques. **Engineering Structures**, [S. l.], v. 6, p. 315-323, 1984.

RIBEIRO, J. L. D. **Efeitos da rugosidade superficial sobre as pressões médias e flutuantes em cilindros circulares fixos em fluxo bidimensional**. 1989. 199 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1989.

RIERA, J. D.; PALUCH, M. J.; ITURRIOZ, I. Determinación de la respuesta dinámica de una torre de transmisión – Estudio comparativo. In: JORNADAS SUL-AMERICANAS DE

ENGENHARIA ESTRUTURAL, 18, 1997, São Carlos. **Anais...** São Carlos: EESC-USP, 1997. p. 675-684.

ROSHKO, A. Experiments on the flow past a circular cylinder at very high Reynolds numbers. **Journal of Fluid Mechanics**, Cambridge, v. 10, p. 345-356, 1961.

RUSCHEWEYH, H. Vortex Excited Vibrations. In: SOCKEL, H. (Ed.). **Wind-Excited Vibrations of Structures**, International Centre for Mechanical Sciences, Courses and Lectures, n. 335, New York: Springer-Verlag Wien, 1994. p. 51-84.

RUSCHEWEYH, H.; GALEMANN, T. Full-scale measurements of wind-induced oscillations of chimneys. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 65, p. 55-62, 1996.

RUSCHEWEYH, H.; SEDLACEK, G. Crosswind vibrations of steel stacks – critical comparison between some recently proposed codes. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 30, p. 173-183, 1988.

SANTOS, M. L. **Vibrações induzidas por vórtices em torres de seção circular**. 2013. 152 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – COPPE, Programa de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2013.

SANTOS, M. L.; PFEIL, M. S. Torres e chaminés de seção circular sob vibrações induzidas por vórtices. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE PONTES E ESTRUTURAS, 7, 2014, Rio de Janeiro. **Anais...** Rio de Janeiro: ABPE, 2014. Não paginado.

_____. Vortex-induced vibrations of circular section towers. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND ENGINEERING, 14, 2015, Porto Alegre. **Proceedings...** Porto Alegre: ICWE, 2015. p. 1-9.

SCHEWE, G. On the force fluctuations acting on a circular cylinder in crossflow from subcritical up to transcritical Reynolds numbers. **Journal of Fluid Mechanics**, Cambridge, v. 133, p. 265-285, 1983.

SCRUTON, C.; FLINT, A. R. Wind-excited oscillations of structures. **Institution of Civil Engineers Proceedings**, London, v. 27, n. 4, p. 673-702, 1964.

SIMIU, E. SCANLAN, R. H. **Wind effects on structures: an introduction to wind engineering**. 2. ed. New York: John Wiley & Sons, 1986.

SOCKEL, H. Fundamentals of Wind Engineering. In: SOCKEL, H. (Ed.). **Wind-Excited Vibrations of Structures**, International Centre for Mechanical Sciences, Courses and Lectures, n. 335, New York: Springer-Verlag Wien, 1994. p. 84-160.

STECKLEY, A. **Motion-induced wind forces on chimneys and tall buildings**. 1989. 360 f. Ph.D. Thesis (Doctor of Philosophy in Engineering Science) – Faculty of Engineering Science, The University of Western Ontario, London (Canada), 1989.

VERBOOM, G. K.; VAN KOTEN, H. Vortex excitation: three design rules tested on 13 industrial chimneys. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 98, p. 145-154, 2010.

VICKERY, B. J. Wind loads and design criteria for chimneys. In: JUBILEUM CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDING AND STRUCTURES, 1998, Porto Alegre. **Proceedings...** Rotterdam: Balkema, 1998. p. 273-296.

VICKERY, B. J.; BASU, R. I. Across-wind vibrations of structures of circular cross-sections. Part I. Development of a mathematical model for two-dimensional conditions. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 12, p. 49-73, 1983a.

_____. Simplified approaches to the evaluation of the across-wind response of chimneys. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 14, p. 153-166, 1983b.

_____. The response of reinforced concrete chimneys to vortex shedding. **Engineering Structures**, [S. l.], v. 6, n. 4, p. 324-333, 1984.

VICKERY, B. J.; CLARK, A. W. Lift or across-wind response of tapered stacks. **Journal of the Structural Division**, New York, v. 98, n. 1, p. 1-20, 1972.

WONG, H. Y.; KOKKALIS, A. A comparative study of three aerodynamic devices for suppressing vortex-induced oscillation. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 10, n. 1, p. 21-29, 1982.

WOOTTON, L. R.; SCRUTON, C. Aerodynamic stability. In: THE MODERN DESIGN OF WIND-SENSITIVE STRUCTURES, 1970, London. **Proceedings...** London: Construction Industry Research and Information Association, 1971. p. 65-81.

ZDRAVKOVICH, M. M. Conceptual overview of laminar and turbulent flows past smooth and rough circular cylinders. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 33, p. 53-62, 1990.

APÊNDICES

**APÊNDICE A – EXEMPLOS 1 A 42 COM SUAS CARACTERÍSTICAS E
COEFICIENTES PARA CADA MÉTODO**

A1 EXEMPLOS 1 A 42 EM DETALHE

O presente apêndice apresenta em detalhe as características estruturais e do escoamento de cada estrutura analisada. Além disso, para cada método calculado, são apresentados os devidos coeficientes e parâmetros utilizados. As equações, apontamentos e considerações adotados na resolução de cada estrutura por cada método seguem estritamente o descrito no capítulo 3 deste trabalho, o qual transcreve em detalhes os modelos e métodos.

Cabeçalhos sem “#” indicam que a bibliografia foi consultada diretamente, enquanto que cabeçalhos com “#” indicam que as características da estrutura foram obtidas indiretamente na bibliografia. Algumas grandezas como frequência e amortecimento estrutural crítico foram estimadas. Estas estão marcadas com uma célula em cinza. Todas as estimações foram feitas pelo autor da respectiva bibliografia. Caso o autor não tenha especificado se a característica foi medida ou estimada, presumiu-se neste trabalho que tal característica foi medida.

Cada cabeçalho informa o número do exemplo, uma identificação para facilitar a verificação no texto de origem e a referência. Os exemplos encontrados em Pritchard (1984) contêm o número do exemplo entre parênteses. As 42 estruturas são divididas em 21 quadros, cada um contendo um par de estruturas.

O método I do Eurocódigo (2010) e a Proposta I para a NBR-6123 são iterativos, portanto a resposta final y/d a ser considerada é a da quarta iteração. A Proposta III para a NBR-6123 apresenta três estimativas para a resposta y/d , a universal, a para $K \leq 0,95$ e a para $K \geq 1,05$. A Proposta II para a NBR-6123 possui um modificador para Re e V_{cr} , por isso apresenta esses parâmetros diferentes do apresentado no quadro de características estruturais e do escoamento.

As células em que aparece o símbolo “#NÚM!” indicam que o método não pode ser aplicado para aquela respectiva estrutura.

Quadro A1.1 – Exemplos 1 e 2 em detalhe.

Ex. 1 Ruscheweyh 1994			
m0 [kg/m]	340,00	f [Hz]	0,75
ξ	0,001909	Vcr [m/s]	7,50
Sc	1,62	Re	1,05E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,00	Medido	Observ.
h [m]	52,00	y/d	0,25
λ	26,00		

Ex. 2 Ruscheweyh e Galemann 1996			
m0 [kg/m]	87,00	f [Hz]	1,70
ξ	0,001910	Vcr [m/s]	7,74
Sc	2,10	Re	4,93E+05
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	0,91	Medido	Observ.
h [m]	28,00	y/d	0,154
λ	30,77		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	7,49	7,95	8,08
Kw	0,54	0,64	0,67	0,6727
y/d	0,22	0,26	0,27	0,27641

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,21			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,75	6,93	6,98
Kw	0,48	0,52	0,54	0,5378
y/d	0,16	0,18	0,18	0,18254

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	4,96	7,38	8,47
Kw	0,21	0,47	0,63	0,69
y/d	0,09	0,19	0,26	0,28489

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	4,06	5,55	6,34
Kw	0,18	0,35	0,45	0,50
y/d	0,06	0,11	0,14	0,15820

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,11			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5294	0,5292	#NÚM!

Proposta III NBR 6123				
C	0,02119			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,14			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5199	0,5197	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	6,97E-02
C	0,010	c2	5,70E-06
Ka	1,00	gy	1,41
y/d	0,5282		

Eurocode II			
α	0,40	c1	5,40E-02
C	0,005	c2	2,00E-06
Ka	0,51	gy	1,43
y/d	0,4694		

CICIND			
α	0,40	c2	8,14E-06
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	6,53E-02		
y/d	0,5421		

CICIND			
α	0,40	c2	9,47E-06
C	0,013	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	6,10E-02		
y/d	0,5240		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	8,55	C	0,70
Re	1,20E+06	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	8,8179	C	0,70
Re	5,62E+05	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.2 – Exemplos 3 e 4 em detalhe.

# Ex. 3 Nykobing - Hansen 1997 #				
m0 [kg/m]	885,70		f [Hz]	0,92
ξ	0,002228		Vcr [m/s]	10,12
Sc	4,07		Re	1,56E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,20		Medido	Observ.
h [m]	50,00	y/d	0,016	
λ	22,73			

# Ex. 4 Skjern - Hansen 1997 #				
m0 [kg/m]	241,29		f [Hz]	0,63
ξ	0,005410		Vcr [m/s]	3,47
Sc	10,76		Re	2,67E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,10		Medido	Observ.
h [m]	45,00	y/d	0,025	
λ	40,91			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,60	0,60	0,60	0,6013
y/d	0,10	0,10	0,10	0,09834

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,46	4,26	4,61
Kw	0,24	0,39	0,46	0,49
y/d	0,04	0,06	0,08	0,08075

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,41			
Ka	1,20			
K	0,27			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4809	0,4807	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	5,41E-02
C	0,010		c2	3,03E-06
Ka	1,00		gy	1,43
y/d	0,4699			

CICIND				
α	0,40		c2	4,33E-06
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	4,30E-02			
y/d	0,4401			

NBC 1985				
C	0,95		Ka	0,60
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	11,5368		C	0,70
Re	1,78E+06		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,70			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,38	0,38	0,38	0,3786
y/d	0,08	0,08	0,08	0,08190

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,34	2,39	2,40
Kw	0,14	0,16	0,17	0,17
y/d	0,01	0,01	0,01	0,01025

Proposta III NBR 6123				
C	0,02881			
gy	1,71			
Ka	1,20			
K	0,71			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,3664	0,3655	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	1,69E-02
C	0,011		c2	1,68E-06
Ka	1,09		gy	1,89
y/d	0,3484			

CICIND				
α	0,40		c2	3,20E-06
C	0,016		gy	1,50
Ka	1,20		l1	0,00
c1	2,27E-02			
y/d	0,3198			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	3,9501		C	0,70
Re	3,04E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.3 – Exemplos 5 e 6 em detalhe.

# Ex. 5 Brovst - Hansen 1997 #				
m0 [kg/m]	782,60		f [Hz]	0,61
ξ	0,009390		Vcr [m/s]	6,71
Sc	15,14		Re	1,03E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,20		Medido	Observ.
h [m]	54,00	y/d	0,012	
λ	24,55			

# Ex. 6 Thyboron - Hansen 1997 #				
m0 [kg/m]	1069,07		f [Hz]	0,58
ξ	0,002228		Vcr [m/s]	8,12
Sc	3,03		Re	1,59E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,80		Medido	Observ.
h [m]	64,00	y/d	0,035	0,357
λ	22,86			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,57	0,57	0,57	0,5687
y/d	0,02	0,02	0,02	0,02497

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,39	2,45	2,46
Kw	0,23	0,26	0,27	0,27
y/d	0,01	0,01	0,01	0,01195

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	2,44			
Ka	1,20			
K	1,00			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,1352	#NÚM!	0,3198

Eurocode II				
α	0,40		c1	-1,64E-02
C	0,010		c2	3,17E-06
Ka	1,00		gy	3,12
y/d	0,0307			

CICIND				
α	0,40		c2	3,17E-06
C	0,010		gy	4,00
Ka	1,00		l1	0,00
c1	-1,64E-02			
y/d	0,0393			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	0,48092			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	7,6494		C	0,70
Re	1,18E+06		Ka	1,20
y/d	0,17627			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,38	6,45	6,46
Kw	0,60	0,63	0,63	0,6308
y/d	0,13	0,14	0,14	0,13843

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,90	5,14	5,74
Kw	0,24	0,43	0,53	0,58
y/d	0,05	0,09	0,12	0,12738

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,20			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5015	0,5013	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	6,07E-02
C	0,010		c2	4,04E-06
Ka	1,00		gy	1,42
y/d	0,4944			

CICIND				
α	0,40		c2	5,78E-06
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	5,24E-02			
y/d	0,4859			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	9,2568		C	0,70
Re	1,81E+06		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.4 – Exemplos 7 e 8 em detalhe.

# Ex. 7 Odense - Hansen 1997 #			
m0 [kg/m]	494,00	f [Hz]	0,37
ξ	0,004770	Vcr [m/s]	4,44
Sc	4,08	Re	7,46E+05
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,40	Medido	Observ.
h [m]	75,00	y/d	0,417
λ	31,25		

# Ex. 8 Herning - Hansen 1997 #			
m0 [kg/m]	389,47	f [Hz]	0,49
ξ	0,003979	Vcr [m/s]	4,41
Sc	4,77	Re	5,56E+05
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,80	Medido	Observ.
h [m]	56,00	y/d	0,278
λ	31,11		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,47	0,47	0,47	0,4725
y/d	0,08	0,08	0,08	0,07701

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,47	0,47	0,47	0,4742
y/d	0,07	0,07	0,07	0,06610

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,11	3,61	3,82
Kw	0,18	0,27	0,31	0,32
y/d	0,03	0,04	0,05	0,05277

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,96	3,35	3,49
Kw	0,18	0,26	0,29	0,30
y/d	0,03	0,04	0,04	0,04184

Proposta III NBR 6123				
C	0,01604			
gy	1,41			
Ka	1,20			
K	0,27			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4807	0,4805	#NÚM!

Proposta III NBR 6123				
C	0,01970			
gy	1,41			
Ka	1,20			
K	0,32			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4672	0,4670	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	4,71E-02
C	0,008	c2	3,71E-06
Ka	0,79	gy	1,45
y/d	0,4452		

Eurocode II			
α	0,40	c1	2,73E-02
C	0,006	c2	1,94E-06
Ka	0,58	gy	1,65
y/d	0,3862		

CICIND			
α	0,40	c2	5,97E-06
C	0,011	gy	1,50
Ka	1,00	l1	0,00
c1	5,40E-02		
y/d	0,4932		

CICIND			
α	0,40	c2	5,31E-06
C	0,013	gy	1,50
Ka	1,00	l1	0,00
c1	4,96E-02		
y/d	0,4727		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	5,0616	C	0,70
Re	8,50E+05	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	5,0274	C	0,70
Re	6,33E+05	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.5 – Exemplos 9 e 10 em detalhe.

Ex. 9 Chimney 1 - Ciesielski 1992			
m0 [kg/m]	200,35	f [Hz]	1,88
ξ	0,004770	Vcr [m/s]	11,75
Sc	6,10	Re	1,03E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,25	Medido	Observ.
h [m]	26,00	y/d	0,200
λ	20,80		

Ex. 10 Chimney 2 - Ciesielski 1992			
m0 [kg/m]	136,34	f [Hz]	1,06
ξ	0,003183	Vcr [m/s]	4,32
Sc	6,50	Re	2,47E+05
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	0,82	Medido	Observ.
h [m]	30,00	y/d	0,368
λ	36,76		

Eurocode I			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	6,00	6,00	6,00
Kw	0,64	0,64	0,64
y/d	0,07	0,07	0,07

Proposta I NBR 6123			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	2,00	3,08	3,53
Kw	0,26	0,38	0,43
y/d	0,03	0,04	0,05

Proposta III NBR 6123			
C	0,00980		
gy	1,90		
Ka	0,60		
K	0,81		
		Universal	K<0,95
y/d	III - B	0,3330	0,3317

Eurocode II			
α	0,40	c1	4,12E-02
C	0,010	c2	4,72E-06
Ka	1,00	gy	1,48
y/d	0,4262		

CICIND			
α	0,40	c2	6,75E-06
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	2,45E-02		
y/d	0,3327		

NBC 1985			
C	0,95	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	13,395	C	0,70
Re	1,17E+06	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Eurocode I			
K ϕ	0,133		
Cl	0,70		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	6,00	6,58	6,72
Kw	0,41	0,45	0,45
y/d	0,15	0,16	0,16

Proposta I NBR 6123			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	2,00	2,61	2,78
Kw	0,15	0,20	0,21
y/d	0,02	0,02	0,02

Proposta III NBR 6123			
C	0,02977		
gy	1,44		
Ka	1,20		
K	0,43		
		Universal	K<0,95
y/d	III - B	0,4352	0,4349

Eurocode II			
α	0,40	c1	4,42E-02
C	0,012	c2	1,94E-06
Ka	1,16	gy	1,47
y/d	0,4358		

CICIND			
α	0,40	c2	3,55E-06
C	0,016	gy	1,50
Ka	1,22	l1	0,00
c1	4,61E-02		
y/d	0,4553		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	4,930272	C	0,70
Re	2,82E+05	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.6 – Exemplos 11 e 12 em detalhe.

Ex. 11 Distillation Column - Basu 1983				
m0 [kg/m]	5137,45		f [Hz]	0,53
ξ	0,003183		Vcr [m/s]	10,49
Sc	10,40		Re	2,91E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	3,96		Medido	Observ.
h [m]	80,00	y/d	0,174	
λ	20,20			

Ex. 12 Aarhus Personal Contact - Hansen 1998				
m0 [kg/m]	598,23		f [Hz]	0,62
ξ	0,004770		Vcr [m/s]	6,82
Sc	5,88		Re	1,05E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,20		Medido	Observ.
h [m]	56,00	y/d		0,227
λ	25,45			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,65	0,65	0,65	0,6526
y/d	0,04	0,04	0,04	0,04173

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,66	2,85	2,89
Kw	0,27	0,35	0,37	0,37
y/d	0,02	0,02	0,02	0,02373

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,67			
Ka	1,20			
K	0,69			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,3724	0,3719	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	1,38E-02
C	0,010		c2	1,90E-06
Ka	1,00		gy	1,99
y/d	0,3306			

CICIND				
α	0,40		c2	2,72E-06
C	0,010		gy	4,00
Ka	0,70		l1	0,10
c1	-1,46E-02			
y/d	0,0386			

NBC 1985				
C	0,95		Ka	0,60
y/d	0,02762			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	11,96316		C	0,70
Re	3,32E+06		Ka	0,60
y/d	0,02024			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,55	0,55	0,55	0,5536
y/d	0,06	0,06	0,06	0,06260

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,94	3,30	3,43
Kw	0,22	0,31	0,34	0,35
y/d	0,02	0,03	0,04	0,03982

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,43			
Ka	1,20			
K	0,39			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4464	0,4461	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	4,26E-02
C	0,010		c2	4,00E-06
Ka	1,00		gy	1,48
y/d	0,4305			

CICIND				
α	0,40		c2	4,00E-06
C	0,010		gy	1,50
Ka	1,00		l1	0,00
c1	4,26E-02			
y/d	0,4378			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	7,7748		C	0,70
Re	1,20E+06		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.7 – Exemplos 13 e 14 em detalhe.

Ex. 13 Knokke Personal Contact - Hansen 1998				
m0 [kg/m]	483,86		f [Hz]	0,60
ξ	0,003183		Vcr [m/s]	4,80
Sc	6,00		Re	5,38E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,60		Medido	Observ.
h [m]	50,00	y/d	0,250	
λ	31,25			

Ex. 14 Vealos Personal Contact - Hansen 1998				
m0 [kg/m]	362,13		f [Hz]	0,73
ξ	0,006366		Vcr [m/s]	5,88
Sc	8,87		Re	6,62E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,61		Medido	Observ.
h [m]	12,50	y/d		0,310
λ	7,76			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,47	0,47	0,47	0,4725
y/d	0,05	0,05	0,05	0,05237

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,77	3,02	3,10
Kw	0,18	0,24	0,26	0,27
y/d	0,02	0,03	0,03	0,02982

Proposta III NBR 6123				
C	0,02011			
gy	1,43			
Ka	1,20			
K	0,40			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4440	0,4439	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	1,08E-02
C	0,006		c2	1,18E-06
Ka	0,55		gy	2,09
y/d	0,3077			

CICIND				
α	0,40		c2	3,44E-06
C	0,013		gy	1,50
Ka	1,00		l1	0,00
c1	4,18E-02			
y/d	0,4338			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	5,472		C	0,70
Re	6,13E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,99	0,99	0,99	0,9883
y/d	0,07	0,07	0,07	0,07409

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,62	4,25	4,38
Kw	0,59	0,85	0,91	0,92
y/d	0,04	0,06	0,07	0,06877

Proposta III NBR 6123				
C	0,01752			
gy	1,54			
Ka	1,20			
K	0,59			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,3975	0,3961	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	-3,52E-04
C	0,007		c2	8,16E-06
Ka	0,70		gy	2,52
y/d	0,1267			

CICIND				
α	0,40		c2	1,61E-05
C	0,012		gy	1,50
Ka	1,00		l1	0,00
c1	2,35E-02			
y/d	0,3266			

NBC 1985				
C	0,67		Ka	0,60
y/d	0,06968			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	6,69921		C	0,70
Re	7,55E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.8 – Exemplos 15 e 16 em detalhe.

# Ex. 15 Aachen - Verboom e van Kotten 2010 #				
m0 [kg/m]	89,82		f [Hz]	1,72
ξ	0,002387		Vcr [m/s]	7,86
Sc	2,56		Re	5,03E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	0,91		Medido	Observ.
h [m]	28,00	y/d	0,380	
λ	30,63			

# Ex. 16 Koln - Verboom e van Kotten 2010 #				
m0 [kg/m]	203,49		f [Hz]	0,61
ξ	0,002387		Vcr [m/s]	2,49
Sc	7,33		Re	1,42E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	0,81		Medido	Observ.
h [m]	35,00	y/d	0,480	
λ	43,05			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,30	6,35	6,37
Kw	0,48	0,50	0,50	0,5028
y/d	0,12	0,13	0,13	0,13061

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,73	4,85	5,43
Kw	0,18	0,32	0,40	0,44
y/d	0,05	0,08	0,10	0,11503

Proposta III NBR 6123				
C	0,02094			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,17			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5108	0,5106	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	4,77E-02
C	0,005		c2	1,93E-06
Ka	0,50		gy	1,45
y/d	0,4472			

CICIND				
α	0,40		c2	9,21E-06
C	0,013		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	5,67E-02			
y/d	0,5054			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	8,960856		C	0,70
Re	5,73E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,70			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,18	6,22	6,22
Kw	0,36	0,37	0,37	0,3740
y/d	0,12	0,12	0,12	0,11877

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,60			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,35	4,09	4,46
Kw	0,13	0,22	0,26	0,28
y/d	0,04	0,06	0,07	0,07607

Proposta III NBR 6123				
C	0,05540			
gy	1,41			
Ka	2,00			
K	0,29			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4745	0,4742	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	5,22E-02
C	0,017		c2	1,59E-06
Ka	1,68		gy	1,43
y/d	0,4628			

CICIND				
α	0,40		c2	2,33E-06
C	0,018		gy	1,50
Ka	1,39		l1	0,00
c1	4,65E-02			
y/d	0,4574			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	2,836069		C	0,70
Re	1,61E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.9 – Exemplos 17 e 18 em detalhe.

Ex. 17 Pirna no Dampier - Hansen 1998				
m0 [kg/m]	319,20		f [Hz]	0,80
ξ	0,002387		Vcr [m/s]	8,02
Sc	1,90		Re	1,12E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,00		Medido	Observ.
h [m]	60,00	y/d	0,250	
λ	30,00			

Ex. 18 Pirna w. Damp. - Verboom e van Kotten 2010				
m0 [kg/m]	347,36		f [Hz]	0,77
ξ	0,019894		Vcr [m/s]	7,70
Sc	17,23		Re	1,08E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,00		Medido	Observ.
h [m]	60,00	y/d	0,030	
λ	30,00			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,85	7,07	7,12
Kw	0,49	0,54	0,55	0,5567
y/d	0,17	0,19	0,19	0,19483

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	4,30	6,06	6,98
Kw	0,19	0,37	0,49	0,55
y/d	0,07	0,13	0,17	0,19177

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,13			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5239	0,5236	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	6,79E-02
C	0,010		c2	5,26E-06
Ka	1,00		gy	1,41
y/d	0,5215			

CICIND				
α	0,40		c2	7,52E-06
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	6,27E-02			
y/d	0,5314			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	9,1428		C	0,70
Re	1,28E+06		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,49	0,49	0,49	0,4880
y/d	0,02	0,02	0,02	0,01883

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,28	2,32	2,33
Kw	0,19	0,21	0,21	0,22
y/d	0,01	0,01	0,01	0,00830

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	2,85			
Ka	1,20			
K	1,14			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,0776	#NÚM!	0,0788

Eurocode II				
α	0,40		c1	-2,97E-02
C	0,010		c2	4,84E-06
Ka	1,00		gy	3,47
y/d	0,0313			

CICIND				
α	0,40		c2	6,91E-06
C	0,010		gy	4,00
Ka	0,70		l1	0,10
c1	-7,67E-02			
y/d	0,0268			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	0,10154			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	8,778		C	0,70
Re	1,23E+06		Ka	1,20
y/d	0,03721			

Quadro A1.10 – Exemplos 19 e 20 em detalhe.

Ex. 19 Rechlinghausen - Verboom e van Kotten 2010				Ex. 20 Mizushima - Nakagawa et al. 1993				
m0 [kg/m]	232,16		f [Hz]	0,68	m0 [kg/m]	2184,84	f [Hz]	0,75
ξ	0,004775		Vcr [m/s]	3,45	ξ	0,004775	Vcr [m/s]	19,13
Sc	10,71		Re	2,46E+05	Sc	4,00	Re	6,83E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26	St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,02		Medido	Observ.	d [m]	5,10	Medido	Observ.
h [m]	38,00	y/d	0,070		h [m]	90,00	y/d	0,055
λ	37,40				λ	17,65		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,70			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,41	0,41	0,41	0,4082
y/d	0,09	0,09	0,09	0,08871

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,37	2,43	2,44
Kw	0,15	0,18	0,18	0,18
y/d	0,01	0,01	0,01	0,01139

Proposta III NBR 6123				
C	0,02984			
gy	1,70			
Ka	1,20			
K	0,71			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,3674	0,3664	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	2,13E-02
C	0,012	c2	1,74E-06
Ka	1,16	gy	1,78
y/d	0,3672		

CICIND			
α	0,40	c2	3,18E-06
C	0,016	gy	1,50
Ka	1,22	l1	0,00
c1	2,41E-02		
y/d	0,3299		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	3,938016	C	0,70
Re	2,80E+05	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,24			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,54	6,63	6,65
Kw	0,71	0,75	0,76	0,7580
y/d	0,15	0,15	0,15	0,15433

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,82	4,92	5,40
Kw	0,30	0,52	0,62	0,67
y/d	0,05	0,09	0,10	0,11069

Proposta III NBR 6123				
C	0,00980			
gy	1,49			
Ka	0,60			
K	0,53			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4102	0,4097	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	5,45E-02
C	0,010	c2	8,50E-06
Ka	1,00	gy	1,43
y/d	0,4715		

CICIND			
α	0,40	c2	1,21E-05
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	4,36E-02		
y/d	0,4434		

NBC 1985			
C	0,95	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	21,8025	C	0,70
Re	7,78E+06	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.11 – Exemplos 21 e 22 em detalhe.

Ex. 21 Chiba - Nakagawa et al. 1993				
m0 [kg/m]	1832,87		f [Hz]	0,68
ξ	0,004456		Vcr [m/s]	17,89
Sc	2,90		Re	6,64E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	5,30		Medido	Observ.
h [m]	91,15	y/d	0,060	
λ	17,20			

Ex. 22 Wakayama - Nakagawa et al. 1993				
m0 [kg/m]	1365,59		f [Hz]	1,15
ξ	0,006048		Vcr [m/s]	23,58
Sc	4,90		Re	6,77E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	4,10		Medido	Observ.
h [m]	83,00	y/d	0,060	
λ	20,24			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,24			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	7,20	7,46	7,51
Kw	0,72	0,80	0,82	0,8214
y/d	0,20	0,22	0,23	0,22682

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	4,47	6,21	6,92
Kw	0,31	0,60	0,74	0,79
y/d	0,07	0,14	0,17	0,18040

Proposta III NBR 6123				
C	0,00980			
gy	1,43			
Ka	0,60			
K	0,38			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4480	0,4475	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	6,15E-02
C	0,010		c2	1,12E-05
Ka	1,00		gy	1,42
y/d	0,4976			

CICIND				
α	0,40		c2	1,60E-05
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	5,36E-02			
y/d	0,4916			

NBC 1985				
C	0,95		Ka	0,60
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	20,39175		C	0,70
Re	7,57E+06		Ka	0,60
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,24			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,09	6,11	6,11
Kw	0,65	0,66	0,66	0,6595
y/d	0,11	0,11	0,11	0,10904

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,35	4,04	4,32
Kw	0,27	0,42	0,49	0,51
y/d	0,04	0,06	0,07	0,06969

Proposta III NBR 6123				
C	0,00980			
gy	1,61			
Ka	0,60			
K	0,65			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,3825	0,3817	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	4,88E-02
C	0,010		c2	7,66E-06
Ka	1,00		gy	1,44
y/d	0,4512			

CICIND				
α	0,40		c2	1,09E-05
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	3,54E-02			
y/d	0,3998			

NBC 1985				
C	0,95		Ka	0,60
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	26,8755		C	0,70
Re	7,71E+06		Ka	0,60
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.12 – Exemplos 23 e 24 em detalhe.

Ex. 23 Sakai - Nakagawa et al. 1993				
m0 [kg/m]	1347,51		f [Hz]	0,69
ξ	0,005093		Vcr [m/s]	13,49
Sc	4,50		Re	3,68E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	3,90		Medido	Observ.
h [m]	77,00	y/d	0,020	
λ	19,74			

# Ex. 24 Aldermaston (16) - Pritchard 1984 #				
m0 [kg/m]	187,54		f [Hz]	0,90
ξ	0,002069		Vcr [m/s]	5,49
Sc	2,60		Re	4,69E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,22		Medido	Observ.
h [m]	46,00	y/d	0,250	
λ	37,70			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,66	0,66	0,66	0,6627
y/d	0,10	0,10	0,10	0,09793

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,50	4,30	4,65
Kw	0,27	0,44	0,52	0,55
y/d	0,04	0,07	0,08	0,08180

Proposta III NBR 6123				
C	0,00980			
gy	1,55			
Ka	0,60			
K	0,60			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,3947	0,3941	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	5,14E-02
C	0,010		c2	7,20E-06
Ka	1,00		gy	1,44
y/d	0,4601			

CICIND				
α	0,40		c2	1,03E-05
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	3,91E-02			
y/d	0,4197			

NBC 1985				
C	0,95		Ka	0,60
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	15,38316		C	0,70
Re	4,20E+06		Ka	0,60
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,26			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,44	6,53	6,56
Kw	0,41	0,43	0,43	0,4362
y/d	0,14	0,14	0,15	0,14668

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,43	4,25	4,65
Kw	0,15	0,25	0,30	0,33
y/d	0,04	0,06	0,08	0,08348

Proposta III NBR 6123				
C	0,02181			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,17			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5100	0,5098	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	5,04E-02
C	0,006		c2	1,49E-06
Ka	0,56		gy	1,44
y/d	0,4567			

CICIND				
α	0,40		c2	4,59E-06
C	0,013		gy	1,50
Ka	1,02		l1	0,00
c1	6,38E-02			
y/d	0,5358			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	6,2586		C	0,70
Re	5,34E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.13 – Exemplos 25 e 26 em detalhe.

Ex. 25 145m Chimney - Hirsch & Ruscheweyh 1975			
m0 [kg/m]	1975,35	f [Hz]	0,50
ξ	0,004934	Vcr [m/s]	15,00
Sc	2,70	Re	6,30E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	6,00	Medido	Observ.
h [m]	145,00	y/d	0,200
λ	24,17		

Ex. 26 Stack 4 - Hirsch & Ruscheweyh 1975			
m0 [kg/m]	567,00	f [Hz]	0,70
ξ	0,002069	Vcr [m/s]	10,50
Sc	1,30	Re	2,21E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	3,00	Medido	Observ.
h [m]	74,00	y/d	0,460
λ	24,67		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,23			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,78	6,96	7,00
Kw	0,58	0,63	0,64	0,6419
y/d	0,17	0,18	0,18	0,18444

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	4,01	5,39	6,07
Kw	0,23	0,42	0,53	0,58
y/d	0,06	0,10	0,13	0,14293

Proposta III NBR 6123				
C	0,00980			
gy	1,42			
Ka	0,60			
K	0,36			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4553	0,4550	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	6,28E-02
C	0,010	c2	9,50E-06
Ka	1,00	gy	1,42
y/d	0,5024		

CICIND			
α	0,40	c2	1,36E-05
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	5,54E-02		
y/d	0,4998		

NBC 1985			
C	0,95	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	17,1	C	0,70
Re	7,18E+06	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	8,28	9,14	9,41
Kw	0,57	0,71	0,75	0,7632
y/d	0,29	0,36	0,38	0,39043

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	5,68	8,71	9,75
Kw	0,22	0,54	0,73	0,78
y/d	0,11	0,28	0,37	0,39846

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,09			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5357	0,5353	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	7,17E-02
C	0,010	c2	8,11E-06
Ka	1,00	gy	1,41
y/d	0,5358		

CICIND			
α	0,40	c2	1,16E-05
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	6,82E-02		
y/d	0,5541		

NBC 1985			
C	0,95	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	11,97	C	0,70
Re	2,51E+06	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.14 – Exemplos 27 e 28 em detalhe.

Ex. 27 Exxon Fr. (23) - Pritchard 1984 e Hansen 1998			
m0 [kg/m]	631,14	f [Hz]	0,80
ξ	0,002069	Vcr [m/s]	12,20
Sc	1,40	Re	2,60E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	3,05	Medido	Observ.
h [m]	72,00	y/d	0,330
λ	23,61		

Ex. 28 Exxon Canada (26) - Pritchard 1984			
m0 [kg/m]	35,01	f [Hz]	0,40
ξ	0,003024	Vcr [m/s]	0,80
Sc	6,60	Re	2,24E+04
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	0,40	Medido	Observ.
h [m]	36,00	y/d	0,500
λ	90,00		

Eurocode I			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	6,00	8,14	8,90
Kw	0,59	0,72	0,76
y/d	0,28	0,34	0,36

Proposta I NBR 6123			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	2,00	5,58	8,51
Kw	0,23	0,55	0,74
y/d	0,11	0,26	0,35

Proposta III NBR 6123			
C	0,00980		
gy	1,40		
Ka	0,60		
K	0,19		
		Universal	K<0,95
y/d	III - B	0,5060	0,5059

Eurocode II			
α	0,40	c1	7,11E-02
C	0,010	c2	7,87E-06
Ka	1,00	gy	1,41
y/d	0,5334		

CICIND			
α	0,40	c2	1,12E-05
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	6,73E-02		
y/d	0,5504		

NBC 1985			
C	0,95	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	13,908	C	0,70
Re	2,97E+06	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Eurocode I			
K ϕ	0,133		
Cl	0,70		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	6,00	6,00	6,00
Kw	0,19	0,19	0,19
y/d	0,07	0,07	0,07

Proposta I NBR 6123			
K ϕ	0,133		
Cl	0,60		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	2,00	2,76	3,02
Kw	0,07	0,09	0,10
y/d	0,02	0,03	0,03

Proposta III NBR 6123			
C	0,05540		
gy	1,41		
Ka	2,00		
K	0,26		
		Universal	K<0,95
y/d	III - B	0,4830	0,4828

Eurocode II			
α	0,40	c1	5,90E-02
C	0,020	c2	1,28E-06
Ka	2,00	gy	1,42
y/d	0,4879		

CICIND			
α	0,40	c2	1,71E-06
C	0,020	gy	1,50
Ka	1,50	l1	0,00
c1	5,20E-02		
y/d	0,4837		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	0,912	C	0,70
Re	2,55E+04	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.15 – Exemplos 29 e 30 em detalhe.

# Ex. 29 Detroit St. Clair (5) - Pritchard 1984 #			
m0 [kg/m]	765,00	f [Hz]	1,00
ξ	0,005000	Vcr [m/s]	24,40
Sc	1,60	Re	8,34E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	4,88	Medido	Observ.
h [m]	91,50	y/d	0,220
λ	18,75		

# Ex. 30 Pittsburgh (31) - Pritchard 1984 #				
m0 [kg/m]	970,00	f [Hz]	0,60	
ξ	0,006000	Vcr [m/s]	7,80	
Sc	8,59	Re	1,42E+06	
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26	
d [m]	2,60	Medido	Observ.	
h [m]	76,00	y/d	0,290	
λ	29,23			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,27			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	9,47	10,79	11,10
Kw	0,69	0,88	0,92	0,9320
y/d	0,39	0,50	0,52	0,52953

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	5,79	8,71	9,55
Kw	0,29	0,67	0,85	0,88
y/d	0,12	0,28	0,35	0,36607

Proposta III NBR 6123				
C	0,00980			
gy	1,40			
Ka	0,60			
K	0,21			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4984	0,4978	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	6,98E-02
C	0,010	c2	2,09E-05
Ka	1,00	gy	1,41
y/d	0,5288		

CICIND			
α	0,40	c2	2,99E-05
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	6,54E-02		
y/d	0,5431		

NBC 1985			
C	0,95	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	27,816	C	0,70
Re	9,50E+06	Ka	0,60
y/d	#NÚM!		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,50	0,50	0,50	0,4980
y/d	0,04	0,04	0,04	0,03857

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,58	2,72	2,76
Kw	0,19	0,24	0,25	0,26
y/d	0,01	0,02	0,02	0,01991

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,53			
Ka	1,20			
K	0,57			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4010	0,4005	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	2,53E-02
C	0,010	c2	3,00E-06
Ka	1,00	gy	1,69
y/d	0,3805		

CICIND			
α	0,40	c2	4,29E-06
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	1,91E-03		
y/d	0,1031		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	8,892	C	0,70
Re	1,62E+06	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.16 – Exemplos 31 e 32 em detalhe.

Ex. 31 Exxon Greece (42) - Pritchard 1984				
m0 [kg/m]	382,98		f [Hz]	0,50
ξ	0,002069		Vcr [m/s]	4,20
Sc	2,80		Re	4,94E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,68		Medido	Observ.
h [m]	43,50	y/d	0,210	
λ	25,89			

Ex. 32 Exxon England (54) - Pritchard 1984				
m0 [kg/m]	451,21		f [Hz]	0,90
ξ	0,003024		Vcr [m/s]	8,10
Sc	4,20		Re	1,02E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,80		Medido	Observ.
h [m]	46,00	y/d	0,170	
λ	25,56			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,21			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,45	6,54	6,56
Kw	0,55	0,58	0,58	0,5837
y/d	0,14	0,15	0,15	0,14694

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,84	5,05	5,65
Kw	0,21	0,38	0,48	0,52
y/d	0,05	0,09	0,11	0,12402

Proposta III NBR 6123				
C	0,02116			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,19			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5061	0,5059	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	4,51E-02
C	0,005		c2	1,83E-06
Ka	0,51		gy	1,46
y/d	0,4388			

CICIND				
α	0,40		c2	6,10E-06
C	0,013		gy	1,50
Ka	1,00		l1	0,00
c1	6,22E-02			
y/d	0,5293			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	4,788		C	0,70
Re	5,63E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,55	0,55	0,55	0,5519
y/d	0,09	0,09	0,09	0,08739

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,28	3,93	4,21
Kw	0,22	0,34	0,39	0,42
y/d	0,03	0,05	0,06	0,06603

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,41			
Ka	1,20			
K	0,28			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4783	0,4781	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	5,33E-02
C	0,010		c2	3,54E-06
Ka	1,00		gy	1,43
y/d	0,4668			

CICIND				
α	0,40		c2	5,06E-06
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	4,18E-02			
y/d	0,4339			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	9,234		C	0,70
Re	1,16E+06		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.17 – Exemplos 33 e 34 em detalhe.

# Ex. 33 TNO 1 (56) - Pritchard 1984 #				
m0 [kg/m]	229,86		f [Hz]	0,50
ξ	0,002069		Vcr [m/s]	3,95
Sc	1,90		Re	4,37E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,58		Medido	Observ.
h [m]	60,00	y/d	0,250	
λ	37,97			

# Ex. 34 TNO 1 Mod. (57) - Pritchard 1984 #				
m0 [kg/m]	140,54		f [Hz]	1,38
ξ	0,002069		Vcr [m/s]	6,88
Sc	2,90		Re	4,81E+05
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,00		Medido	Observ.
h [m]	60,00	y/d	0,400	
λ	60,00			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,33			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	7,61	8,21	8,42
Kw	0,40	0,49	0,52	0,5284
y/d	0,23	0,28	0,30	0,30710

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,89	5,21	5,94
Kw	0,15	0,28	0,36	0,40
y/d	0,05	0,10	0,13	0,13993

Proposta III NBR 6123				
C	0,02269			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,13			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5239	0,5236	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	6,07E-02
C	0,006		c2	2,26E-06
Ka	0,63		gy	1,42
y/d	0,4942			

CICIND				
α	0,40		c2	6,39E-06
C	0,014		gy	1,50
Ka	1,04		l1	0,00
c1	6,84E-02			
y/d	0,5549			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	4,503		C	0,70
Re	4,98E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,24			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,27	0,27	0,27	0,2710
y/d	0,07	0,07	0,07	0,07377

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,85	3,17	3,29
Kw	0,10	0,14	0,15	0,16
y/d	0,02	0,03	0,03	0,03567

Proposta III NBR 6123				
C	0,02148			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,19			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5040	0,5039	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	4,55E-02
C	0,005		c2	8,00E-07
Ka	0,54		gy	1,46
y/d	0,4400			

CICIND				
α	0,40		c2	2,56E-06
C	0,013		gy	1,50
Ka	1,01		l1	0,00
c1	6,18E-02			
y/d	0,5272			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	7,8375		C	0,70
Re	5,49E+05		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Quadro A1.18 – Exemplos 35 e 36 em detalhe.

# Ex. 35 TNO 2 (58) - Pritchard 1984 #			
m0 [kg/m]	138,45	f [Hz]	0,80
ξ	0,002069	Vcr [m/s]	3,84
Sc	3,10	Re	2,58E+05
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	0,96	Medido	Observ.
h [m]	75,00	y/d	0,400
λ	78,13		

# Ex. 36 No. 31 (52) - Pritchard 1984 #			
m0 [kg/m]	1298,94	f [Hz]	0,68
ξ	0,004934	Vcr [m/s]	9,86
Sc	7,60	Re	2,00E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,90	Medido	Observ.
h [m]	76,00	y/d	0,170
λ	26,21		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,70			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,72	6,93	6,99
Kw	0,21	0,24	0,24	0,2452
y/d	0,16	0,18	0,18	0,18407

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,62	2,80	2,85
Kw	0,07	0,10	0,10	0,11
y/d	0,02	0,02	0,02	0,02264

Proposta III NBR 6123				
C	0,02923			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,21			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5000	0,4999	#NÚM!

Eurocode II			
α	0,40	c1	6,23E-02
C	0,011	c2	1,20E-06
Ka	1,12	gy	1,42
y/d	0,5004		

CICIND			
α	0,40	c2	2,25E-06
C	0,016	gy	1,50
Ka	1,21	l1	0,00
c1	6,36E-02		
y/d	0,5351		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	4,3776	C	0,70
Re	2,94E+05	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Eurocode I			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	6,00	6,00	6,00
Kw	0,54	0,54	0,54
y/d	0,05	0,05	0,05

Proposta I NBR 6123			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	2,00	2,71	2,93
Kw	0,21	0,28	0,30
y/d	0,02	0,02	0,03

Proposta III NBR 6123			
C	0,02080		
gy	1,48		
Ka	1,20		
K	0,50		
		Universal	K<0,95
y/d	III - B	0,4166	0,4162

Eurocode II			
α	0,40	c1	3,16E-02
C	0,010	c2	3,11E-06
Ka	1,00	gy	1,58
y/d	0,3985		

CICIND			
α	0,40	c2	4,45E-06
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	1,09E-02		
y/d	0,2223		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	11,2404	C	0,70
Re	2,28E+06	Ka	1,20
y/d	#NÚM!		

Quadro A1.19 – Exemplos 37 e 38 em detalhe.

Ex. 37 Personal Contact (64) - Pritchard 1984			
m0 [kg/m]	310,71	f [Hz]	1,10
ξ	0,002069	Vcr [m/s]	11,77
Sc	1,40	Re	1,76E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,14	Medido	Observ.
h [m]	55,00	γ/d	0,180
λ	25,70		

Eurocode I			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	6,00	7,93	8,62
Kw	0,55	0,67	0,71
γ/d	0,26	0,32	0,34

Proposta I NBR 6123			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	2,00	5,36	8,17
Kw	0,22	0,50	0,68
γ/d	0,10	0,24	0,32

Proposta III NBR 6123			
C	0,00980		
gy	1,40		
Ka	0,60		
K	0,19		
		Universal	K<0,95
γ/d	III - B	0,5060	0,5059

Eurocode II			
α	0,40	c1	7,11E-02
C	0,010	c2	7,23E-06
Ka	1,00	gy	1,41
γ/d	0,5334		

CICIND			
α	0,40	c2	1,03E-05
C	0,010	gy	1,50
Ka	0,70	l1	0,10
c1	6,73E-02		
γ/d	0,5503		

NBC 1985			
C	0,95	Ka	0,60
γ/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	13,4178	C	0,70
Re	2,01E+06	Ka	1,20
γ/d	#NÚM!		

Ex. 38 Pritchard Pers. Contact NL I - Hansen 1998			
m0 [kg/m]	116,31	f [Hz]	0,70
ξ	0,002069	Vcr [m/s]	3,50
Sc	2,40	Re	2,45E+05
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,00	Medido	Observ.
h [m]	40,00	γ/d	0,280
λ	40,00		

Eurocode I			
K ϕ	0,133		
Cl	0,70		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	6,00	9,29	11,17
Kw	0,39	0,55	0,63
γ/d	0,37	0,53	0,61

Proposta I NBR 6123			
K ϕ	0,133		
Cl	0,20		
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3
Lpe/d	2,00	3,46	4,32
Kw	0,14	0,24	0,29
γ/d	0,04	0,07	0,08

Proposta III NBR 6123			
C	0,02987		
gy	1,40		
Ka	1,20		
K	0,16		
		Universal	K<0,95
γ/d	III - B	0,5141	0,5138

Eurocode II			
α	0,40	c1	6,69E-02
C	0,012	c2	3,15E-06
Ka	1,16	gy	1,42
γ/d	0,5176		

CICIND			
α	0,40	c2	5,75E-06
C	0,016	gy	1,50
Ka	1,22	l1	0,00
c1	6,75E-02		
γ/d	0,5512		

NBC 1985			
C	1,91	Ka	1,20
γ/d	#NÚM!		

Proposta II NBR 6123			
Vcr	3,99	C	0,70
Re	2,79E+05	Ka	1,20
γ/d	#NÚM!		

Quadro A1.20 – Exemplos 39 e 40 em detalhe.

Ex. 39 Pritchard Pers. Contact NL - II Hansen 1998			
m0 [kg/m]	223,31	f [Hz]	1,30
ξ	0,002069	Vcr [m/s]	10,40
Sc	1,80	Re	1,16E+06
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,60	Medido	Observ.
h [m]	40,00	y/d	0,300
λ	25,00		

Ex. 40 Pritchard Pers. Contact NL III - Hansen 1998			
m0 [kg/m]	164,87	f [Hz]	0,30
ξ	0,002069	Vcr [m/s]	1,35
Sc	4,20	Re	8,51E+04
St	0,20	ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	0,90	Medido	Observ.
h [m]	65,00	y/d	0,450
λ	72,22		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	7,29	7,66	7,75
Kw	0,56	0,64	0,67	0,6717
y/d	0,21	0,24	0,25	0,24815

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	4,79	7,02	8,05
Kw	0,22	0,47	0,63	0,69
y/d	0,08	0,17	0,23	0,25423

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,12			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5259	0,5256	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40	c1		6,85E-02
C	0,010	c2		5,78E-06
Ka	1,00	gy		1,41
y/d		0,5239		

CICIND				
α	0,40	c2		8,25E-06
C	0,010	gy		1,50
Ka	0,70	l1		0,10
c1	6,36E-02			
y/d		0,5352		

NBC 1985				
C	0,95	Ka		0,60
y/d		#NÚM!		

Proposta II NBR 6123				
Vcr	11,856	C		0,70
Re	1,33E+06	Ka		1,20
y/d		#NÚM!		

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,70			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,32	6,40	6,42
Kw	0,23	0,24	0,24	0,2435
y/d	0,13	0,13	0,13	0,13495

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,60			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,42	4,27	4,72
Kw	0,08	0,14	0,17	0,18
y/d	0,04	0,06	0,08	0,08718

Proposta III NBR 6123				
C	0,05540			
gy	1,40			
Ka	2,00			
K	0,17			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5116	0,5114	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40	c1		6,66E-02
C	0,020	c2		1,71E-06
Ka	2,00	gy		1,42
y/d		0,5166		

CICIND				
α	0,40	c2		2,29E-06
C	0,020	gy		1,50
Ka	1,50	l1		0,00
c1	6,22E-02			
y/d		0,5290		

NBC 1985				
C	1,91	Ka		1,20
y/d		#NÚM!		

Proposta II NBR 6123				
Vcr	1,539	C		0,70
Re	9,70E+04	Ka		1,20
y/d		#NÚM!		

Quadro A1.21 – Exemplos 41 e 42 em detalhe.

Ex. 41 UK (44) - Pritchard 1984				
m0 [kg/m]	300,00		f [Hz]	1,00
ξ	0,003000		Vcr [m/s]	9,00
Sc	2,77		Re	1,13E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	1,80		Medido	Observ.
h [m]	43,00	y/d	0,250	
λ	23,89			

# Ex. 42 No. 34 (53) - Pritchard 1984 #				
m0 [kg/m]	780,00		f [Hz]	0,83
ξ	0,005000		Vcr [m/s]	9,96
Sc	6,75		Re	1,67E+06
St	0,20		ρ [kg/m ³]	1,26
d [m]	2,40		Medido	Observ.
h [m]	56,00	y/d	0,250	
λ	23,33			

Eurocode I				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,47	6,56	6,58
Kw	0,58	0,61	0,62	0,6197
y/d	0,14	0,15	0,15	0,14876

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	3,99	5,33	5,99
Kw	0,23	0,42	0,53	0,58
y/d	0,06	0,10	0,13	0,13916

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,40			
Ka	1,20			
K	0,18			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,5067	0,5064	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	6,24E-02
C	0,010		c2	5,70E-06
Ka	1,00		gy	1,42
y/d	0,5006			

CICIND				
α	0,40		c2	8,14E-06
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	5,48E-02			
y/d	0,4968			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	10,26		C	0,70
Re	1,29E+06		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

# Ex. 42 No. 34 (53) - Pritchard 1984 #				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	6,00	6,00	6,00	6,00
Kw	0,59	0,59	0,59	0,5901
y/d	0,06	0,06	0,06	0,05811

Proposta I NBR 6123				
K ϕ	0,133			
Cl	0,20			
	Iteração 1	Iteração 2	Iteração 3	Iteração 4
Lpe/d	2,00	2,89	3,21	3,32
Kw	0,24	0,33	0,36	0,37
y/d	0,02	0,03	0,04	0,03631

Proposta III NBR 6123				
C	0,02080			
gy	1,45			
Ka	1,20			
K	0,45			
		Universal	K<0,95	K>1,05
y/d	III - B	0,4309	0,4305	#NÚM!

Eurocode II				
α	0,40		c1	3,70E-02
C	0,010		c2	3,99E-06
Ka	1,00		gy	1,52
y/d	0,4138			

CICIND				
α	0,40		c2	5,70E-06
C	0,010		gy	1,50
Ka	0,70		l1	0,10
c1	1,86E-02			
y/d	0,2898			

NBC 1985				
C	1,91		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			

Proposta II NBR 6123				
Vcr	11,3544		C	0,70
Re	1,91E+06		Ka	1,20
y/d	#NÚM!			