

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

**DETERMINAÇÃO DOS EFEITOS DE VIZINHANÇA NA
RESPOSTA DINÂMICA DE EDIFÍCIOS ALTOS SOB A
AÇÃO DO VENTO**

Maria Cristina Dolz Bênia

Porto Alegre
2013

MARIA CRISTINA DOLZ BÊNIA

**DETERMINAÇÃO DOS EFEITOS DE VIZINHANÇA NA
RESPOSTA DINÂMICA DE EDIFÍCIOS ALTOS SOB A
AÇÃO DO VENTO**

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

2013

MARIA CRISTINA DOLZ BÊNIA

**DETERMINAÇÃO DOS EFEITOS DE VIZINHANÇA NA
RESPOSTA DINÂMICA DE EDIFÍCIOS ALTOS SOB A
AÇÃO DO VENTO**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Meio Ambiente, 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, 17 de setembro de 2013.

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

Prof. Marcelo Maia Rocha
Dr. Techn. pela Universität Innsbruck,
Áustria
Co-orientador

Prof. Armando Miguel Awruch
Coordenador do PPGE/UFGRS

BANCA EXAMINADORA

Prof. José Luís Vital de Brito (UNB)
D. Sc. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Prof. Adrián Roberto Wittwer (UNNE – Argentina)
D. Sc. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Prof. Ruy Carlos Ramos de Menezes (UFGRS)
Dr. Techn. pela Universität Innsbruck, Áustria

Mario Gustavo Klaus Oliveira
(Vento-S Consultoria em Engenharia do Vento Ltda.)
D. Sc. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Dedico este trabalho a minha família.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos Prof. Acir Mércio Loredo-Souza e Prof. Marcelo Maia Rocha pela orientação, por todo o conhecimento que passaram e pelo apoio durante a realização deste trabalho.

À equipe do Laboratório de Aerodinâmica das Construções da UFRGS, Émerson Franco de Menezes, Marcelo Hahmeyer de Souza, Roges de Mari Leopoldo e Roberto Batista de Oliveira, muito obrigada pelo apoio constante e por toda a ajuda na fase de ensaios. Agradeço em especial ao “Prof.” Paulo Francisco Bueno por acreditar no meu trabalho e ajudar incondicionalmente.

Ao Eng. Dr. Mario Gustavo Klaus Oliveira pelo incentivo, pela paciência e, principalmente, pela amizade. Muito obrigada por responder as minhas infinitas perguntas e por sempre estar disposto a ajudar.

Aos meus amigos do mestrado, em especial aos engenheiros Maiga Marques Dias, Pedro Felipe Vergo Scheffer e Matthew Bruce Vallis, e aos meus amigos de fora do mestrado, em especial a Fátima Noronha Francisco e aos engenheiros Camila Fagundes Xavier, Débora Delai Vanin, Anderson Augusto Müller, Guilherme Martins Siqueira, Mauro Mario e Miguel Chaves Custódio, que sempre têm palavras de incentivo e nunca me deixaram pensar em desistir.

Aos futuros engenheiros Deise Elise Guerra Fávero, Gabriela Moreira Azevedo, Gabrieli Lorenzatto Bolis, Arthur Paulo Bastos Ozelame, Juarez Paulo Calvi Filho, Marcelo Zanfelice Cavalcante e Rafael Henrique Jantsch, agradeço pelo apoio... vocês tornaram a jornada muito mais divertida.

Agradeço muito especialmente aos meus pais, Enio e Cecilia, e as minhas irmãs, Simone e Luciana, que sempre entenderam e incentivaram minha dedicação à Engenharia do Vento.

À CAPES pela bolsa de estudos concedida.

Knowledge is power.

Sir Francis Bacon

RESUMO

BÊNIA, M.C.D. Determinação dos efeitos de vizinhança na resposta dinâmica de edifícios altos sob a ação do vento. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

O processo de crescimento das cidades gerou uma necessidade pelo melhor aproveitamento do espaço urbano, contribuindo para os processos de verticalização e densificação das áreas construídas. Sendo assim, a tendência é de construção de edifícios cada vez mais altos e agrupados, duas características que influenciam na resposta das estruturas à ação do vento. Edifícios altos modernos são estruturas, em geral, leves, flexíveis e pouco amortecidas, o que os torna mais susceptíveis a problemas causados por vibrações induzidas pela ação do vento. Estes problemas podem gerar desconforto aos usuários ou até mesmo, em casos mais severos, danos estruturais. O agrupamento de edifícios propicia o surgimento de efeitos de interferência, que alteram o escoamento em torno das estruturas e, conseqüentemente, o carregamento devido à ação do vento. Forças aerodinâmicas e a resposta de edifícios altos a ação destas forças podem aumentar ou diminuir significativamente devido à presença de edificações vizinhas. Devido à complexidade dos efeitos de interferência entre edifícios, há ainda muitas lacunas no entendimento do fenômeno, embora o assunto seja estudado por diversos pesquisadores desde a década de 1930. Com o objetivo de contribuir para o estado-da-arte do conhecimento do fenômeno de efeitos de interferência em edifícios altos, neste trabalho foram realizados ensaios em túnel de vento com modelo reduzido do edifício padrão da *Commonwealth Aeronautical Research Council* (CAARC) para 18 configurações de vizinhança. Para determinação da resposta do edifício, em termos de suas componentes médias e flutuantes, para deslocamentos longitudinais e transversais à direção do vento incidente e a torção, utilizou-se uma balança dinâmica de três graus de liberdade (BD3GDL), dois em flexão, admitindo que são ortogonais entre si e aproximados de forma linear, e um torção, aproximado de forma constante. A presença de edificações vizinhas causou, em geral, o efeito de proteção esperado provocando a diminuição das respostas médias longitudinal e transversal do edifício principal, quando comparada à resposta da edificação isolada. No entanto, a resposta flutuante sofreu ampliações significativas, para os três graus de liberdade, para determinadas configurações de vizinhança.

Palavras-chave: efeitos de vizinhança; edifícios altos; ação do vento.

ABSTRACT

BÊNIA, M. C. D. Determination of the effects of neighbouring buildings on the dynamic response of tall buildings under wind loading. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

The population explosion in modern cities has generated a need for the better use of urban spaces, contributing to the vertical growth and densification of built-up areas. Considering this, current trends are to build taller towers with minimal space between buildings; two characteristics which influence the structural response of buildings under wind loading. In general, modern tall buildings are lightweight, flexible structures with low levels of inherent structural damping, which render them highly susceptible to problems caused by wind-induced vibrations. These problems include discomfort suffered by building tenants, and in severe cases, damage to the building's structure. The close grouping of buildings increases interference effects, altering the flow around buildings, and consequentially the loading caused by the wind. The aerodynamic forces, and associated responses, of tall-buildings can be significantly increased or reduced by the presence of neighboring buildings. Due to the complexity of inference effects between buildings, there remain many unknowns in the understanding of the phenomenon, even though the subject has been studied by many researchers since the 1930s. It is with the objective of contributing to the state-of-the-art of the building interference effects that, in this study, wind-tunnel investigations were performed on the reduced scaled model building of the internationally recognized benchmark *Commonwealth Aeronautical Research Council (CAARC)* design for 18 different neighboring configurations. For the determination of the building's response, in terms of mean and fluctuating components of along-wind and cross-wind displacements and torsion, the three degrees-of-freedom dynamic balance (BD3GDL) was utilized; which possesses two degrees-of-freedom in linear bending along the orthogonal directions, and a constant rotation about its vertical axis. The presence of neighboring buildings generally provided the study building with protection, as was predicted, causing the reduction of mean displacements in both along-wind and cross-wind directions when compared against the isolated case. However, the fluctuating response in all three degrees-of-freedom suffered significant increases for certain proximity building configurations.

Key-words: interference effects; tall buildings; wind action.

SUMÁRIO

| | |
|--|-----------|
| LISTA DE FIGURAS | 11 |
| LISTA DE QUADROS | 14 |
| LISTA DE SÍMBOLOS | 15 |
| 1 INTRODUÇÃO | 18 |
| 1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS | 18 |
| 1.2 OBJETIVO | 23 |
| 1.3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA..... | 24 |
| 2 VIBRAÇÕES INDUZIDAS PELO VENTO EM EDIFÍCIOS ALTOS | 35 |
| 2.1 ESCOAMENTO DO VENTO NATURAL | 35 |
| 2.1.1 Perfil de velocidades médias | 35 |
| 2.1.2 Turbulência | 37 |
| 2.2 FORÇAS INDUZIDAS PELA AÇÃO DO VENTO | 42 |
| 2.3 VIBRAÇÕES CAUSADAS PELA AÇÃO DO VENTO | 46 |
| 2.3.1 Energia cinética das rajadas | 46 |
| 2.3.2 Martelamento (<i>buffeting</i>) | 47 |
| 2.3.3 Drapejamento (<i>flutter</i>) | 49 |
| 2.3.4 Galope | 50 |
| 2.3.5 Divergência torcional | 51 |
| 2.3.6 Desprendimento de vórtices | 51 |
| 2.3.6.1 Influência da turbulência | 57 |
| 2.3.6.2 Fenômeno de captura (<i>lock-in</i>) | 59 |
| 2.3.6.2 Influência do amortecimento estrutural | 61 |

| | |
|--|----|
| 3 PROGRAMA EXPERIMENTAL | 63 |
| 3.1 TÚNEL DE VENTO PROF. JOAQUIM BLESSMANN | 63 |
| 3.1.1 Características | 63 |
| 3.1.2 Simulação do vento natural | 64 |
| 3.2 MODELAGEM E ENSAIOS EM TÚNEL DE VENTO | 65 |
| 3.2.1 Balança dinâmica de três graus de liberdade (BD3GDL) | 65 |
| 3.2.2 <i>CAARC Standard Tall Building</i> | 67 |
| 3.2.2.1 Geometria e propriedades dinâmicas | 67 |
| 3.2.2.2 Projeto do modelo | 68 |
| 3.2.2.3 Aquisição de dados | 74 |
| 3.2.2.4 Ajuste de frequências e amortecimentos | 74 |
| 3.2.2.5 Configurações de ensaio | 76 |
| 4 ANÁLISE DOS RESULTADOS | 80 |
| 4.1 CONFIGURAÇÃO I | 80 |
| 4.1.1 Resposta transversal | 80 |
| 4.1.2 Resposta longitudinal | 81 |
| 4.1.3 Resposta torcional | 82 |
| 4.2 CONFIGURAÇÃO II | 86 |
| 4.2.1 Resposta transversal | 86 |
| 4.2.2 Resposta longitudinal | 87 |
| 4.2.3 Resposta torcional | 88 |
| 4.3 CONFIGURAÇÃO III | 90 |
| 4.3.1 Resposta transversal | 90 |
| 4.3.2 Resposta longitudinal | 91 |

| | |
|---------------------------------------|-----|
| 4.3.3 Resposta torcional | 92 |
| 4.4 AFASTAMENTOS | 93 |
| 4.4.1 Resposta transversal | 94 |
| 4.4.2 Resposta longitudinal | 96 |
| 4.4.3 Resposta torcional | 99 |
| 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES | 103 |
| 6 REFERÊNCIAS | 107 |

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 1: efeito de proteção em edifícios altos | 21 |
| Figura 2: efeito Venturi | 21 |
| Figura 3: deflexão vertical | 22 |
| Figura 4: esteira turbulenta | 22 |
| Figura 5: regimes de escoamento | 23 |
| Figura 6: estudo <i>Empire State Building</i> | 24 |
| Figura 7: ensaios realizados por Wise | 26 |
| Figura 8: estudo <i>Commerce Court Tower</i> | 27 |
| Figura 9: efeito de interferência na resposta transversal de um edifício alto | 28 |
| Figura 10: ensaios realizados por English | 30 |
| Figura 11: ensaios realizados por Fontes | 32 |
| Figura 12: ensaios realizados por Lam et al. | 33 |
| Figura 13: visualização PIV | 34 |
| Figura 14: perfil de velocidades médias do vento | 36 |
| Figura 15: função de autocorrelação da turbulência do vento | 40 |
| Figura 16: espectros de potência de Davenport, Harris, Kármán e Kaimal | 42 |
| Figura 17: variação do coeficiente de arrasto em função de a/b e b/h para prismas de seção retangular | 43 |
| Figura 18: variação do coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds para corpos de seção circular | 44 |
| Figura 19: influência da intensidade de turbulência do escoamentos incidente no coeficiente de arrasto de cilindros retangulares e circulares | 45 |
| Figura 20: resposta típica de corpos rombudos em escoamento de baixa turbulência | 46 |
| Figura 21: ensaios realizados por Blessmann | 49 |
| Figura 22: vórtices de Kármán | 52 |
| Figura 23: início do desprendimento de vórtices | 52 |

| | |
|--|----|
| Figura 24: formação de vórtices de Kármán | 53 |
| Figura 25: vórtices aleatórios | 53 |
| Figura 26: formação de vórtices de Kármán em um cilindro circular | 54 |
| Figura 27: visualização da formação de vórtices de Kármán na Ilha Jan Mayen | 54 |
| Figura 28: efeito da turbulência no desprendimento de vórtices para uma torre de base quadrada | 58 |
| Figura 29: resposta transversal de edifício alto com $D/B=0,5$ e $H/\sqrt{BD} = 10$ para escoamento suave e turbulento (área urbana) com respectivos espectros de potência da resposta transversal | 59 |
| Figura 30: fenômeno da captura de vórtices | 60 |
| Figura 31: variação da resposta do edifício | 61 |
| Figura 32: influência do amortecimento no desprendimento de vórtices para prismas circulares no regime subcrítico | 62 |
| Figura 33: influência do amortecimento no desprendimento de vórtice para prismas quadrados em escoamento uniforme e suave | 62 |
| Figura 34: fotografia do túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann | 63 |
| Figura 35: circuito aerodinâmico do túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann | 64 |
| Figura 36: simulação de vento natural $p=0,11$ | 65 |
| Figura 37: características do vento deslizante e turbulento simulado com expoente $p = 0,11$ | 65 |
| Figura 38: BD3GDL | 66 |
| Figura 39: BD3GDL com molas, massas e amortecedores instalados | 66 |
| Figura 40: <i>CAARC Standard Tall Building</i> | 67 |
| Figura 41: modelo do <i>CAARC Standard Tall Building</i> | 74 |
| Figura 42: ensaios para a configuração I | 76 |
| Figura 43: ensaios para a configuração II | 77 |
| Figura 44: ensaios para a configuração III | 77 |
| Figura 45: calibração dos sensores ópticos utilizados na BD3GDL | 79 |

| | |
|--|-----|
| Figura 46: curvas de calibração dos sensores ópticos utilizados na BD3GDL | 79 |
| Figura 47: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção transversal para a configuração I | 81 |
| Figura 48: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção longitudinal para a configuração I | 82 |
| Figura 49: deslocamentos angulares de torção para a configuração I | 84 |
| Figura 50: espectros de potência para configuração CId na velocidade de ensaio 7,69m/s | 85 |
| Figura 51: espectros de potência para configuração CId na velocidade de ensaio 12,29m/s | 85 |
| Figura 52: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção transversal para a configuração II | 87 |
| Figura 53: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção longitudinal para a configuração II | 88 |
| Figura 54: deslocamentos angulares de torção para a configuração II | 89 |
| Figura 55: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção transversal para a configuração III | 91 |
| Figura 56: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção longitudinal para a configuração III | 92 |
| Figura 57: deslocamentos angulares de torção para a configuração III | 93 |
| Figura 58: deslocamentos horizontais normalizados médios no topo do modelo na direção transversal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos | 95 |
| Figura 59: deslocamentos horizontais normalizados flutuantes no topo do modelo na direção transversal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos | 96 |
| Figura 60: deslocamentos horizontais normalizados médios no topo do modelo na direção longitudinal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos | 98 |
| Figura 61: deslocamentos horizontais normalizados flutuantes no topo do modelo na direção longitudinal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos | 99 |
| Figura 62: deslocamentos angulares de torção médios para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos | 101 |
| Figura 63: deslocamentos angulares de torção flutuantes para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos | 102 |

LISTA DE QUADROS

| | |
|---|----|
| Quadro 1: parâmetros numéricos da equação para determinação dos espectros de potência | 41 |
| Quadro 2: valores do número de Strouhal para diversas seções | 56 |
| Quadro 3: frequências e razões de amortecimento crítico | 75 |

LISTA DE SÍMBOLOS

z_o = rugosidade aerodinâmica (m);

z_d = altura da subcamada sobre a superfície (m);

$\bar{V}(z)$ = velocidade média do vento na altura de interesse (m/s);

$\bar{V}(z_{ref})$ = velocidade média do vento em uma altura de referência (m/s);

z = altura de interesse (m);

z_{ref} = altura de referência (m);

P = expoente que representa o tipo de terreno (adimensional);

u_* = velocidade de corte;

κ = constante de Von Kàrmàn, $\kappa \cong 0,4$;

$I_{io}(z)$ = intensidade normalizada da turbulência;

L_u^x , L_u^y e L_u^z = escalas integrais da turbulência;

n = frequência;

$S_u(n)$ = potência por unidade de frequência n da componente da velocidade u ;

σ_u^2 = variância da parcela flutuante da componente da velocidade u ;

C_f = coeficiente de força – sustentação, arrasto, lateral (adimensional);

q = pressão dinâmica, $q = 1/2 \cdot \rho \cdot \bar{V}^2$ (kg/ms²);

A = área da seção de referência (m²);

C_D = coeficiente de arrasto (adimensional);

V_{cr} = velocidade crítica de desprendimento de vórtices;

f_n = frequência natural da estrutura;

L = dimensão linear característica da estrutura;

S_t = número de Strouhal;

S_c = número de Scruton;

δ_s = amortecimento estrutural expresso por decremento logarítmico;

$m_{i,e}$ = massa equivalente m_e por unidade de comprimento para o modo i ;

λ_L = fator de escala de comprimento;

L_m = comprimento do modelo;

L_p = comprimento do edifício real;

λ_{im} = fator de escala de momento de inércia de massa;

λ_p = fator de escala de massa específica;

λ_f = fator de escala de frequência;

f_m = frequência do modelo;

f_p = frequência da estrutura real;

N = número de molas utilizado;

r = distância perpendicular entre o vetor da força da mola e o centro de giro;

f_p = constante elástica da mola (N/m);

λ_v = fator de escala de velocidade;

V_m = velocidade no modelo;

V_p = velocidade na estrutura real;

t_m = tempo no modelo;

t_p = tempo na estrutura real;

λ_a = fator de escala de aceleração;

λ_F = fator de escala de força;

F_m = força no modelo;

F_p = força no edifício real;

λ_{Mf} = fator de escala de momentos;

ζ = razão de amortecimento crítico;

\bar{V} = velocidade média do vento (m/s);

k_0 = fator de calibração do túnel de vento (adimensional);

ΔPa = diferença de pressão estática medida entre os anéis piezométricos situados nos extremos do convergente do túnel de vento (mmH₂O);

T = temperatura dentro da câmara de ensaios (°C);

P_{atm} = pressão atmosférica (mmHg).

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Analisando o contexto global de urbanização crescente, percebem-se transformações significativas no espaço das grandes cidades. Destacam-se os processos de verticalização e densificação das áreas construídas. O crescimento populacional levou arquitetos e engenheiros a projetarem edifícios cada vez mais altos e agrupados numa tentativa de melhorar o aproveitamento do limitado espaço urbano. No entanto, edifícios altos têm também um importante significado simbólico já que são demonstrações da riqueza e desenvolvimento tecnológico de um país.

As primeiras estruturas altas construídas foram as pirâmides egípcias, com destaque para a Pirâmide de Gizé com altura original de 146,5m (481ft) que foi considerada a edificação mais alta do mundo por mais de 3800 anos. A partir de 1300, igrejas e catedrais, construídas predominantemente na Inglaterra e Alemanha, passaram a ser as construções mais altas.

Até o fim do século XIX, a maioria dos edifícios possuía até 15m de altura. Isto se deve a diversas dificuldades de projeto e construção como, por exemplo, a espessura das paredes de alvenaria que deveriam ser suficientemente robustas para suportar o peso dos andares superiores e ainda para resistir aos esforços do vento. Um exemplo é o edifício *Monadnock Office Building* de 17 andares (66m), construído em 1891 em Chicago, que possui paredes de 1,83m de espessura no térreo. Este edifício é considerado o último arranha-céu construído em Chicago puramente em alvenaria estrutural. Outros problemas encontrados na construção de edifícios altos eram a ausência de elevadores, pois os usuários não se dispunham a subir até os pavimentos mais altos utilizando escadas, e a precariedade do sistema de distribuição de água que não possuía pressão suficiente nas redes de distribuição para abastecer locais com elevação superior a 15m.

Nas últimas décadas do século XIX e no início do século XX ocorreu um crescimento na construção de edifícios altos residenciais e comerciais nos Estados Unidos e Europa, com destaque para as cidades americanas Nova Iorque e Chicago que despontaram na construção de arranha-céus. Isto foi possível devido ao desenvolvimento de elevadores elétricos, sistemas de saneamento eficientes, técnicas construtivas e materiais mais resistentes.

O primeiro arranha-céu moderno foi o *Home Insurance Building*, construído em Chicago em 1884, com doze andares. Este prédio foi pioneiro na utilização de aço em sua estrutura, embora quase toda ela tenha sido feita em ferro forjado, capaz de suportar sozinha todo o peso do edifício. O *Rand McNally Building* (10 andares), construído em 1889 também em Chicago, foi o primeiro arranha-céu do mundo com estrutura toda em aço que possibilitava paredes mais finas e maior número de janelas por pavimento.

O aumento da altura dos edifícios exigiu uma revisão nas considerações do cálculo estrutural devido à utilização de novos materiais, o que representa novos parâmetros de resistência e durabilidade, e aos carregamentos que deixam de ser predominantemente verticais (caso das edificações baixas) e passam a ter grande influência das forças horizontais oriundas da ação do vento sobre as edificações.

De acordo com Simiu e Scanlan (1986, p. 295), o projeto de edifícios altos, quanto à ação do vento, é baseado em estimativas das forças globais e locais exercidas pelo vento. As forças globais devem ser consideradas para o projeto da estrutura e as forças locais são determinantes para o projeto dos revestimentos.

Segundo Blessmann (1978, p. 15), “as cargas devidas ao vento são, na realidade, dinâmicas, pois as pressões exercidas sobre uma edificação variam tanto pelas flutuações da velocidade do vento, como pelos vórtices e pelas alterações nas linhas de corrente, causados pela própria edificação”. Franco (2002, p. 8) explica que para análise e projeto de estruturas simples é permitido considerar forças estáticas equivalentes, simplificando o processo de cálculo. No entanto, mesmo para estas estruturas, é necessário observar possíveis efeitos causados por oscilações excessivas das edificações, tais como: desconforto de usuários, danos ao revestimento e outros elementos não estruturais (paredes divisórias e caixilharia, por exemplo) e danos à estrutura.

A resposta de uma edificação submetida à ação do vento é composta por duas parcelas: estática e dinâmica. A resposta estática (ou resposta média) é causada pela velocidade média do escoamento que produz efeitos puramente estáticos na edificação. A resposta dinâmica (ou resposta flutuante) origina-se das flutuações da velocidade em torno da velocidade média que podem induzir oscilações significativas, em estruturas flexíveis, na direção da velocidade média (BLESSMANN, 1998, p. 101).

De acordo com Oliveira (2003, p. 16), até a década de 1960, utilizava-se apenas a resposta estática da estrutura submetida à ação do vento na determinação do carregamento devido ao vento para projeto de edificações alteadas. Nesta época, as estruturas apresentavam elevada rigidez, característica que minimizava os efeitos dinâmicos produzidos pelo vento. O aprimoramento de ferramentas de análise estrutural aliado ao desenvolvimento dos materiais de construção permite que as edificações sejam mais altas e leves. Estas estruturas são mais flexíveis e menos amortecidas e, portanto, mais sensíveis aos efeitos dinâmicos do vento.

Em edifícios altos, esbeltos e flexíveis, a resposta flutuante da estrutura representa de 50% a 67% da resposta total (soma das repostas média e flutuante). Sendo assim, é vital analisar as características dinâmicas das estruturas (frequências naturais, modos de vibração, amortecimento) e considerar sua resposta dinâmica para assegurar o controle de vibrações que afetam a integridade da estrutura e o conforto dos usuários (ISYUMOV, 1982, p. 373).

Dados aerodinâmicos para determinação das forças estáticas equivalentes estão disponíveis para estruturas usuais e há procedimentos de cálculo para estimar a resposta estrutural utilizando estas informações. Este é o caso de edificações que têm formato geométrico simples e não estão sujeitas a significativos efeitos de vizinhança. No entanto, a maioria das formas arquitetônicas projetadas atualmente não possui dados aerodinâmicos disponíveis. Nestes casos, as informações necessárias para a determinação das forças globais e locais oriundas da ação do vento devem ser obtidas em ensaios em túnel de vento (SIMIU; SCANLAN, 1986, p. 295-296).

Forças aerodinâmicas e a resposta de edifícios altos a ação destas podem aumentar ou diminuir significativamente devido à presença de edificações vizinhas. Se dois edifícios são construídos próximos, para certas incidências do vento haverá efeito de proteção do edifício a barlavento sobre o edifício a sotavento (figura 1). Para a incidência mostrada na figura, as forças e o momento torçor são geralmente reduzidos pela presença de um edifício a barlavento. Isto ocorre pois a fachada do edifício a sotavento não está mais sujeito a toda a pressão dinâmica do vento já que uma parte de sua área está protegida pelo edifício a barlavento (HOUGHTON; CARRUTHERS, 1976, p. 144-146).

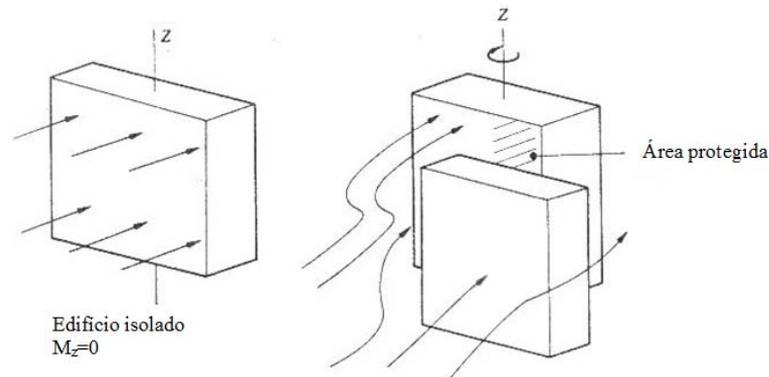


Figura 1: efeito de proteção em edifícios vizinhos (adaptada de HOUGHTON; CARRUTHERS, 1976, p. 145)

No entanto, para outras incidências do vento poderá haver formação do efeito Venturi, causando o aumento dos valores dos coeficientes de pressão negativos (sucções) nas fachadas confrontantes, em especial nas extremidades a barlavento. A NBR 6123 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1988, p. 58) explica que o efeito Venturi consiste na redução da área disponível para a passagem do ar (causada pela disposição de edificações vizinhas) que resulta no afunilamento do vento, acelerando o escoamento do ar. A figura 2 ilustra o fenômeno.

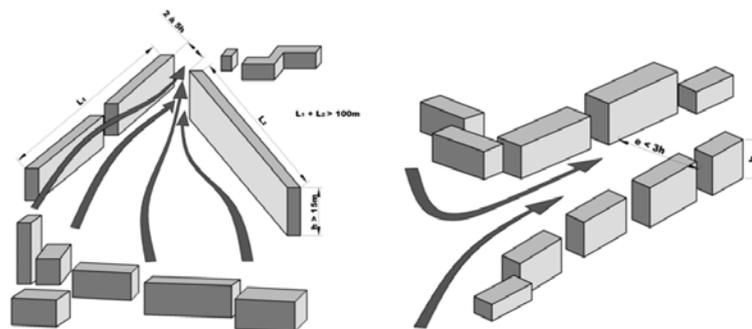


Figura 2: efeito Venturi (CARPEGGIANI, 2004, p. 5)

Além do efeito Venturi, edificações vizinhas podem causar aumento das forças do vento por deflexão do vento na direção vertical e pela turbulência da esteira. A deflexão ocorre quando o vento encontra a fachada de um edifício alto e o escoamento é desviado para baixo causando o aumento da velocidade em zonas próximas ao solo (figura 3). Edificações mais baixas localizadas nestas zonas poderão ter as cargas do vento aumentadas por este efeito.

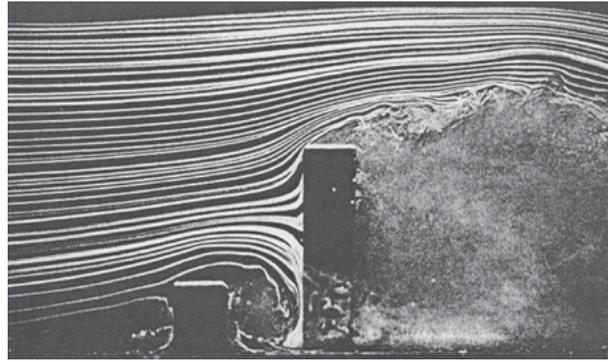


Figura 3: deflexão vertical (WISE, 1971, p. 471)

Em relação à turbulência na esteira, embora um edifício a barlavento ofereça proteção a outro edifício a sotavento, a esteira do primeiro possui turbilhões pequenos com frequência maior do que a frequência dos turbilhões encontrados na turbulência atmosférica, o que pode causar alterações nos valores dos coeficientes de pressão e também efeitos dinâmicos (martelamento) consideráveis (COOK, 1985, p. 185). A figura 4 mostra características do escoamento na esteira de um edifício alto.



Figura 4: esteira turbulenta (adaptada de COOK, 1985, p. 174)

Para edificações alinhadas na direção do vento, Cook (1990, p. 347) identifica três regimes de escoamento, caracterizados pelos padrões de escoamento:

- a) regime de escoamento de corpo isolado (figura 5a);
- b) regime de interferência na esteira (figura 5b);
- c) regime de escoamento deslizante (figura 5c).

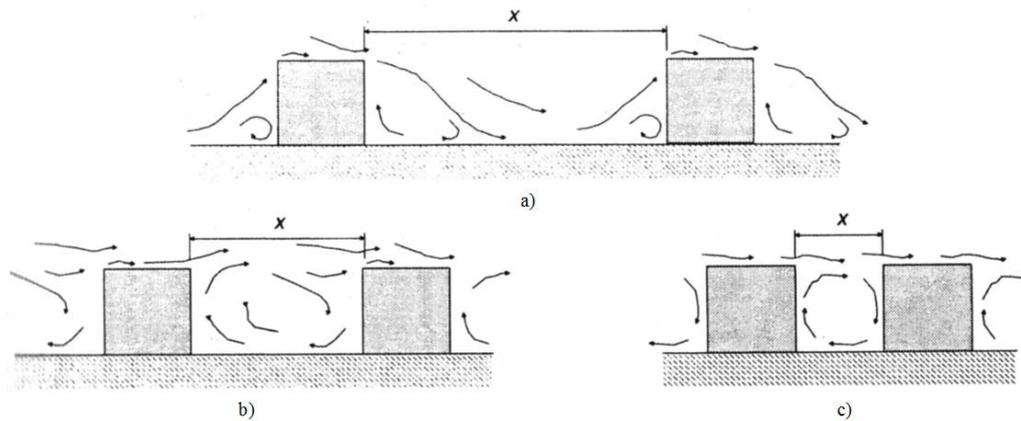


Figura 5: regimes de escoamento (COOK, 1990, p. 374)

No caso do regime de corpo isolado (figura 5a), os edifícios estão suficientemente afastados para que o escoamento em torno deles seja correspondente a o escoamento em torno de um corpo isolado. Um vórtice em forma de ferradura se forma em torno de cada edificação e o escoamento recola ao solo antes que o edifício a sotavento seja atingido. Portanto, neste caso, a distância que separa os dois edifícios (x) é maior que a soma dos comprimentos de separação a barlavento e de recolamento a sotavento. O efeito de proteção para esta configuração é pequeno e as forças em cada edifício são similares aos valores do edifício isolado.

No regime de escoamento deslizante (figura 5c), os edifícios estão suficientemente próximos para que o escoamento pareça deslizar sobre os telhados. No entanto, é possível que um vórtice estável seja formado no espaço entre as edificações. Neste caso, há um grande efeito de proteção e as forças em cada edifício são pequenas.

O regime de escoamento de interferência na esteira (figura 5b) representa um estágio intermediário entre os outros dois regimes. Neste caso, não há espaço suficiente para a que o escoamento recolo ao solo e, entretanto, o afastamento entre os edifícios é suficientemente grande para que não ocorra a formação de um vórtice estável.

1.2 OBJETIVO

A resposta de edifícios altos devido à ação do vento em ambiente urbano é amplamente afetada pela interferência aerodinâmica causado por estruturas adjacentes. Embora o assunto seja exaustivamente estudado por diversos pesquisadores, há ainda muitas lacunas no entendimento do fenômeno devido a sua complexidade e ao grande número de variáveis

envolvidas. Sendo assim, o objetivo principal deste trabalho é contribuir com a base de dados existente em relação a efeitos de interferência em edifícios altos, através do ensaio em túnel de vento com modelo reduzido do edifício padrão da *Commonwealth Advisory Aeronautical Research Council* (CAARC) para 18 configurações de vizinhança.

Os ensaios foram realizados simulando o escoamento do vento natural correspondente a categoria I da NBR6123 incidindo perpendicularmente a maior fachada do CAARC. Utilizou-se uma balança dinâmica de três graus de liberdade (BD3GDL), desenvolvida na tese de doutorado de Oliveira (2009), para determinar a resposta do edifício, em termos de suas componentes médias e flutuantes, para deslocamentos longitudinais e transversais à direção do vento e a torção. A BD3GDL possui dois graus de liberdade em flexão, admitidos ortogonais entre si e aproximados de forma linear, e um grau de liberdade em torção, aproximado de forma constante.

1.3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os efeitos de interferência entre edifícios altos são estudados desde a década de 1930. Harris (1934) realizou ensaios em túnel de vento com o modelo do *Empire State Building* e dois edifícios vizinhos propostos para serem construídos nas ruas adjacentes. A figura 6 mostra a localização das tomadas de pressão, os modelos utilizados e o posicionamento dos mesmos. O autor concluiu que embora a pressão tenha aumentado em certas faces do *Empire State* devido à presença das edificações vizinhas, a pressão resultante na fachada de barlavento e as sucções na fachada de sotavento diminuíram. Esta diminuição foi mais significativa quando a edificação vizinha estava próxima e alinhada com o *Empire State* na direção do vento. Além disso, Harris constatou que a presença dos vizinhos praticamente dobraria o momento torçor no *Empire State*.

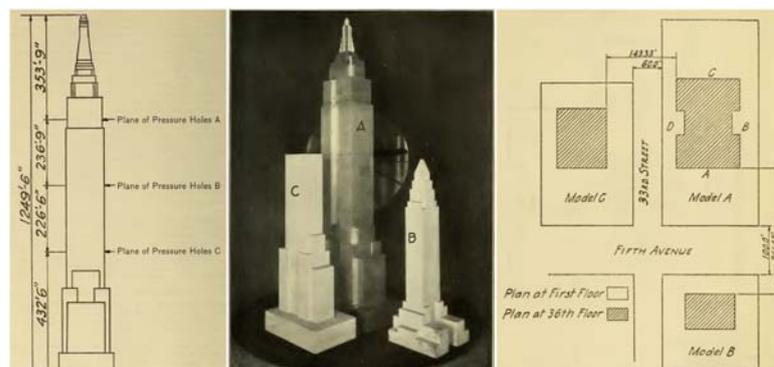


Figura 6: estudo *Empire State Building* (HARRIS, 1934, p. 106-108)

Em 1943, Bailey e Vincent (*apud* Khanduri et al., 1998, p. 618) publicaram um artigo sobre estudos em túnel de vento para determinação de relações entre a velocidade do vento e a distribuição de pressões em edifícios com cobertura plana, inclinada e escalonada considerando duas exposições ao vento: modelos isolados e modelos próximos a outros edifícios.

Durante as décadas de 1950 e 1960 o foco dos estudos era o edifício alto isolado e, portanto, poucos trabalhos foram publicados em relação a efeitos de vizinhança. No entanto, em 1965 houve o colapso de três torres de refrigeração hiperbólicas em Ferrybridge, Inglaterra, o que reacendeu o interesse pelo estudo dos efeitos de interferência, tendo em vista que este efeito foi considerado uma das principais causas do acidente.

Wise (1971) realizou testes em túnel de vento com grupos pequenos de edifícios, medindo a velocidade do vento no entorno das edificações. O autor estabeleceu relações entre a velocidade do vento e afastamento relativo (L), largura (W) e altura (H e h) dos edifícios. A figura 7 apresenta uma das configurações testadas os resultados obtidos. Analisando a figura 7a percebe-se que a relação V_A/V_a (velocidade máxima na linha central dos edifícios na altura a sobre o solo dividido pela velocidade média no escoamento livre na altura a sobre o solo) cresce e atinge seu valor máximo em $L/H \simeq 1$. Para valores no intervalo $0,1 < L/H < 1$ há a formação de vórtices estáveis e, portanto, trata-se de um regime de escoamento deslizante (figura 5c). Para valores de L/H superiores a 1, o padrão de escoamento muda pois há circulação instável entre os edifícios sugerindo que o edifício mais alto está sob influência da esteira do edifício mais baixo (regime de escoamento de interferência na esteira – figura 5b). Analisando a figura 7b, Wise observou que a partir de $W/H = 1$ a relação V_A/V_a tende a ser constante, o que sugere escoamento bidimensional. A figura 8c indica que $V_A/V_a \simeq 0,5$ em $H/h = 1$, o que sugere que há efeito de proteção. O autor salienta que o grau de proteção depende do valor de L/H .

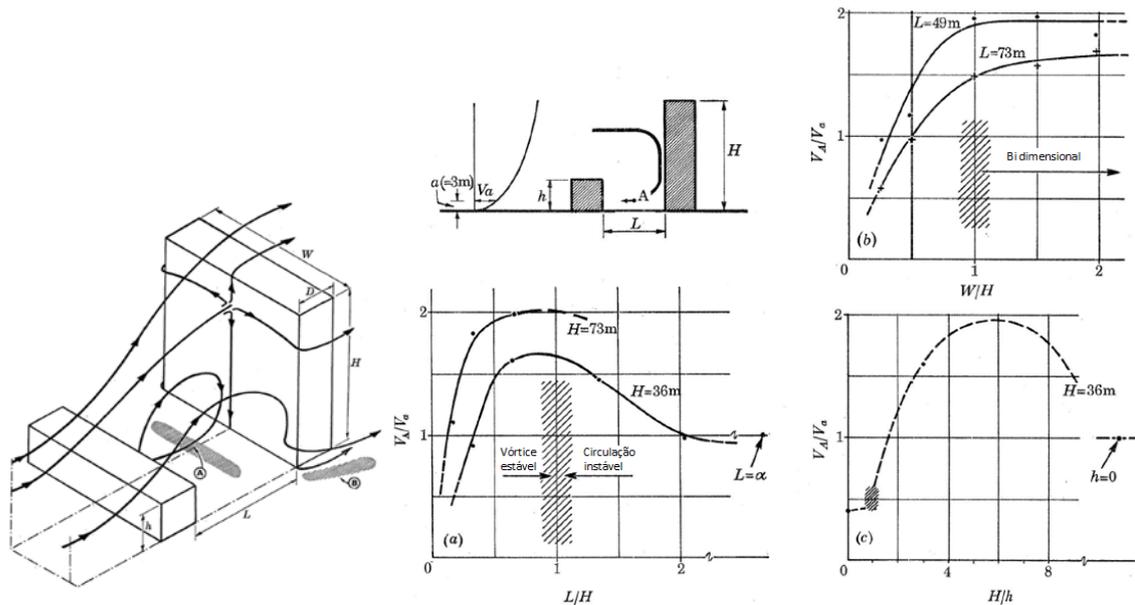


Figura 7: ensaios realizados por Wise (adaptada de WISE, 1971, p. 471-473)

Ainda na década de 1970, paralelamente aos estudos em túnel de vento, foram realizados alguns trabalhos com medições em escala real em edifícios prontos. Estes estudos comprovam que testes em túnel de vento permitem a correta simulação dos efeitos de vizinhança que ocorrem em escala real. No trabalho de Wise (1971) citado acima, o autor descreve estudos comparativos realizados pelo *Building Research Station* (Inglaterra) para quatro complexos de edifícios, em termos de velocidades no entorno das edificações. Dalglish (1975) comparou pressões medidas em ensaios em túnel de vento e medições em escala real, em uma torre de escritórios de 57 andares (*Commerce Court Tower*) localizada em Toronto, Canadá. A figura 8 apresenta o resultado obtido para umas das tomadas de pressão (círculo preto na figura) localizada no 50º andar a 3,6m da aresta do edifício. Analisando esta figura, percebe-se que o coeficiente de pressão médio para ventos incidindo do oeste é próximo de zero o que indica que há um grande efeito de proteção exercido por vizinhos localizados a oeste da torre em estudo. A linha contínua indica as medições no edifício em escala real e os círculos brancos indicam as medições em túnel de vento.

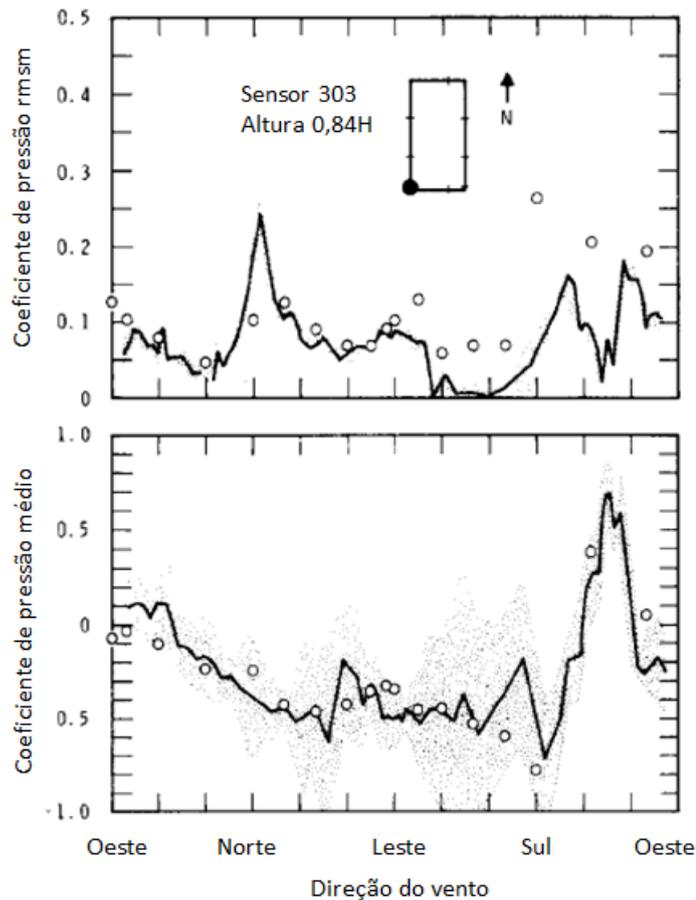


Figura 8: estudo *Commerce Court Tower* (adaptada de DALGLIESH, 1975, P. 60)

Melbourne e Sharp (1976) determinaram os efeitos de martelamento causados em um prisma de base quadrada por um bloco igual colocado a barlavento, para escoamento incidente correspondente a subúrbio e a centro de grande cidade. Encontrou-se que a resposta transversal aumentou no máximo 75% nas condições de vizinhança de subúrbio enquanto que no caso do centro de grande cidade a resposta transversal aumentou 25%. Em relação a resposta longitudinal, ou aumentos foram de 25% e 15% respectivamente.

Reinhold et al. (1977) realizaram ensaios em túnel de vento com dois prismas de base quadrada de mesmo tamanho alinhados, em escoamento suave e turbulento, variando a distância entre os blocos e o ângulo de incidência do vento para medida de pressões. Os autores concluíram que a presença de um edifício a barlavento proporciona efeito de proteção significativo. No entanto, forças flutuantes e momentos significativos são observados mesmo nestes casos, indicando uma grande possibilidade de excitação torcional no prisma.

Melbourne (1977) determinou o efeito de interferência que um edifício de seção transversal octogonal exerce sobre a resposta transversal de um edifício de seção transversal retangular

com arestas arredondadas, como mostrado na figura 9. A presença do edifício a barlavento aumenta em 50% a 100% o valor máximo da resposta transversal do edifício na esteira quando comparado aos resultados obtidos para o edifício isolado.

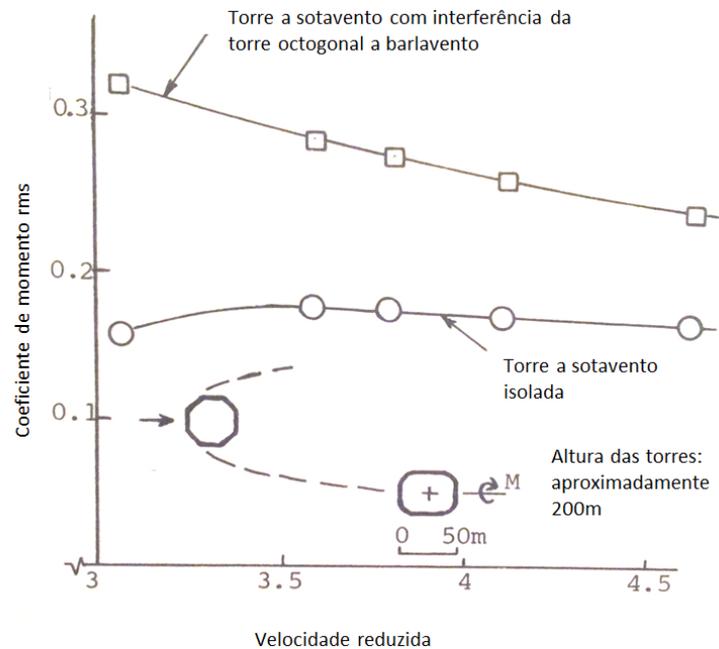


Figura 9: efeito de interferência na resposta transversal de um edifício alto (adaptada de Melbourne, 1977)

Blessmann e Riera apresentaram em 1979 (publicado em 1980) os resultados obtidos em ensaios em túnel de vento para o estudo de interação entre dois prismas quadrados em escoamento uniforme. Foram realizadas medidas de pressão em um dos modelos, variando o afastamento entre os prismas e o ângulo de incidência do vento (intervalo de 15°). Os autores concluíram que a componente horizontal da força total exercida pelo vento, bem como o momento torçor no modelo instrumentado foram significativamente influenciados pela presença do modelo a barlavento (de dimensões iguais ao modelo instrumentado) até para o maior afastamento testado (distância entre eixos verticais igual a três vezes a dimensão do lado da base). A força horizontal sofreu um aumento de até 40% enquanto que o momento torçor medido excede três vezes o valor obtido para o modelo isolado.

Ruscheweyh (1979) realizou estudos de interferência em edifícios de formato retangular, escalonado e de seção transversal com formato de Y. Neste trabalho variou-se a distância entre os edifícios e o ângulo de incidência do vento, além do ângulo relativo entre os edifícios. O autor concluiu que para afastamentos pequenos entre edifícios, a resposta dinâmica cresce até que este afastamento seja igual a 3 e depois diminui continuamente a

medida que o afastamento aumenta. Através dos dados obtidos, concluiu-se que o formato do edifício a barlavento não causa alterações significativas nos resultados.

Em 1985, Blessmann e Riera apresentaram a continuação do trabalho apresentado em 1979 (citado acima), incluindo neste trabalho os resultados obtidos para escoamento turbulento. Destes dados observou-se que o efeito de interação entre os dois prismas causa o aumento do momento torçor no prisma a sotavento, mesmo para escoamento turbulento de camada limite, embora nestas condições o fenômeno seja menos pronunciado que para escoamento uniforme.

Bailey e Kwok (1985) concluíram, através de estudos em túnel de vento, que a presença de um edifício a sotavento pode causar alterações na esteira do edifício a barlavento que podem levar o edifício a barlavento a atingir a ressonância em velocidades reduzidas pequenas, afetando tanto a resposta transversal quanto a longitudinal.

Kareem (1987) pesquisou a influência que o aumento da turbulência no escoamento incidente tem sobre o efeito de interferência. Segundo o autor, os efeitos de interferência são mais pronunciados em escoamento de camada limite com pouca turbulência, especialmente para valores de velocidade reduzida próximos a 5. A presença de um ou dois edifícios vizinhos a barlavento causa maior interferência caso o escoamento seja menos turbulento. Isto ocorre pois, para escoamento pouco turbulento, a esteira do edifício a barlavento possui vórtices bem correlacionados que causam cargas adversas no edifício a sotavento e com o aumento da turbulência no escoamento incidente a força das flutuações na esteira é diminuída. Neste estudo foram utilizados prismas de dimensões iguais.

Taniike e Inaoka (1988) realizaram ensaios em túnel de vento para determinação de efeitos de interferência com edifícios de dimensões diferentes e concluíram que, em escoamento de camada limite com pouca turbulência (sobre terreno aberto e plano), a resposta transversal do edifício a sotavento sob a interferência de um edifício esbelto com largura menor pode apresentar ressonância e mostrar valores 20 vezes maiores do que aqueles encontrados para o edifício isolado. Estas amplificações na resposta ocorrem para valores de velocidade reduzida próximos a 5 ~ 6. A resposta longitudinal média do edifício a sotavento é reduzida pela presença de um edifício a barlavento. Os efeitos de proteção são mais significativos à medida que a largura do edifício a barlavento aumenta.

English (1990) estudou o efeito de proteção que seis configurações de vizinhos a barlavento exercem sobre um prisma retangular. O esquema experimental e os vizinhos utilizados são

mostrados na figura 10. A autora concluiu que obstáculos mais baixos e mais estreitos posicionados mais afastados causam menor efeito de proteção, enquanto que obstáculos mais altos, mais largos e mais finos posicionados a distâncias menores aumentam os efeitos de proteção. Para todas as configurações testadas, a presença de um obstáculo a barlavento não causou aumento no momento norte-sul máximo comparado ao medido no modelo isolado. Porém para a torção houve grande influência da presença do vizinho. O máximo momento torçor no modelo principal aumentou na presença de um obstáculo padrão em vários valores de afastamento e mais significativamente para distância de afastamento igual à altura do modelo principal. Aumentos do máximo momento torçor foram ainda mais expressivos para o caso de obstáculos mais estreitos e mais altos, também para distância de afastamento igual à altura do modelo principal. Nestes casos, o pico do momento torçor aumentou 40% em relação aos valores medidos no modelo isolado.

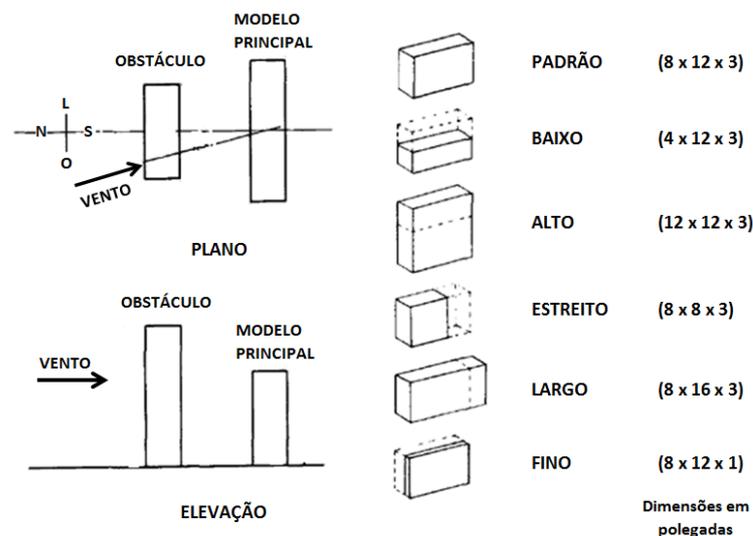


Figura 10: ensaios realizados por English (adaptada de ENGLISH, 1990, p. 612)

Blessmann (1992) realizou estudos em túnel de vento para dois empreendimentos: edifício do Citibank em São Paulo (97m) e um edifício no Rio de Janeiro (98,15m). Os ensaios foram executados com simulação do vento natural correspondente a escoamento em centro de grandes cidades para duas configurações de vizinhança, modelo isolado e modelo com vizinhança real. O autor introduziu o conceito de “fator de efeito de vizinhança” (FN – *neighbouring effects factor*) definido pela razão entre o máximo valor absoluto do parâmetro aerodinâmico considerado na presença de edifícios vizinhos e o máximo valor absoluto do parâmetro aerodinâmico considerado para o edifício isolado. Os parâmetros aerodinâmicos são coeficiente de pressão, coeficiente de força e coeficiente de torção. Os valores absolutos

de coeficiente de força foram pouco influenciados pela presença da vizinhança para os dois edifícios estudados. No entanto, os valores absolutos de coeficiente de torção foram significativamente influenciados, atingindo valores de FN de até 2,25 para o edifício do Citibank e 1,54 para o edifício no Rio de Janeiro. De acordo com Blessmann as recomendações feitas no Anexo G da NBR6123 são suficientes para consideração dos efeitos de vizinhança em ambos os edifícios.

Yahyai et al. (1992) utilizaram modelos rígidos a barlavento e a sotavento de um modelo retangular aeroelástico testado em túnel de vento. O escoamento do vento natural para centro de grandes cidades foi simulado para estes estudos. Os deslocamentos no topo do modelo foram medidos para as direções longitudinal e transversal ao vento incidente. Observou-se que devido à presença de um edifício vizinho, a resposta média do edifício instrumentado diminui devido ao efeito de proteção, enquanto que a resposta dinâmica aumenta. O efeito de interferência é muito mais pronunciado quando os edifícios vizinhos estão localizados a barlavento do edifício instrumentado e estão posicionados alinhados na direção do vento. Para os autores as maiores respostas na direção transversal ocorreram para velocidade reduzida próxima de 6.

Interessados na resposta torcional de edifício alto de seção transversal quadrada, Zhang et al. (1994) ensaiaram em túnel de vento um prisma quadrado isolado e com a interferência de quatro tipos diferentes de vizinhos posicionados a barlavento e a sotavento do modelo aeroelástico instrumentado. Os vizinhos eram prismas quadrados e circulares de mesma altura que o modelo principal e também menores. Os autores concluíram que a resposta ressonante ocorre para velocidades reduzidas pequenas quando o edifício vizinho (quadrado ou circular) localizado a barlavento é menor que o edifício principal. A presença de edificações vizinhas pode aumentar a resposta torcional em até 2,2 vezes, comparada a resposta torcional do edifício isolado. O efeito de interferência de um edifício localizado a sotavento do edifício principal, no entanto, geralmente reduz a resposta torcional do edifício principal.

Thepmongkorn et al. (2002) executaram ensaios em túnel de vento com um modelo aeroelástico do edifício padrão da *Commonwealth Advisory Aeronautical Research Council* (CAARC) para investigar os efeitos de interferência sobre o movimento translacional-torcional acoplado induzido pelo vento. Um edifício de seção transversal quadrada com a mesma altura do CAARC foi utilizado como vizinho. Os dados coletados indicaram respostas significativamente maiores para velocidades reduzidas entre 4,3 e 6, onde a frequência de

desprendimento de vórtices originados no edifício a barlavento está próxima da frequência natural de vibração do CAARC. Quando o edifício vizinho está localizado a barlavento em diagonal com o CAARC, este apresenta aumento nas respostas longitudinal, transversal e momento torçor. No entanto, quando o edifício vizinho está diretamente alinhado com o CAARC, a resposta transversal é ainda maior.

Fontes (2003) comparou os métodos das normas brasileira NBR 6123 (1988) e da norma canadense NBCC (1985) para determinação das ações dinâmicas do vento sobre um edifício alto de seção retangular localizado em São Paulo. O autor realizou ensaios estáticos em túnel de vento para determinar os efeitos de interferência para quatro configurações de vizinhança e dois tipos de escoamento de camada limite. Os ensaios foram realizados para vários ângulos de incidência do vento. Neste estudo conclui-se que as recomendações da norma brasileira quanto à resposta na direção do vento se ajustam melhor ao resultado obtido nos ensaios em túnel de vento, do que as recomendações da norma canadense. Em relação á torção, as duas normas apresentaram valores de excentricidades para aplicação das cargas inferiores àqueles encontrados nos ensaios em túnel de vento. A figura 11 ilustra as configurações ensaiadas por Fontes (2003) e a localização das tomadas de pressão.

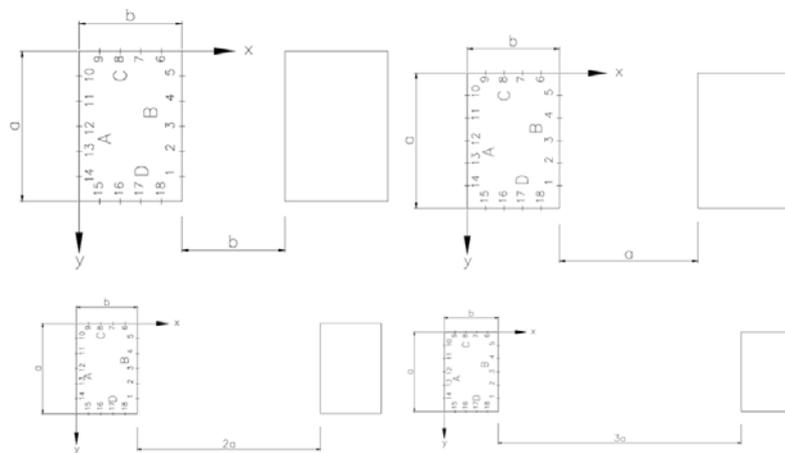


Figura 11: ensaios realizados por Fontes (adaptada de FONTES, 2003, p. 32)

Xie e Gu (2004) estudaram efeitos de interferência entre dois e três edifícios altos através de ensaios em túnel de vento. Os autores observaram que para edifícios de altura igual o efeito de proteção aumenta e, portanto, o efeito de interferência diminui com o aumento da largura do edifício a barlavento. No entanto, devido a efeitos de afunilamento do vento, dois edifícios alinhados podem causar o aumento expressivo do carregamento médio do vento sobre o edifício principal localizado a sotavento.

Tang e Kwok (2004) concluíram, através de ensaios em túnel de vento simulando vento natural em terreno aberto e plano, que as respostas dinâmicas translacional e torcional para o modelo aeroelástico do CAARC aumentam para velocidade reduzida próxima de 6 para ensaios realizados com um vizinho idêntico localizado a barlavento e a sotavento. Quando o edifício vizinho está alinhado e próximo (afastamento igual a duas vezes a largura do modelo) ao modelo principal, há um aumento de 85% no desvio-padrão do ângulo de torção, o que indica que a resposta torcional do edifício instrumentado é principalmente excitada pela alta turbulência do escoamento na pequena esteira do edifício vizinho a barlavento, resultando em resposta amplificada.

Lam et al. (2011) investigaram o efeito de interferência em cinco edifícios altos posicionados em linha (figura 12a) e em formação de diamante (figura 12b). Foram realizadas medidas das respostas longitudinal, transversal e torcional para três edifícios em cada configuração, e para diferentes valores de afastamento entre edifícios. Os ensaios com a formação diamante indicaram que os efeitos de interferência levam a amplificação do carregamento médio do vento para a maioria dos ângulos de incidência do vento. Isto é causado pelo aumento das pressões positivas nas paredes dos prismas quando o vento escoava entre dois edifícios adjacentes.

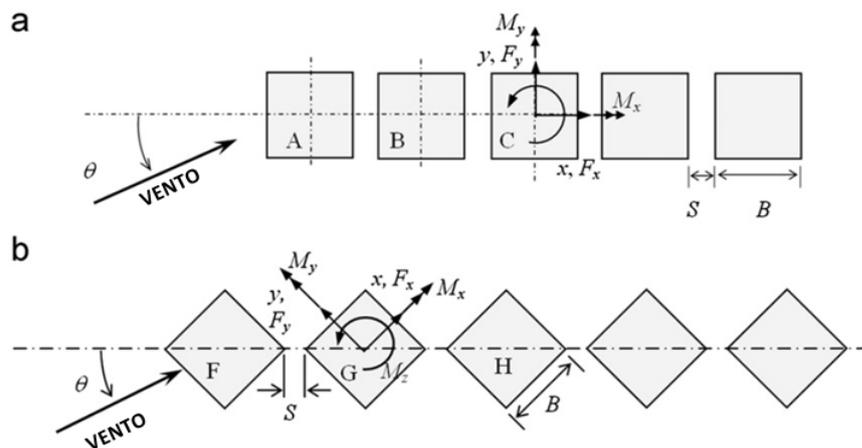


Figura 12: ensaios realizados por Lam et al. (adaptada de LAM et al., 2011, p. 574)

Hui et al. (2013) utilizaram a técnica de visualização de escoamento PIV (*Particle Image Velocimetry*) para comparar quantitativamente com resultados obtidos em ensaios de pressões com edifícios altos de seção transversal quadrada e retangular em várias configurações de posicionamento e ângulo de incidência do vento. A figura 13 apresenta resultados obtidos através da técnica PIV para uma das configurações testadas. Na figura 13a está representado o

campo de velocidades médias em m/s, na figura 13b está representada a intensidade de turbulência longitudinal e na figura 13c está representada a intensidade de turbulência transversal. Observa-se na figura 13a que a velocidade média do vento ao redor do edifício quadrado (localizado a sotavento) é de menos de 2m/s, significativamente mais baixa que a velocidade do vento incidente de 3,6m/s. O fato de o campo de velocidades apresentar valores baixos nesta região explica o pequeno valor absoluto do coeficiente de pressão na parede B do edifício quadrado. No entanto, analisando as figuras 13b e 13c, verifica-se que o valor da intensidade de turbulência (desvio-padrão da velocidade em cada ponto dividida pela velocidade média do escoamento incidente) é elevado próximo a parede B do edifício quadrado, o que explica o valor alto do coeficiente de pressão flutuante.

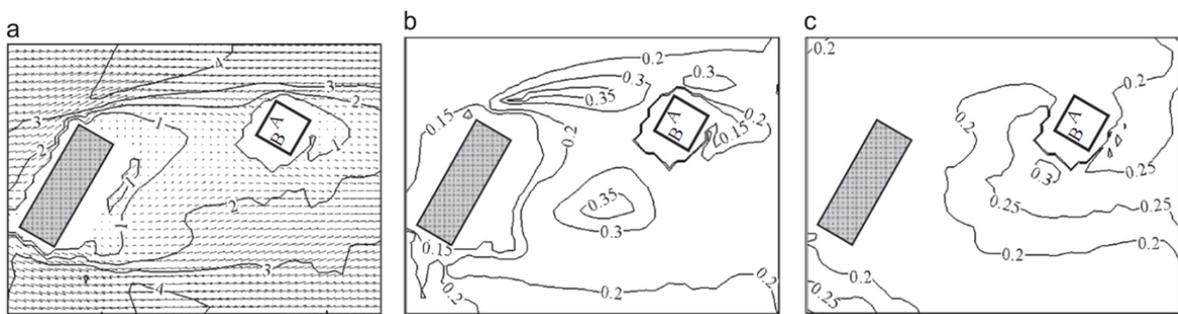


Figura 13: visualização PIV (adaptada de HUI et al., 2013, p. 155)

Mara et al. (2013) apresentaram resultados para ensaios em túnel de vento para efeitos de interferência entre dois prismas quadrados iguais. Os edifícios foram testados em 24 posições diferentes e expostos a vento natural incidente para três tipos de terreno: terreno aberto e plano, subúrbio e centro de grande cidade. Os autores concluíram que prismas desalinhados geraram picos nas respostas nas direções longitudinal e transversal entre 20% e 40% superiores àqueles obtidos para o edifício isolado. Este efeito foi observado apenas para a exposição em terreno aberto e plano. À medida que a turbulência aumenta, este efeito é anulado. O maior pico na resposta em torção foi observado para as mesmas condições dos picos das respostas em translação. Quando os prismas estão desalinhados e afastados entre três e seis vezes a dimensão da aresta da base, o pico de torção é 60% a 70% superior ao pico de torção encontrado para o prisma isolado, para velocidade reduzida igual a 7. Os autores indicam ainda que se os prismas estiverem com suas fachadas paralelas, a resposta é próxima ao do prisma isolado. No entanto, se o prisma a barlavento for girado em relação ao prisma a sotavento, a resposta dinâmica aumenta consideravelmente. Estes resultados correspondem a exposição em terreno aberto e plano.

2 VIBRAÇÕES INDUZIDAS PELO VENTO EM EDIFÍCIOS ALTOS

Vibrações induzidas pelo vento em estruturas flexíveis podem ser causadas por diversos fenômenos físicos como, por exemplo, desprendimento de vórtices, galope, drapejamento e divergência torcional. A ocorrência destes fenômenos depende das características do vento incidente, das características arquitetônicas e estruturais da edificação e da interação entre esta e o escoamento.

2.1 ESCOAMENTO DO VENTO NATURAL

Segundo Holmes (2007, p. 1-2), o vento é o movimento do ar sobre a superfície terrestre originado por diversas forças, em especial pelo deslocamento de parcelas de ar de zonas de maior pressão para zonas de menor pressão atmosférica. Desequilíbrios na pressão atmosférica são causados pelo aquecimento solar variável da atmosfera e por forças devidas à rotação da Terra que geram sistemas de circulação de ar na atmosfera com orientação tanto vertical quanto horizontal.

Na parte mais baixa da atmosfera, o movimento do ar é diretamente afetado pelo atrito causado pela interação do escoamento com a superfície terrestre. A camada da atmosfera na qual o efeito do atrito deve ser considerado é chamada camada limite atmosférica (SOCKEL, 1994, p. 87).

De acordo com Blessmann (1995, p. 19-29), a rugosidade natural e artificial da superfície terrestre, bem como processos de convecção causados pelas variações térmicas na atmosfera, causam turbulência (agitação mecânica no escoamento) que origina flutuações instantâneas em torno do escoamento médio (rajadas) devido a formação de um grande número de turbilhões, também denominados redemoinhos.

2.1.1 Perfil de velocidades médias

O perfil de velocidades médias do vento é definido pela variação da velocidade do ar em função da altura dentro da camada limite atmosférica (LOREDO-SOUZA et al, 2004, p. 137). Segundo Simiu e Scanlan (1986, p. 36), a altura gradiente define o limite de espessura da camada limite atmosférica e varia de algumas centenas de metros a vários quilômetros

dependo da intensidade do vento, da rugosidade do terreno e do ângulo de latitude. A figura 14 representa o perfil de velocidades médias do vento.

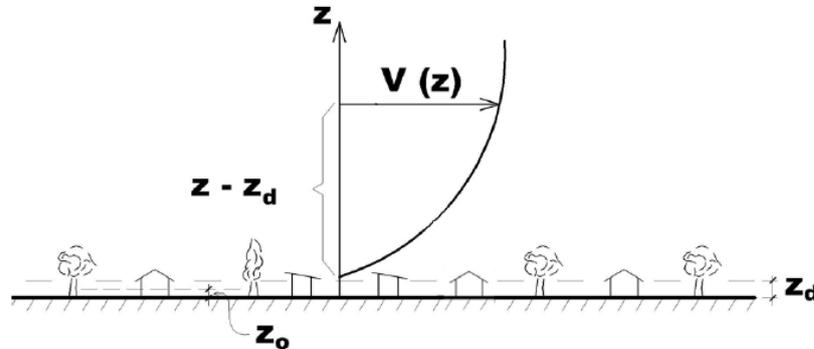


Figura 14: perfil de velocidades médias do vento (adaptada de LOREDO-SOUZA et al., 2004, p.137)

Na figura 14, z_o representa a rugosidade local do terreno, denominada rugosidade aerodinâmica. O termo z_d representa uma fina subcamada da camada limite atmosférica que está localizada junto à superfície terrestre. Em terrenos do tipo campo aberto ou sobre o mar, esta subcamada pode ser desprezada pois a rugosidade da superfície é pequena.

Os perfis de velocidades médias mais utilizados na área de Engenharia de Vento são em lei de potência e logarítmico. A equação 1 representa o perfil de velocidades médias do vento em lei de potência:

$$\frac{\bar{V}(z)}{\bar{V}(z_{ref})} = \left(\frac{z - z_d}{z_{ref}} \right)^p \quad (\text{equação 1})$$

Onde:

$\bar{V}(z)$ = velocidade média do vento na altura de interesse;

$\bar{V}(z_{ref})$ = velocidade média do vento em uma altura de referência;

z = altura de interesse;

z_d = altura da subcamada sobre a superfície;

z_{ref} = altura de referência;

p = expoente que representa o tipo de terreno.

Apesar de não representar muito bem a região muito próxima da superfície, a lei de potência é muito utilizada pois representa bem o perfil médio de velocidades. O expoente p representa o tipo de terreno, ou seja, a rugosidade da superfície. Varia de 0,10 (para terrenos predominantemente planos como mar e lagos) a 0,35 (para centros urbanos com muitos edifícios altos) para intervalo de tempo de 1 hora.

A lei logarítmica apresenta um bom ajuste na camada próxima à superfície, porém não representa bem a região superior da camada limite atmosférica. Segundo Blessmann (1995, p. 50), a forma mais correta para a descrição do perfil de velocidades médias para grandes intervalos de tempo (10 minutos, 1 hora) seria utilizar uma lei logarítmica. No entanto, uma lei potencial é aplicável também a curtos intervalos de tempo (3 segundos). A equação 2 representa o perfil de velocidades médias do vento em lei logarítmica (LOREDO-SOUZA et al., 2004, p. 138):

$$\frac{\bar{V}(z)}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{z - z_d}{z_o} \right) \quad (\text{equação 2})$$

Onde:

$\bar{V}(z)$ = velocidade média do vento na altura de interesse;

u_* = velocidade de corte;

κ = constante de Von Kàrmàn, $\kappa \cong 0,4$;

z = altura de interesse;

z_d = altura da subcamada sobre a superfície;

z_o = rugosidade aerodinâmica.

2.1.2 Turbulência

Segundo Blessmann (1995, p. 101), para a determinação da resposta dinâmica de estruturas, tanto através de cálculo matemático quanto através de simulação em túnel de vento, é necessário conhecer as propriedades da turbulência. Esta, como já foi explicado anteriormente, é a agitação mecânica no escoamento que origina rajadas (flutuações instantâneas em torno do escoamento médio) devido à formação de um grande número de turbilhões no escoamento produzidos pela incidência do vento sobre obstáculos. De acordo com Balendra (1993, p. 49), a velocidade do vento pode ser representada pela equação 3:

$$V(z, t) = \bar{V}(z)\vec{i} + u(z, t)\vec{i} + v(z, t)\vec{j} + w(z, t)\vec{k} \quad (\text{equação 3})$$

Nesta equação u , v e w são as componentes flutuantes da velocidade nas direções longitudinal (eixo x), lateral (eixo y) e vertical (eixo z), respectivamente, e $\bar{V}(z)\vec{i}$ é a velocidade média ao longo do eixo x . A componente u (na direção do vento médio) é a maior e, portanto, a mais importante para estruturas verticais como edifício altos.

A intensidade de turbulência é uma medida adimensional da energia cinética contida nas componentes das flutuações e está definida pelo quociente entre o desvio padrão das flutuações e uma velocidade de referência. Se esta velocidade for medida no mesmo ponto em que foi determinado o desvio padrão, tem-se a intensidade local de turbulência. No entanto, se a velocidade de referência for outra, obtêm-se a intensidade normalizada da turbulência (BLESSMANN, 1995, p. 105-107). A equação 4 descreve a intensidade normalizada da turbulência para cada uma das três componentes das flutuações (indicadas pelo índice i).

$$I_{io}(z) = \frac{\sigma_i(z)}{V_{ref}}; i = 1, 2, 3 \quad (\text{equação 4})$$

Balendra (1993, p. 50) acrescenta que a intensidade longitudinal da turbulência (I_u) pode ser determinada dividindo a média quadrática (valor r.m.s – *root mean square*) da componente longitudinal da turbulência (σ_u) pela velocidade média. A intensidade longitudinal da turbulência aumenta com a rugosidade do solo e diminui com o afastamento da superfície. A componente longitudinal da turbulência é determinada pela equação 5 e a intensidade longitudinal da turbulência pela equação 6.

$$\sigma_u(z) = \left\{ \frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} [u(z, t)]^2 dt \right\}^{1/2} \quad (\text{equação 5})$$

$$I_u(z) = \frac{\sigma_u(z)}{V(z)} \quad (\text{equação 6})$$

As intensidades lateral e vertical de turbulência podem ser definidas de maneira similar.

Na turbulência atmosférica há turbilhões com tamanhos da ordem de grandeza do milímetro até a ordem da grandeza da camada limite atmosférica. Turbilhões com dimensões comparáveis à dimensão da estrutura em estudo originam forças de baixa frequência, que poderão estar em fase ao longo de toda a estrutura, tendo como consequência um efeito significativo na resposta. Forças de frequências mais altas são oriundas da ação de turbilhões bem menores, que agem local e desordenadamente. Estas forças, embora de frequências mais altas, têm intensidades menores e pouca influência na excitação da estrutura como um todo (BLESSMANN, 1995, p. 101-102). Ou seja, o carregamento dinâmico devido ao vento em uma estrutura depende do tamanho dos turbilhões do escoamento incidente.

De acordo com Balendra (1993, p. 51), a escala integral da turbulência é a média do tamanho dos turbilhões para cada uma das três componentes das flutuações. Uma medida do tamanho dos turbilhões é o comprimento de onda, definido por $\lambda = \bar{V} / n$ (considera-se que cada turbilhão causa uma flutuação periódica em um ponto com frequência n). As escalas integrais da turbulência para flutuações na componente longitudinal da velocidade u têm escalas integrais de turbulência L_u^x , L_u^y e L_u^z , que descrevem o tamanho dos turbilhões nas direções longitudinal, lateral e vertical, respectivamente. Analogamente, para as componentes lateral (v) e vertical (w) da turbulência há três escalas integrais associadas ao tamanho dos turbilhões nas três direções.

Se considerarmos uma estrutura grande, um turbilhão solicita apenas uma parte desta. Portanto, a correlação entre as flutuações da velocidade do vento em diferentes pontos do escoamento é muito importante. Flutuações da velocidade separadas por distâncias consideravelmente maiores que a escala integral turbulência são não correlacionadas (SOCKEL, 1994, p. 90-92). Balendra (1993, p. 51) explica que se L_u^y e L_u^z forem comparáveis à dimensão da estrutura em estudo na direção perpendicular ao vento, os turbilhões envolverão toda a estrutura originando pressões bem correlacionadas. Mas, se L_u^y e L_u^z forem pequenos, os turbilhões produzirão pressões não correlacionadas em diversas partes da estrutura. Neste caso, o efeito da componente longitudinal da turbulência sobre a resposta será pequeno.

Para determinar matematicamente a escala integral da turbulência a qualquer altura z acima do terreno utiliza-se a função de autocorrelação temporal da turbulência. Através da equação 7 é

possível determinar a função de autocorrelação para a componente longitudinal da turbulência $u(t)$.

$$R_u(\tau) = \frac{\int_0^{T_0} u(t) \times u(t + \tau) d\tau}{\int_0^{T_0} u^2(t) dt} \quad (\text{equação 7})$$

Nesta equação τ é o intervalo entre duas medidas no sinal da velocidade, a primeira realizada no instante t e a segunda no instante $t + \tau$. A figura 15 mostra um gráfico da função de autocorrelação.

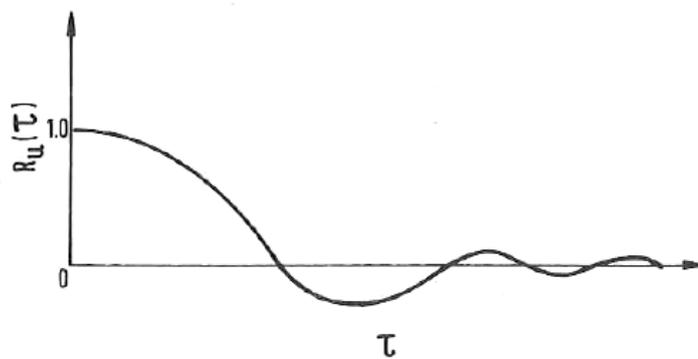


Figura 15: função de autocorrelação da turbulência do vento (BALENDRA, 1993, p. 52)

A escala integral da turbulência L_u^x é calculada pela equação 8, onde $\bar{V}(z)$ é a velocidade média no ponto considerado e T_u é o período médio dos turbilhões, definido como a área sob a curva da função de autocorrelação (figura 15).

$$L_u^x = \bar{V}(z) \times T_u \quad (\text{equação 8})$$

Para a determinação de L_u^y e L_u^z , Balendra (1993, p. 52) sugere a utilização de equações propostas por Duchêne-Marullaz e Simiu e Scanlan, respectivamente (equações 9 e 10).

$$L_u^y = 0,2 \times L_u^x \quad (\text{equação 9})$$

$$L_u^z = 6 \times \sqrt{z} \quad (\text{equação 10})$$

De acordo com Blessmann (1995, p. 142-156), o espectro de potência é uma medida da distribuição da energia cinética (ou da potência média) contida nas flutuações do vento em função da frequência. Estas flutuações constituem um processo aleatório com uma distribuição contínua de frequências dentro de certos limites. O autor apresenta expressões para a determinação do espectro de potência da componente longitudinal da turbulência propostas por quatro pesquisadores. Estas expressões podem ser simplificadas na forma da equação 11:

$$\frac{n \times S_u(n)}{\sigma_u^2} = \frac{A \times \left(\frac{n \times L_u}{\bar{V}(z)} \right)^m}{\left[B + C \times \left(\frac{n \times L_u}{\bar{V}(z)} \right)^k \right]^n} \quad (\text{equação 11})$$

Onde:

n = frequência;

$S_u(n)$ = potência por unidade de frequência n da componente da velocidade u ;

σ_u^2 = variância da parcela flutuante da componente da velocidade u ;

L_u = escala da componente longitudinal da turbulência;

$\bar{V}(z)$ = velocidade média horária na cota z .

Os valores dos parâmetros numéricos da equação 11 são dados no Quadro 1. Um gráfico com as curvas correspondentes as equações propostas por cada pesquisador são apresentadas na figura 16.

| Autor | Parâmetros numéricos | | | | | | Lu para z=100m [m] | Notas |
|-----------|----------------------|---|-------|---|-----|---|-----------------------|---|
| | A | B | C | m | n | k | | |
| Davenport | 2/3 | 1 | 1 | 2 | 4/3 | 2 | 1200 | Independe de z |
| Harris | 0,6 | 2 | 1 | 1 | 5/6 | 2 | 1800 | Independe de z |
| Kármán | 4 | 1 | 70,78 | 1 | 5/6 | 2 | 139 | $L_u = L_u^x(z) = 25 \times z^{0,35} \times z_0^{-0,603}$; z0 = 0,20m |
| Kaimal | 100/3 | 1 | 50 | 1 | 5/3 | 1 | 100 | Lu = z |

Quadro 1: parâmetros numéricos da equação para determinação dos espectros de potência (adaptada de BLESSMANN, 1995, p. 156)

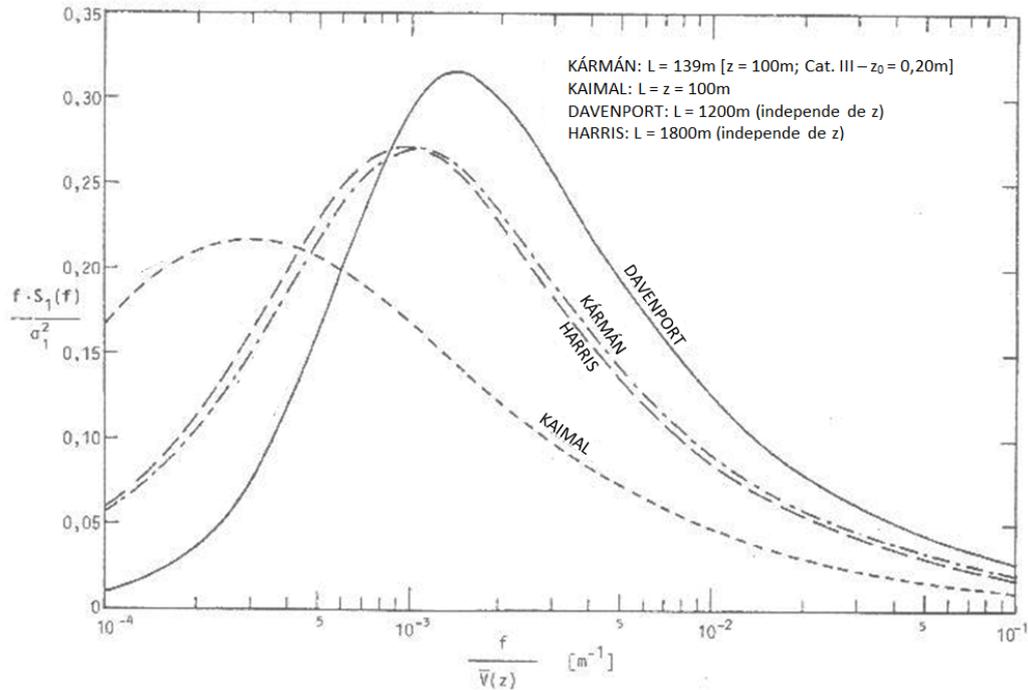


Figura 16: espectros de potência de Davnport, Harris, Kármán e Kaimal (adaptado de BLESSMANN, 1995, p. 153)

2.2 FORÇAS INDUZIDAS PELA AÇÃO DO VENTO

A força global do vento que atua sobre uma edificação é obtida pela soma vetorial das forças do vento que agem em todas as partes da estrutura. Esta força resultante é decomposta em uma componente vertical e em uma componente horizontal. A componente vertical é denominada força de sustentação. A componente horizontal é decomposta em duas componentes: força de arrasto e força lateral (BLESSMANN, 1990, p. 57). Em geral, o ponto de aplicação da força resultante do vento, o centro elástico e o centro de massa da estrutura não são coincidentes, o que ocasiona o surgimento de momentos torçores na estrutura inclusive para edificações simétricas imersas em escoamento médio simétrico (SIMIU; SCANLAN, 1986, p. 295). Blessmann (1978, p. 15) explica que isto ocorre devido à distribuição de pressões assimétrica, em um dado instante, originada pela turbulência do vento.

A equação 12 expressa, de um modo geral, as forças devidas ao vento (BLESSMANN, 1995, p. 57):

$$F = C_f \cdot q \cdot A \quad (\text{equação 12})$$

Onde:

C_f = coeficiente de força – sustentação, arrasto, lateral;

q = pressão dinâmica, $q = 1/2 \cdot \rho \cdot \bar{V}^2$;

\bar{V} = velocidade média do vento;

A = área da seção de referência.

De acordo com Cook (1985, p. 27-28), edifícios e outras estruturas são, em geral, considerados corpos rombudos. Um corpo é aerodinamicamente rombudo quando as linhas de corrente do escoamento não seguem a superfície do corpo, mas se desprendem desta deixando regiões de escoamento descolado e esteira turbulenta larga. O oposto de corpos rombudo (*bluff body*) é denominado corpo aerodinâmico (*streamlined body*), no qual o escoamento permanece tangencial à superfície em qualquer ponto mantendo o escoamento aderido ao corpo e gerando esteira estreita, o que diminui o arrasto.

Conforme Balendra (1993, p. 55), para corpos de seção retangular (rombudos) a separação do escoamento ocorre nos cantos a barlavento. Nestas regiões, fortes tensões de corte impõem movimentos rotacionais às partículas do fluido formando vórtices discretos. Se o corpo é alongado, as linhas de escoamento que se separam nos cantos a barlavento, recolam no corpo formando uma esteira mais estreita, diminuindo o arrasto.

A figura 17 apresenta coeficientes de arrasto para corpos prismas de seção retangular em função da variação da relação comprimento largura. Os valores de C_D foram medidos em escoamento turbulento e para valores finitos da razão h/b . A velocidade considerada como referência é a medida na altura h (SOCKEL, 1994, p. 122).

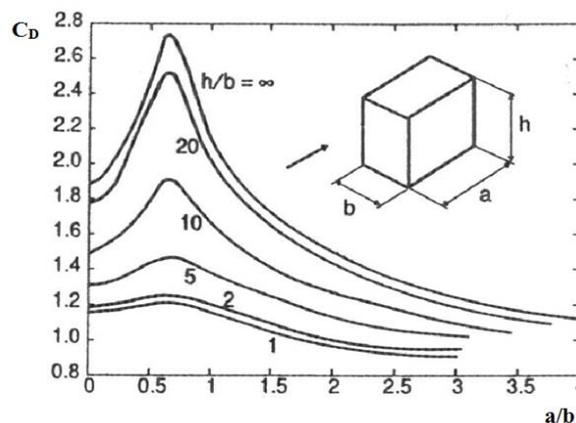


Figura 17: variação do coeficiente de arrasto em função de a/b e h/b para prismas de seção retangular (adaptada de SOCKEL, 1994, p. 122)

Para corpos cilíndricos, o coeficiente de arrasto depende do número de Reynolds, conforme apresentado na figura 18. De acordo com Blessmann (1990, p. 149-153), no regime subcrítico ($10^4 < Re < 10^5$) ocorre separação puramente laminar em ângulo de separação de aproximadamente 80° . Neste regime há o desprendimento de vórtices de Kármán com frequência bem definida (vórtices fortes), com aparecimento de pico pronunciado no espectro de energia. No regime crítico ($10^5 < Re < 5 \times 10^5$) há duas separações, a primeira é laminar (ângulo de separação 105°) e ocorre a formação de uma borbulha antes do recolamento turbulento. Isto ocorre pois as oscilações da turbulência são muito próximas a superfície do cilindro, o que conduz a camada limite separada e turbulenta a tocar a superfície. Após o recolamento há outra separação, com ângulo 140° , turbulenta. Neste regime a energia dos vórtices periódicos e a organização do desprendimento diminuem a medida que o número de Reynolds aumenta e, portanto, o espectro de energia é mais largo e apresenta pico pouco pronunciado (vórtices de Kármán fracos), pois o desprendimento de vórtices ocorre em uma gama extensa de frequências. A diminuição abrupta do valor do coeficiente de arrasto é denominada “crise do arrasto” e se deve a diminuição da largura da esteira que se torna menor que diâmetro do cilindro. O regime supercrítico apresenta camada limite turbulenta antes da separação que ocorre em ângulo variável (sem a formação da borbulha). Neste regime não há formação de vórtices de Kármán. Alguns autores consideram que o regime ultracrítico inicia quando há o reaparecimento de vórtices de Kármán, outros consideram que o início deste regime ocorre quando o valor do coeficiente de arrasto torna-se independente do número de Reynolds (constante).

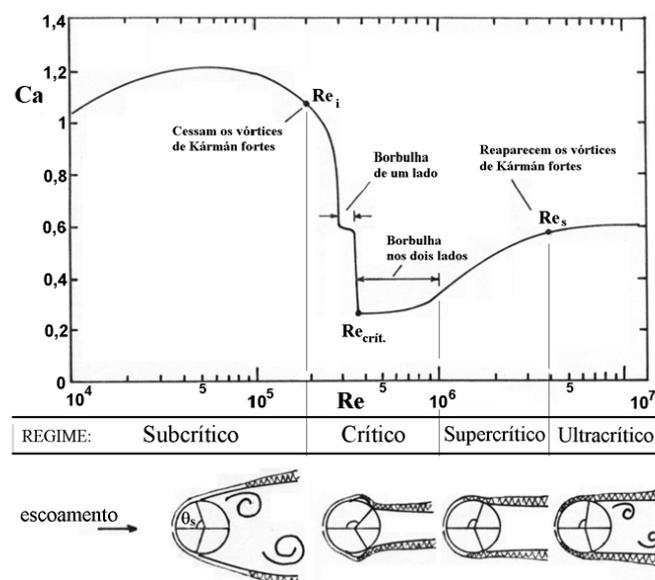


Figura 18: variação do coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds para corpos de seção circular (BLESSMANN, 1990, p. 151)

Balendra (1993, p. 57-58) explica que para corpos submetidos a escoamentos turbulentos, consideram-se, além da velocidade média, a componente flutuante da velocidade. Neste caso, a velocidade do vento na direção longitudinal é descrita pela equação 13.

$$V(t) = \bar{V} + u(t) \quad (\text{equação 13})$$

A força de arrasto para escoamentos turbulentos pode ser determinada substituindo \bar{V} por $V(t)$ no cálculo da pressão dinâmica utilizada na equação 12. Sendo assim, a força de arrasto pode ser expressa pela soma das componentes média e flutuante da força de arrasto por unidade de altura (equações 14 a 16).

$$F_D(t) = \bar{F}_D + F'_D(t) \quad (\text{equação 14})$$

$$\bar{F}_D = \frac{1}{2} \rho \bar{V}^2 C_D A \quad (\text{equação 15})$$

$$F'_D = \frac{1}{2} \rho \bar{V} u C_D A \quad (\text{equação 16})$$

Analisando a equação 16 fica evidente que a força de arrasto flutuante varia linearmente com a componente flutuante da velocidade do vento que incide no corpo. Assim, grandes escalas integrais de turbulência e elevadas intensidades de turbulência causarão fortes excitações na estrutura devidas à energia cinética contida nas rajadas de vento, aumentando a resposta da estrutura na direção do vento incidente. A figura 19 mostra a influência da intensidade de turbulência do escoamento incidente no coeficiente de arrasto para cilindros retangulares e circulares.

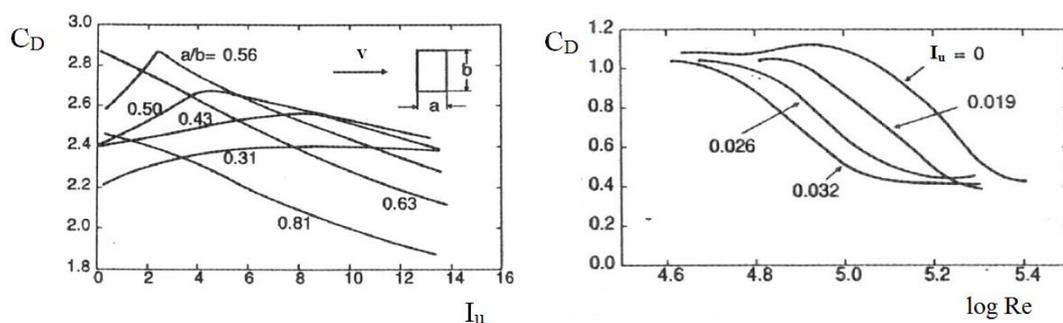


Figura 19: influência da intensidade de turbulência do escoamento incidente no coeficiente de arrasto de cilindros retangulares e circulares (adaptada de SOCKEL, 1994, p. 121-122)

A flutuação da força de sustentação se deve ao desprendimento de vórtices cuja regularidade é afetada pela presença de turbulência longitudinal. À medida que a turbulência cresce o movimento perpendicular à direção do vento incidente e o movimento de torção, devido ao desprendimento de vórtices, diminuem.

2.3 VIBRAÇÕES CAUSADAS PELA AÇÃO DO VENTO

De acordo com Ito (1998, p. 297), os fenômenos físicos que causam vibrações induzidas pelo vento em estruturas flexíveis podem ser classificados de acordo com a amplitude da resposta da estrutura. Excitações devido às rajadas do vento e desprendimento de vórtices estão relacionadas a respostas com amplitudes limitadas, enquanto que galope e drapejamento (*flutter*) estão relacionados a respostas com amplitudes divergentes. Estes fenômenos ocorrem em diferentes velocidades do vento, o que permite que alguns se manifestem com frequência. A figura 20 mostra as respostas ocasionadas por diferentes fenômenos induzidos pelo vento.

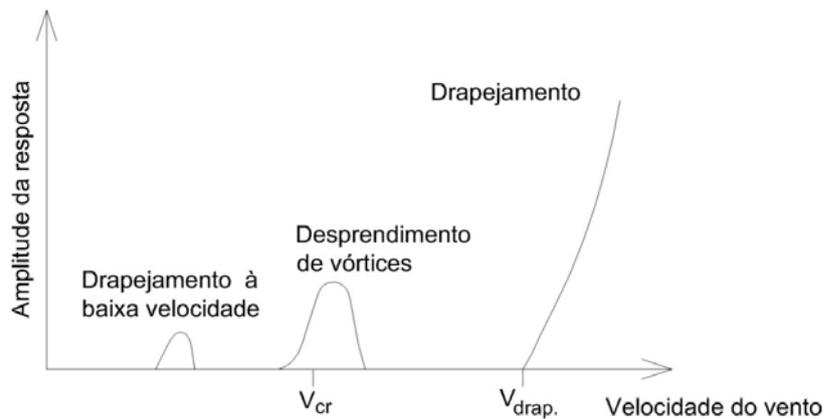


Figura 20: resposta típica de corpos rombudos em escoamentos de baixa turbulência (adaptada de ITO; NAKAMURA, 1982, p. 36)

2.3.1 Energia cinética das rajadas

Quando surge uma rajada de vento a pressão dinâmica média cresce subitamente, permanece constante por um pequeno intervalo de tempo e volta a cair para o valor médio. Outras rajadas surgem e aumentam e diminuem o valor da pressão dinâmica, mas esta sempre volta para o valor médio. As rajadas não têm periodicidade ou duração definidas, trata-se de uma série de cargas e descargas com valores e durações variáveis, separadas por intervalos de tempo desiguais (RAUSCH, 1973 *apud* BLESSMANN, 1998, p. 63-64).

Segundo Blessmann (1995, p. 101), a resposta da estrutura submetida à ação do vento depende muito mais da energia contida em uma sequência de rajadas do que da intensidade de uma única rajada. Isto ocorre porque a resposta dinâmica (ou resposta flutuante) origina-se das flutuações da velocidade em torno da velocidade média (rajadas) que podem induzir oscilações significativas na estrutura. As solicitações dinâmicas do vento dependem da energia cinética contida nas flutuações e de como esta energia se distribui pelas diversas frequências.

Quando uma rajada atinge uma estrutura há um acréscimo de carga que causa, inicialmente, uma oscilação forçada e, quando a carga se torna constante, uma oscilação livre. A segunda rajada estará incidindo sobre uma estrutura oscilante e, portanto, o deslocamento de um determinado ponto da estrutura será obtido somando a curva de deslocamento da oscilação livre causada pela primeira rajada e a curva de deslocamento da oscilação forçada produzida pela segunda rajada (BLESSMANN, 1998, p. 64-66).

2.3.2 Martelamento (*buffeting*)

De acordo com Cook (1985, p. 184-185), a velocidade média na esteira de um edifício é menor que a velocidade média do vento incidente. Isto proporciona um efeito de proteção nos edifícios localizados na esteira em termos de coeficientes de pressão médios. No entanto, a esteira de um edifício tem um escoamento mais turbulento e contém turbilhões de frequência mais alta (tamanho menor) que a turbulência atmosférica. Blessmann (1998, p. 129) explica que caso uma edificação esteja localizada na esteira de uma ou poucas edificações de dimensões semelhantes e convenientemente localizadas, ela poderá estar sofrendo impacto compassado (“marteladas”), com uma frequência dominante, de turbilhões gerados nas edificações a barlavento. Neste caso, a força excitadora é periódica e poderá causar efeitos dinâmicos de maior ou menor intensidade. Efeitos de maior intensidade ocorrerão caso a frequência natural da edificação na esteira coincida com a frequência dominante dos turbilhões gerados na edificação a barlavento.

O fenômeno do martelamento não deve ocorrer em uma edificação imersa na esteira de muitas edificações porque, de acordo com Blessmann (1998, p. 129), a turbulência na esteira tem uma gama bastante grande de frequências e dimensões dos turbilhões. E, neste caso, o espectro de energia é bastante alargado, sem um pico pronunciado. O autor acrescenta que a intensidade de turbulência do vento incidente influencia na magnitude do fenômeno de

martelamento. Se a intensidade de turbulência for pequena, a turbulência do vento incidente não terá influência significativa na esteira das edificações a barlavento. Esta esteira é bem organizada com vórtices que se desprendem cadenciadamente (vórtices de Kármán) e que vão incidir cadenciadamente sobre a edificação em estudo, gerando uma força excitadora aproximadamente periódica com espectro de potência estreito. Entretanto, se o vento incidente tiver intensidade de turbulência grande, haverá uma desorganização dos turbilhões e a energia passa a ser distribuída em uma gama maior de frequências, ou seja, o espectro de potências é largo e as vibrações serão de amplitude menor.

Os efeitos dinâmicos mais significativos do martelamento ocorrem com um distanciamento maior das edificações. Mesmo se a edificação a barlavento estiver situada a aproximadamente dez vezes a dimensão característica da base da edificação em estudo podem aparecer efeitos consideráveis.

Saunders e Melbourne (1979) apresentaram resultados para estudo de efeitos de martelamento para um prisma quadrado (proporções 4x1x1, altura x largura x comprimento) para três configurações: modelo isolado com vento incidente correspondente a escoamento sobre água, deserto ou terreno aberto; com edifício a barlavento variando o tamanho (maior, igual e menor); e com dois edifícios iguais a barlavento. Os autores concluíram que edifícios de tamanho médio (4x1x1) e grandes (6x1x1) podem produzir efeitos de martelamento significativo em edifícios de tamanho similar e menor localizados na esteira. Além disso, observaram que a presença de dois edifícios iguais a barlavento, afastados por uma distância igual a cinco vezes o tamanho do lado da base na direção do vento, pode amplificar os efeitos de martelamento sobre o edifício a sotavento.

Blessmann (1985) realizou ensaios em túnel de vento com modelo reduzido aeroelástico de edifício de seção transversal quadrada com 17 andares. Os ensaios foram executados para duas exposições ao vento: escoamento com velocidade média aproximadamente uniforme e baixa turbulência, e escoamento de camada limite com expoente 0.34 (lei potencial). Um modelo reduzido rígido com dimensões iguais ao modelo principal foi posicionado ao longo de quatro curvas com as fachadas paralelas aos eixos de coordenadas (figura 21). Blessmann determinou os valores de aceleração no topo do modelo e também do fator de martelamento (*buffeting factor* - BF) para 15 posições relativas entre os dois modelos e para o modelo isolado. O fator de martelamento é definido neste trabalho como a razão entre a aceleração rms no topo do modelo com a presença do vizinho e a aceleração rms no topo do modelo

isolado. Analisando os resultados concluiu-se que a resposta longitudinal é maior para escoamento de camada limite turbulento embora a resposta transversal não seja necessariamente maior para este escoamento. Os valores de BF são maiores para escoamento uniforme e suave chegando a 1,78 para a direção longitudinal e 1,73 na direção transversal, enquanto que para escoamento de camada limite turbulento os máximos valores de BF foram 1,45 e 1,37 para a direção longitudinal e para a direção transversal, respectivamente.

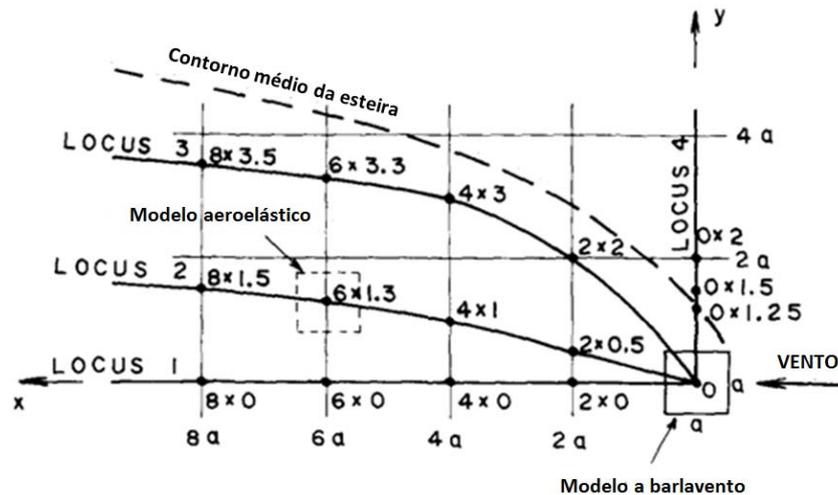


Figura 21: ensaios realizados por Blessmann (adaptada de BLESSMANN, 1985, p. 107)

2.3.3 Drapejamento (*flutter*)

De acordo com Wardlaw (1994, p. 293), o *flutter* (drapejamento) deriva da engenharia aeronáutica onde é utilizado para descrever uma instabilidade aeroelástica acoplada de torção e flexão vertical em asas de aviões (drapejamento clássico). Simiu e Scanlan (1986, p. 226) esclarecem que o termo drapejamento já foi utilizado para descrever diversos tipos de vibrações. Atualmente, o termo drapejamento é acompanhado por um termo qualificativo como, por exemplo, drapejamento clássico, drapejamento *stall*, drapejamento de um grau de liberdade e drapejamento de painel. Neste trabalho será tratado somente o drapejamento clássico (também chamado de drapejamento torcional) e será denominado apenas drapejamento.

Cook (1985, p. 200) afirma que o drapejamento ocorre quando forças aerodinâmicas agem sobre o corpo aumentando a amplitude do movimento deste. Sob estas condições, a energia é absorvida pelo corpo em oscilação em todos os ciclos produzindo amplitudes ilimitadas. Segundo Dyrbye e Hansen (1999, p. 161), esta instabilidade ocorre quando a frequência natural de torção é apenas um pouco maior que a frequência natural de translação da estrutura.

Durante o drapejamento, movimentos de translação e torção acontecem juntos com uma diferença de fase. Esta é essencial para que a energia seja transferida do escoamento para a estrutura. Os autores afirmam também que se a estrutura sofrer uma perturbação inicial, o movimento pode diminuir ou divergir. O drapejamento divergente ocorre quando a energia transferida do escoamento para a estrutura é maior que a energia dissipada pelo amortecimento estrutural. O drapejamento crítico acontece quando a energia absorvida é igual à energia dissipada. A velocidade do vento para a qual esta condição ocorre é denominada velocidade crítica de drapejamento.

Wardlaw (1994, p. 293) comenta que este fenômeno é relacionado principalmente a estruturas com seção transversal rasa, para as quais a dimensão transversal ao vento é pequena comparada a dimensão longitudinal. Este é o caso de tabuleiros de pontes com grandes vãos. Entretanto, Kawai (1992, p. 285) afirma que considerando que a frequência natural de edifícios altos nos modos de torção e flexão são, em geral, muito próximas, é possível em alguns casos que o drapejamento ocorra. O autor acrescenta que o fenômeno pode acontecer em velocidades de vento menores do que as necessárias para iniciar o galope.

2.3.4 Galope

O galope é uma forma de instabilidade aerodinâmica de um grau de liberdade. É uma vibração puramente translacional transversal ao vento incidente. Este fenômeno pode ocorrer em corpos longos com determinadas seções transversais (HOLMES, 2007, p. 141). Segundo Blessmann (1998, p. 213), há um grande número de seções transversais suscetíveis a este fenômeno que são usualmente utilizadas na construção civil. Por exemplo, prismas de seção quadrada, retangular, triangular, poligonal, semi-circular e cantoneiras.

Esta instabilidade aparece quando o escoamento incidente atinge a velocidade de disparo. Esta velocidade é, em geral, muito alta para edifícios. No entanto, as edificações modernas estão cada vez mais leves, mais esbeltas e menos amortecidas, o que faz com que a velocidade de disparo se aproxime da velocidade de projeto da estrutura. A velocidade de disparo do galope é proporcional ao amortecimento, portanto basta aumentar o amortecimento estrutural para eliminar esta instabilidade (BLESSMANN, 1998, p. 215).

Ainda segundo Blessmann (1998, p. 213-214), o galope é caracterizado pela sua intensidade violenta e pelo aumento da amplitude de vibração com a velocidade do vento. Esta vibração é

um movimento oscilatório em um modo simples, não acoplado, perpendicular à direção do vetor velocidade média do vento, sem limite de amplitude.

Simiu e Scanlan (1986, p. 214) explicam que o ângulo de ataque relativo ao vento sobre a seção transversal da estrutura depende diretamente da velocidade das oscilações desta na direção transversal ao vento incidente. O conhecimento adquirido sobre o fenômeno permite utilizar os coeficientes de sustentação e arrasto médios (obtidos em condições estáticas como função do ângulo de ataque do vento) para construir uma descrição analítica do fenômeno aeroelástico do galope. Portanto, o galope é governado essencialmente por forças quase-estáticas.

2.3.5 Divergência torcional

A divergência é uma instabilidade estática em um grau de liberdade. Ocorre geralmente em estruturas semelhantes a placas como, por exemplo, tabuleiros de pontes com grandes vãos, quando a velocidade do vento incidente atinge a velocidade crítica (COOK, 1985, p. 197).

De acordo com Simiu e Scanlan (1986, p. 223), uma estrutura sob a ação do vento será submetida a forças de arrasto e sustentação, e um momento torçor. Este momento cresce à medida que a velocidade do vento incidente aumenta, o que causa uma rotação e, portanto, uma deformação na estrutura. Esta deformação aumenta o ângulo de ataque do vento sobre a estrutura, causando mais um incremento no momento torçor. O aumento da velocidade do vento leva a estrutura a uma condição instável até que atinge a ruptura.

2.3.6 Desprendimento de vórtices

Vibração induzida por desprendimento de vórtices é um dos problemas mais importantes a serem considerados no projeto de estruturas flexíveis submetidas à ação do vento. Pontes, edifícios altos, torres altas, mastros, chaminés, são exemplos de estruturas susceptíveis a este fenômeno. O comportamento de cilindros e prismas quanto ao desprendimento de vórtices é bem definido, porém as estruturas atuais têm geometrias complexas e, portanto, o escoamento ao redor destas e a sua resposta também são complexos (MATSUMOTO, 1999, p. 791).

De acordo com Blessmann (1998, p. 161), em muitos corpos rombudos submetidos a escoamentos com número de Reynolds a partir de aproximadamente 30, surgem os chamados vórtices de Kármán. Estes vórtices se desprendem alternadamente do corpo, com determinada frequência (figura 22).

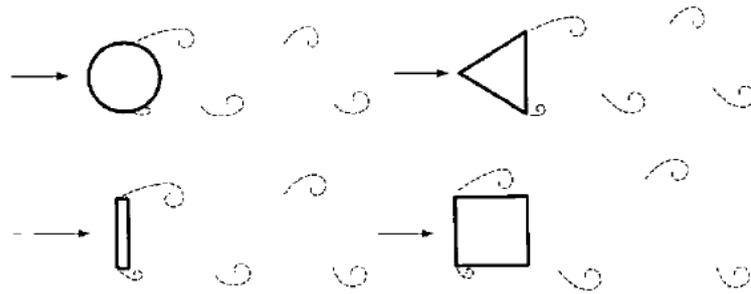


Figura 22: vórtices de Kármán (BLESSMANN, 1998, p. 162)

Cook (1985, p. 33-34) descreve o processo de formação dos vórtices de Kármán analisando a figura 23. Considere que a velocidade do vento incidindo sobre o cilindro circular está aumentando. À medida que a velocidade do vento aumenta, o número de Reynolds (Re) cresce, tornando o par de vórtices A e B mais susceptível a perturbações externas. Se A for um pouco mais forte que B, o desequilíbrio induzirá B a se mover para a posição entre A e o cilindro. O vórtice B continuará a se mover em torno de A até que encontre a camada de cisalhamento de A que possui vorticidade oposta (figura 24a). Parte do vórtice B anula a camada de cisalhamento do vórtice A que se separa do corpo e perde sua fonte de vorticidade sendo assim levado a sotavento. Neste momento B se alimenta da vorticidade da camada de cisalhamento e cresce, enquanto um vórtice C surge para substituir A (figura 24b). Agora B é mais forte que C e o processo se repete ciclicamente deixando duas linhas de vórtices (ou caminho de vórtices) na esteira do cilindro.

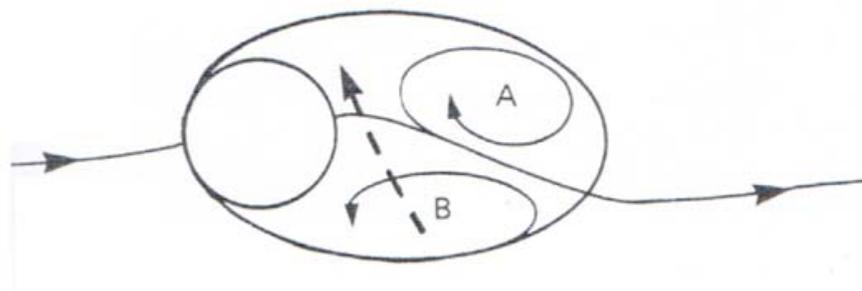


Figura 23: início do desprendimento de vórtices (COOK, 1985, p. 33)

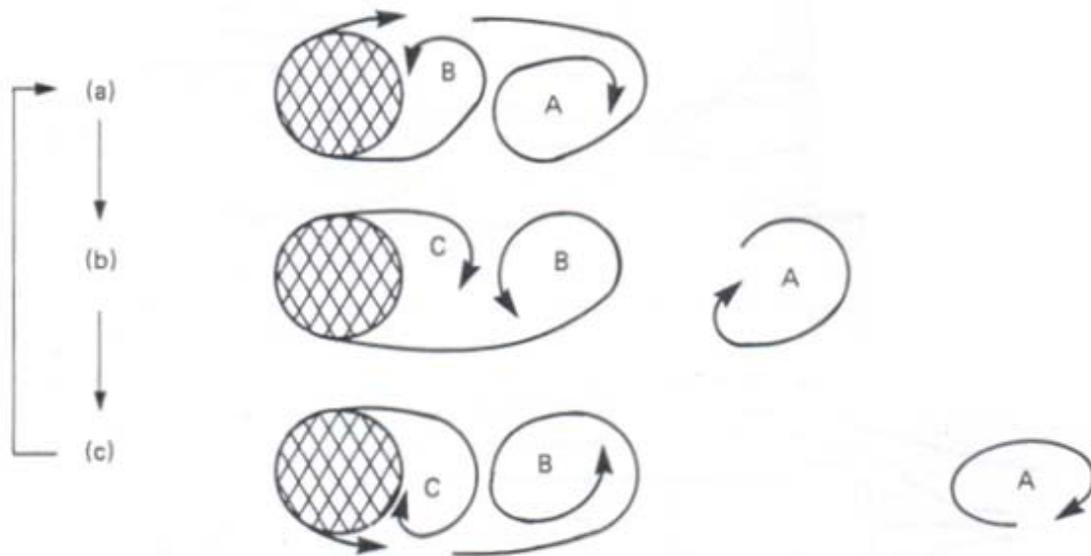


Figura 24: formação de vórtices de Kármán (COOK, 1985, p. 34)

O fenômeno dos vórtices de Kármán ocorre de forma bem definida e coerente ao longo de todo o corpo se este tiver uma forma rombuda de contorno curvo ou poligonal e se for consideravelmente alongado (relação entre o comprimento do eixo do corpo e a largura). O escoamento incidente deve ser de baixa turbulência (suave) e aproximadamente uniforme (em termos de velocidade média).

Quando os pulsos de pressão são interceptados na esteira, seja pelas próprias faces do corpo em estudo ou por corpos presentes a sotavento, não há formação de vórtices de Kármán, mas sim de vórtices aleatoriamente desprendidos. É o que acontece caso o escoamento recole no corpo após uma primeira separação (BLESSMANN, 1998, p. 161-162). A figura 25 ilustra o desprendimento aleatório de vórtices.

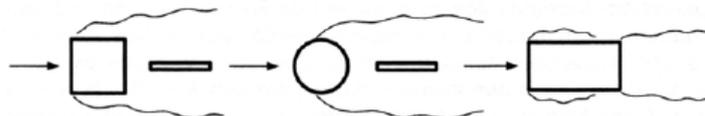


Figura 25: vórtices aleatórios (BLESSMANN, 1998, p. 162)

As dimensões de vórtices (turbilhões) existentes na natureza variam desde a ordem de grandeza do milímetro até a ordem de grandeza da camada limite atmosférica. A figura 26 ilustra o desprendimento de vórtices de Kármán em pequena escala, no escoamento ao redor de um cilindro circular ensaiado em túnel de vento. A figura 27 mostra vórtices de Kármán

em grande escala, no escoamento a sotavento da Ilha Jan Mayen (localizada entre o Mar da Noruega e o Mar da Groelândia), causados pelo vento preso em uma inversão atmosférica. A formação de nuvens permite visualizar o fenômeno (COOK, 1985, p. 34).

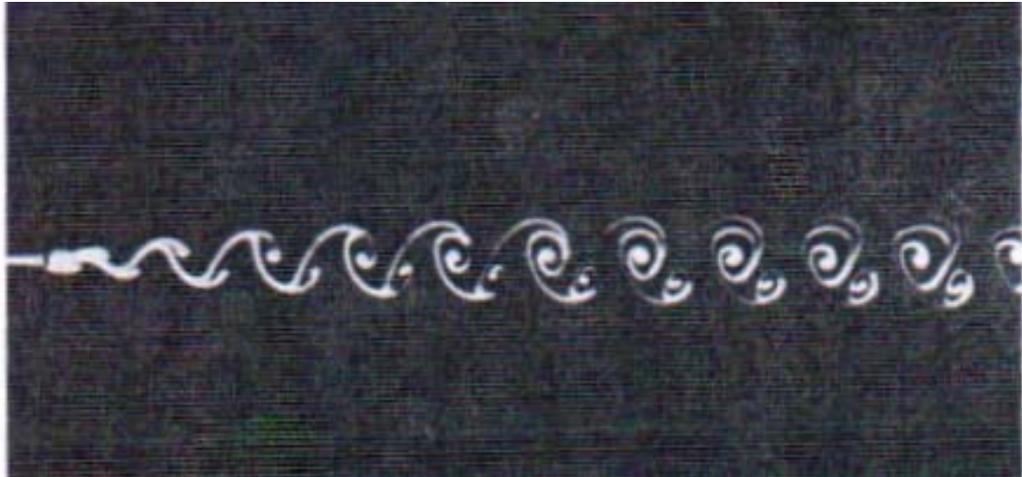


Figura 26: formação de vórtices de Kármán em um cilindro circular (COOK, 1985, p. 34)



Figura 27 visualização da formação de vórtices de Kármán na Ilha Jan Mayen (COOK, 1985, p. 34)

Segundo Blesmann (1998, p. 161-164), o desprendimento de vórtices de Kármán origina forças periódicas, oblíquas em relação à direção do vento incidente médio. Considerando as suas componentes, as forças alternadas na direção do vento ocorrem na frequência do desprendimento individual de vórtices, enquanto que as forças alternadas na direção transversal ao vento incidente ocorrem na frequência de desprendimento de cada par de vórtices.

O autor complementa que as componentes das forças tendem a produzir oscilações nas direções em que agem. Oscilações na direção transversal ao vento incidente ocorrem em

muitas estruturas cilíndricas ou quase cilíndricas (seção transversal varia suavemente). No entanto, na prática, oscilações na direção do vento por desprendimento de vórtices alternado raramente acontecem, pois as forças na direção do vento são pequenas em comparação com as forças na direção transversal.

A velocidade crítica para desprendimento de vórtices (equação 17) é aquela na qual a frequência de desprendimento de um par de vórtices coincide com uma das frequências naturais da estrutura. Fortes oscilações transversais podem ser observadas em cilindros flexíveis com amortecimento estrutural pequeno quando estas frequências são iguais.

$$V_{cr} = \frac{f_n \cdot L}{S_t} \quad (\text{equação 17})$$

Onde:

V_{cr} = velocidade crítica de desprendimento de vórtices;

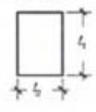
f_n = frequência natural da estrutura;

L = dimensão linear característica da estrutura;

S_t = número de Strouhal.

O número de Strouhal (equação 18) é uma frequência adimensional do desprendimento de vórtices que estabelece uma relação entre a frequência do desprendimento de um par de vórtices (f_s), as dimensões do cilindro (L) e a velocidade do vento (V). Este número depende da forma da seção, da oscilação do cilindro, de seu acabamento superficial, do número de Reynolds e das características do escoamento. Valores de S_t para diversos tipos de seções são apresentados no Quadro 2.

$$S_t = \frac{f_s \cdot L}{V} \quad (\text{equação 18})$$

| Direção do vento | Forma da seção | S_s |
|------------------|---|---|
| Qualquer |  Re = 70 000 $\bar{V} d$ (\bar{V} sobre 10 min) | $10^3 \leq Re \leq 2 \times 10^6$ 0,20 |
| | | Re $\geq 10^6$ 0,28 (interpolar linearmente) |
| → |  Placa | 0,16 |
| | | ↓ |
| → |  Retângulo | $l_1 / l_2 = 0,5$ 0,15 |
| | | 1,0 0,12 |
| | | 1,5 0,09 |
| | | 2,0 0,07 |
| | | 2,5 0,07 |
| | | 3,0 0,15 |
| | | 4,0 0,13 |
| 4,5 0,12 | | |
| → |  $t = a / 25$ | 0,12 |
| ↓ |  $t = a / 25$ | 0,14 |
| ↓ |  $\begin{cases} 2a : t = a / 25 \\ 4a : t = a / 8 \end{cases}$ | 0,14 |
| ↓ |  $t = a / 25$ | 0,14 |
| ↑ |  $t = a / 12,5$ | 0,15 |
| ↑ |  $t = a / 12,5$ | 0,17 |
| ← |  $t = a / 50$ | 0,15 |
| ↑ |  $t = a / 50$ | 0,14 |
| ↘ |  $t = a / 50$ | 0,15 |
| ← |  $t = a / 25$ | 0,13 |
| ↑ |  $t = a / 25$ | 0,13 |
| ↘ |  $t = a / 25$ | 0,14 |
| → |  $t = a / 50$ | 0,16 |
| → |  $t = a / 25$ | 0,11 |
| ↑ |  $t = a / 25$ | 0,15 |
| → |  $t = a / 25$ | 0,12 |
| ↓ |  $t = a / 25$ | 0,14 |
| → |  $t = a / 25$ | 0,14 |
| ↓ |  $t = a / 12,5$ | 0,15 |

Quadro 2: valores do número de Strouhal para diversas seções (BLESSMANN, 1998, p. 192)

Outro parâmetro que deve ser considerado é o número de Scruton (equação 19). A susceptibilidade de uma estrutura a vibrações depende do amortecimento estrutural e da razão entre a massa da estrutura e a massa do ar (DYRBYE; HANSEN, 1997, p. 119).

$$S_c = \frac{2 \cdot \delta_s \cdot m_{i,e}}{\rho \cdot L^2} \quad (\text{equação 19})$$

Onde:

S_c = número de Scruton;

δ_s = amortecimento estrutural expresso por decremento logarítmico;

$m_{i,e}$ = massa equivalente m_e por unidade de comprimento para o modo i ;

L = largura de referência da seção transversal da estrutura, na qual ocorre desprendimento de vórtices.

2.3.6.1 Influência da turbulência

Os efeitos da turbulência no fenômeno de desprendimento de vórtices, bem como sobre forças médias e flutuantes atuantes sobre o corpo, se deve a diversos mecanismos de acordo com o formato da seção transversal do corpo. Para corpos arredondados com pontos de separação do escoamento variáveis, o principal efeito da turbulência está ligado à transição da camada limite sobre a superfície do corpo, antecipando a “crise do arrasto”. Para corpos com pontos de separação fixos, os principais efeitos da turbulência estão relacionados com o comportamento das camadas de cisalhamento que podem recolar ao corpo, contínua ou intermitentemente. Neste caso, não há formação de vórtices de Kármán, mas sim de vórtices aleatoriamente desprendidos, como mostrado na figura 12 (BURESTI, 1998, p. 74).

De acordo com Cook (1985, p. 183-184), escalas de turbulência grandes agem como mudanças lentas da velocidade média do vento e modulam a frequência de desprendimento de vórtices, mantendo o número de Strouhal constante. Na grande escala de turbulência da atmosfera, a ressonância dinâmica de estruturas, fenômeno que ocorre quando a frequência de desprendimento de vórtices coincide com uma frequência natural da estrutura, torna-se menos constante e apresenta um batimento característico, aumentando apenas quando as frequências coincidem e diminuindo novamente quando as frequências tornam-se diferentes.

Cook (1971 *apud* COOK, 1985, p. 183-184) investigou o efeito da turbulência no escoamento sobre um modelo de seção quadrada, com altura igual a três vezes a largura B da base, utilizando turbulência gerada por grelhas. A figura 28 apresenta o espectro das flutuações de pressão medidas nas faces do modelo. Para escoamento suave há um grande pico na frequência reduzida $fB/\bar{V}=0,12$ que indica desprendimento de vórtices para o número de Strouhal esperado para uma seção quadrada (ver Quadro 2). No entanto, para escoamento turbulento, com escala aproximadamente igual à largura B do modelo, a contribuição do

desprendimento de vórtices para o espectro é drasticamente reduzida. O desprendimento de vórtices ordenado é substituído por desprendimento aleatório de vórtices para uma faixa larga de frequências mais altas. Isto ocorre porque os turbilhões presentes no escoamento incidente interferem no ciclo de desprendimento, explicado anteriormente, causando o desprendimento prematuro dos vórtices, e também porque a vorticidade das camadas de cisalhamento nas laterais do corpo é dissipada como turbulência aleatória na esteira.

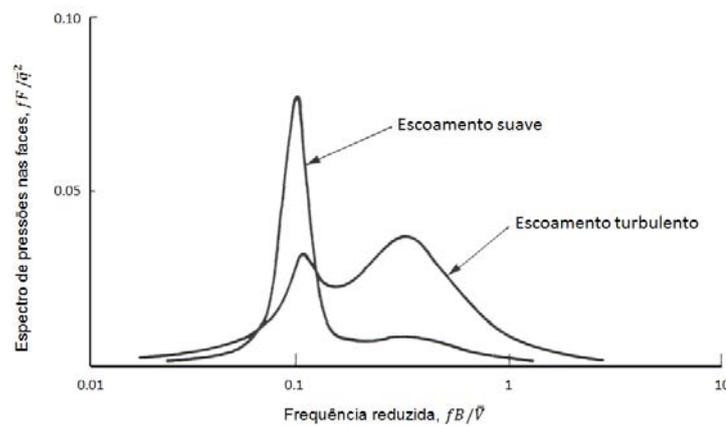


Figura 28: efeito da turbulência no desprendimento de vórtices para uma torre de base quadrada (adaptada de COOK, 1985, p. 183)

Em estudos realizados por Kawai (1992) em prismas retangulares de relação comprimento/largura (D/B) igual a 0,5 e relação $H / \sqrt{BD} = 10$, em escoamento uniforme e suave e escoamento turbulento representando duas categorias de terreno: terreno aberto e área urbana, observou-se que ocorrem fortes vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em escoamento suave e estas se tornam mais fortes à medida que a intensidade de turbulência aumenta. Para escoamento suave as vibrações foram suprimidas para razão de amortecimento crítico igual a 0,0031 e para escoamento turbulento (área urbana) a ressonância continua ocorrendo mesmo para razão de amortecimento crítico igual a 0,055 (figura 29). Ou seja, para este modelo a turbulência do escoamento contribuiu para o desprendimento de vórtices, comportamento contrário ao esperado.

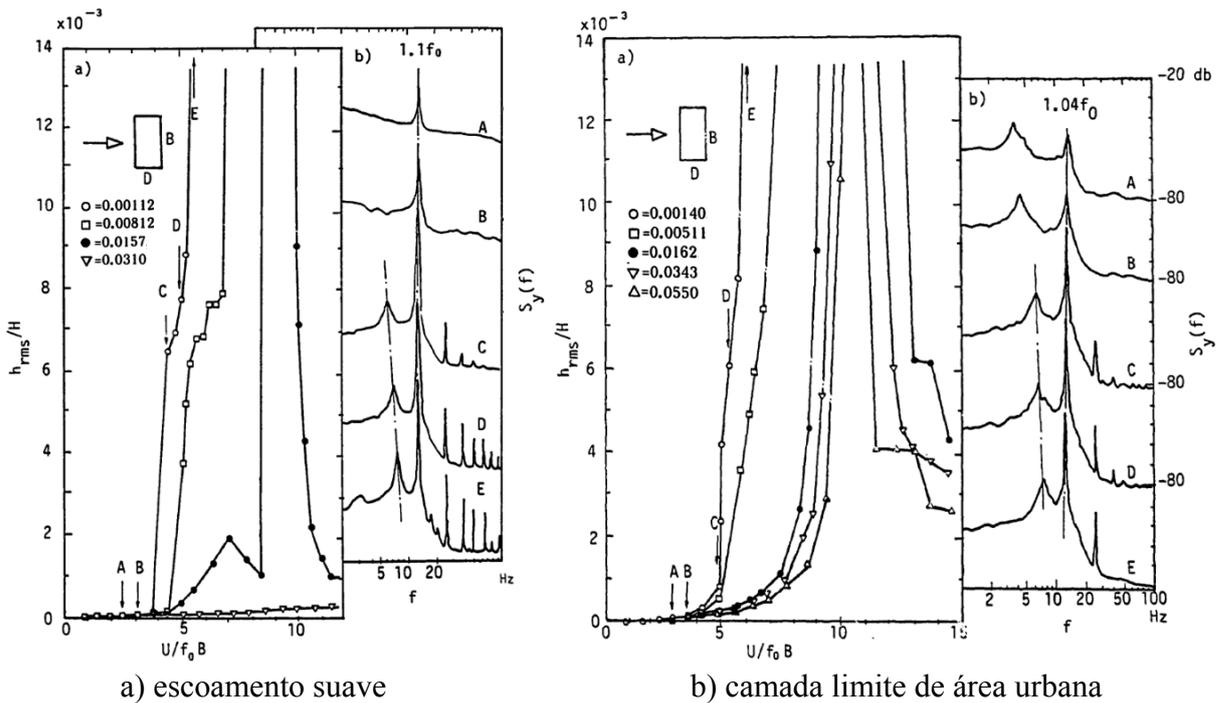


Figura 29: resposta transversal de edifício alto com $D/B=0,5$ e $H/\sqrt{BD} = 10$ para escoamento suave e turbulento (área urbana) com respectivos espectros de potência da resposta transversal (KAWAI, 1992, p. 123-126)

No mesmo trabalho, Kawai (1992) testou ainda modelos com relações comprimento/largura iguais a 1, 2 e 3. Para estes modelos foram observadas vibrações ressonantes devido ao desprendimento de vórtices para escoamento suave. Porém, o aumento da turbulência causou o efeito esperado, reduzindo significativamente a contribuição do desprendimento de vórtices na resposta transversal dos prismas. Para escoamento turbulento o modelo $D/B=1$ apresentou vibrações típicas do galope, os modelos $D/B=2$ e 3 verificaram-se vibrações típicas da vibração aleatória associada à turbulência atmosférica.

2.3.6.2 Fenômeno de captura (*lock-in*)

De acordo com Bearman (1985, p. 201), quando um corpo rombudo está oscilando, o mecanismo de desprendimento de vórtices pode ser dramaticamente alterado. O movimento do corpo é capaz de controlar o mecanismo de instabilidade que resulta em desprendimento de vórtices. As oscilações fornecem meios para que ocorra acoplamento do fluxo ao longo da extensão do corpo, o que geralmente resulta em grande melhoria na correlação longitudinal.

Como já foi explicado, a velocidade crítica para o desprendimento de vórtices ocorre quando a frequência do desprendimento de um par de vórtices (f_s) coincide com uma frequência natural da estrutura (f_n), o que gera fortes oscilações do corpo. No entanto, de acordo com

Blessmann (1998, p. 167-168), também são observadas oscilações significativas quando a velocidade do escoamento aumenta e diminui em torno do valor da velocidade crítica. Nesta situação f_s se aproxima de f_n (mas não se iguala) e subitamente os vórtices passam a se desprender com frequência f_n . Este fenômeno é denominado de fenômeno de captura ou sincronização (figura 30).

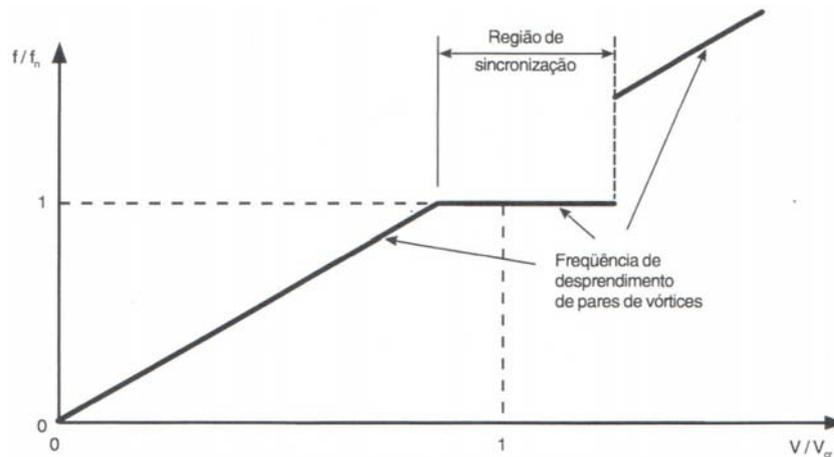


Figura 30: fenômeno da captura de vórtices (BLESSMANN, 1998, p. 167)

Scanlan e Simiu (2005, p. 305) explicam que este fenômeno é aeroelástico, ou seja, o escoamento afeta o movimento do corpo, e este, por sua vez, afeta o escoamento na medida em que produz a sincronização da frequência de desprendimento de vórtices com a frequência de vibração do corpo.

Lawson (1980, p. 32-33) realizou ensaios em túnel de vento com modelo reduzido de edifício flexível. De acordo com o autor, quando o vento incidente é turbulento a importância do fenômeno de captura aumenta. Nestas condições a sincronização ocorrerá somente se o movimento do edifício for considerável (deslocamento do topo superior a 2% da largura do prédio) e se o amortecimento for pequeno. A resposta da edificação será de grande amplitude e com frequência regular para velocidades do vento próximas da velocidade crítica (figura 31a). Se a oscilação do edifício for pequena, em escoamento turbulento, não ocorrerá o fenômeno de captura e a resposta da edificação será de amplitudes variáveis (figura 31b). Blessmann (1998, p. 168) acrescenta que o fenômeno pode aparecer em frequências múltiplas ou submúltiplas de f_s , com amplitudes de oscilação menores que as correspondentes a f_n .

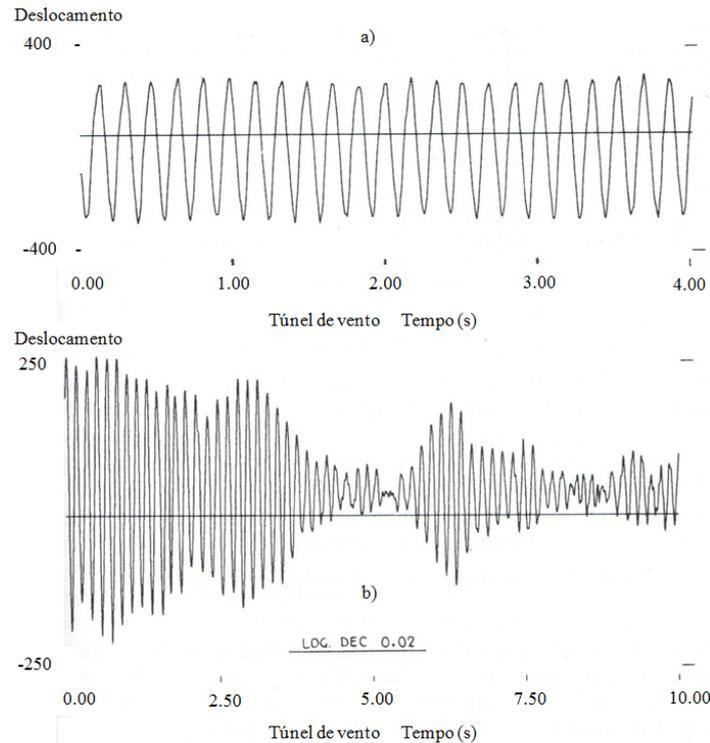


Figura 31: variação da resposta do edifício: a) fenômeno de captura; b) variações espasmódicas (adaptada de LAWSON, 1980, p. 33)

De acordo com Simiu e Scanlan (1986, p. 200), diversos estudos sugerem que as amplitudes das oscilações, durante o fenômeno de *lock-in*, raramente excedem o valor da dimensão transversal ao vento da estrutura.

2.3.6.2 Influência do amortecimento estrutural

Estruturas flexíveis com baixo amortecimento estrutural são susceptíveis as forças flutuantes e respondem com oscilações de grande amplitude na direção transversal ao vento quando a frequência de desprendimento de um par de vórtices complementar aproxima-se da frequência natural da estrutura. O efeito do aumento do amortecimento estrutural é apresentado na figura 32. Este gráfico mostra a resposta transversal à direção do vento de um prisma circular de relação altura/diâmetro igual a 10 em regime de escoamento subcrítico. No eixo das coordenadas está a amplitude reduzida do deslocamento na direção transversal no topo do cilindro (desvio-padrão da amplitude da oscilação dividido pelo diâmetro do prisma) e no eixo das abcissas a velocidade reduzida do escoamento ($V/f_n D$). Analisando o gráfico percebe-se que os picos na resposta diminuem à medida que o amortecimento estrutural aumenta. O primeiro pico da resposta passa de 0,08 para 0,008 quando o amortecimento diminui de 0,014 para 0,054 (velocidade reduzida aproximadamente 5,5) (WOOTTON; SCRUTON, 1971, p. 69-70).

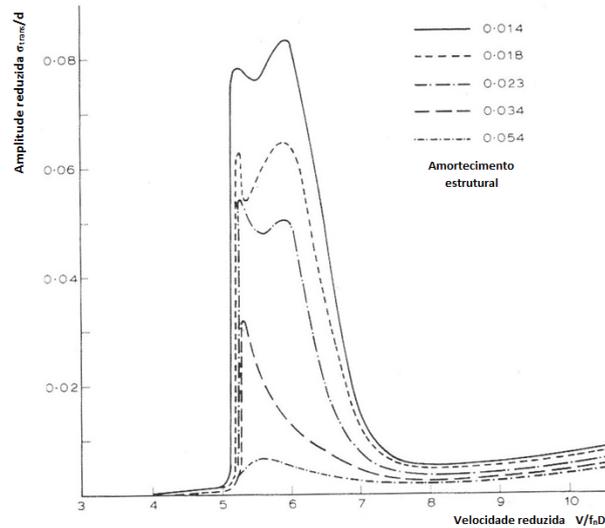


Figura 32: influência do amortecimento no desprendimento de vórtices para prismas circulares no regime subcrítico (adaptada de WOOTTON; SCRUTON, 1971, p. 69)

Nos estudos realizados por Kawai (1992), citados em 2.3.6.1, a influência do amortecimento estrutural também foi analisada. A figura 33 apresenta os gráficos da resposta transversal (em termos do valor rms da oscilação no topo do edifício) para prismas quadrados de relação comprimento/largura (D/B) igual a 0,5 e 1, e relação $H/\sqrt{BD} = 10$, em escoamento uniforme e suave. Analisando o gráfico do prisma de relação $D/B = 0,5$, observa-se que uma forte vibração se desenvolve subitamente na velocidade reduzida igual a 4 (que corresponde a aproximadamente metade da velocidade crítica para desprendimento de vórtices para esta forma) para razão de amortecimento crítico de 0,00112. Com o aumento do amortecimento para 0,0157 a vibração se desenvolve na velocidade reduzida 8,5 e para amortecimento 0,0310 a vibração é completamente suprimida.

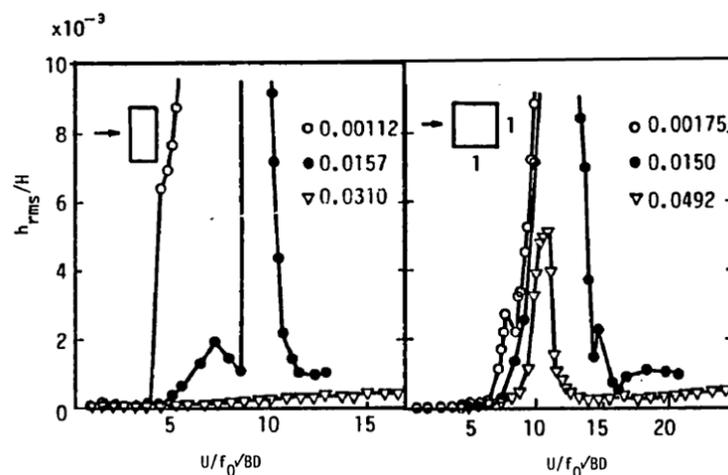


Figura 33: influência do amortecimento no desprendimento de vórtice para prismas quadrados em escoamento uniforme e suave (adaptada de KAWAI, 1992, p. 127)

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1 TÚNEL DE VENTO PROF. JOAQUIM BLESSMANN

3.1.1 Características

De acordo com Sockel (1994, p. 131), edifícios estão imersos em escoamento atmosférico turbulento, portanto a simulação do comportamento aerodinâmico destas estruturas deve ser conduzida em túneis de vento que tenham escoamento com características similares as do vento natural. Blessmann (1990, p. 114) explica que túneis construídos com a finalidade específica de aplicação na construção civil devem ter relação comprimento/altura superior a oito a fim de simular o mais fielmente possível as características do vento natural. Estes túneis são denominados túneis de vento.

O Túnel de Vento Professor Joaquim Blessmann da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (figura 34) permite a correta simulação da camada limite atmosférica. A figura 35 apresenta o circuito aerodinâmico do túnel de vento. Atualmente o túnel de vento possui quatro mesas de ensaios, cada uma com suas aplicações específicas. Todas as mesas são giratórias permitindo a análise dos efeitos do vento sobre estruturas para vários ângulos de incidência.



Figura 34: fotografia do túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann

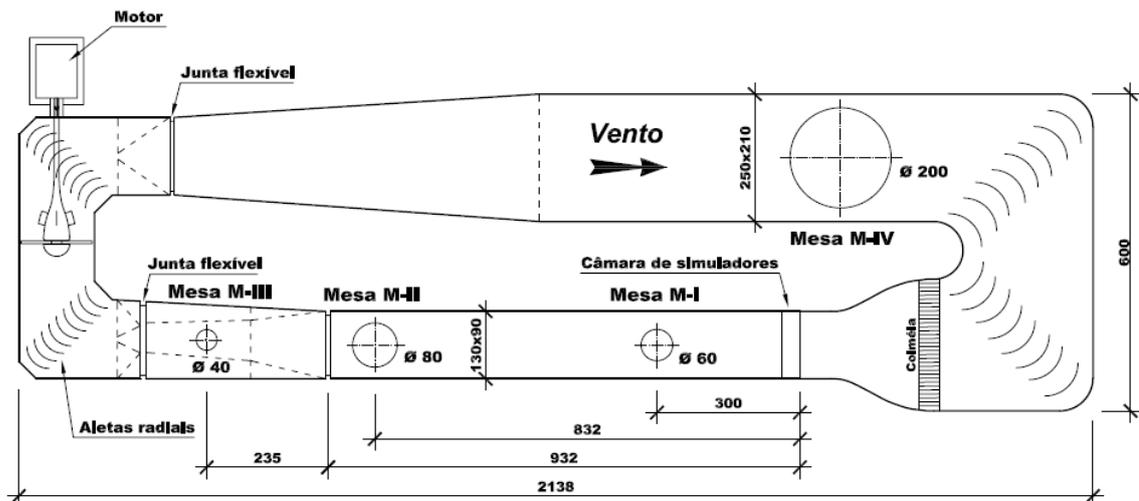


Figura 35: circuito aerodinâmico do túnel de vento Prof. Joaquim Blessmann

Os ensaios para este estudo foram realizados na mesa M-II localizada na câmara de altas velocidades, cuja relação comprimento/altura igual a 10,3 e suas dimensões são 1,30m x 0,90m x 9,32m (largura x altura x comprimento). A velocidade máxima de escoamento de ar nesta câmara é de 45m/s para vento uniforme e suave (sem modelos). A mesa M-II é utilizada para ensaios aplicados à construção civil com o uso de diversas configurações de geradores de turbulência colocados na câmara de simuladores associados com blocos fixados no piso do túnel. Estas configurações permitem a simulação da camada limite atmosférica para diferentes tipos de terreno.

3.1.2 Simulação do vento natural

Para realização dos ensaios deste trabalho foi simulado vento do tipo deslizante e turbulento. O perfil vertical de velocidades médias simulado tem expoente $p = 0,11$ para a lei de potência descrita pela equação 1. Este expoente corresponde à categoria I da NBR 6123, isto é, representa um terreno aberto e sem obstáculos. Este perfil é obtido com a colocação de elementos instalados na câmara de simuladores e sem a colocação de elementos de rugosidade no piso da câmara de ensaios, como mostrado na figura 36. As principais características do vento simulado estão apresentadas na figura 37. De acordo com o gráfico da intensidade de turbulência (I1), na altura do topo do modelo utilizado (450mm) a intensidade de turbulência é de aproximadamente 4%.



Figura 36: simulação de vento natural $p=0,11$

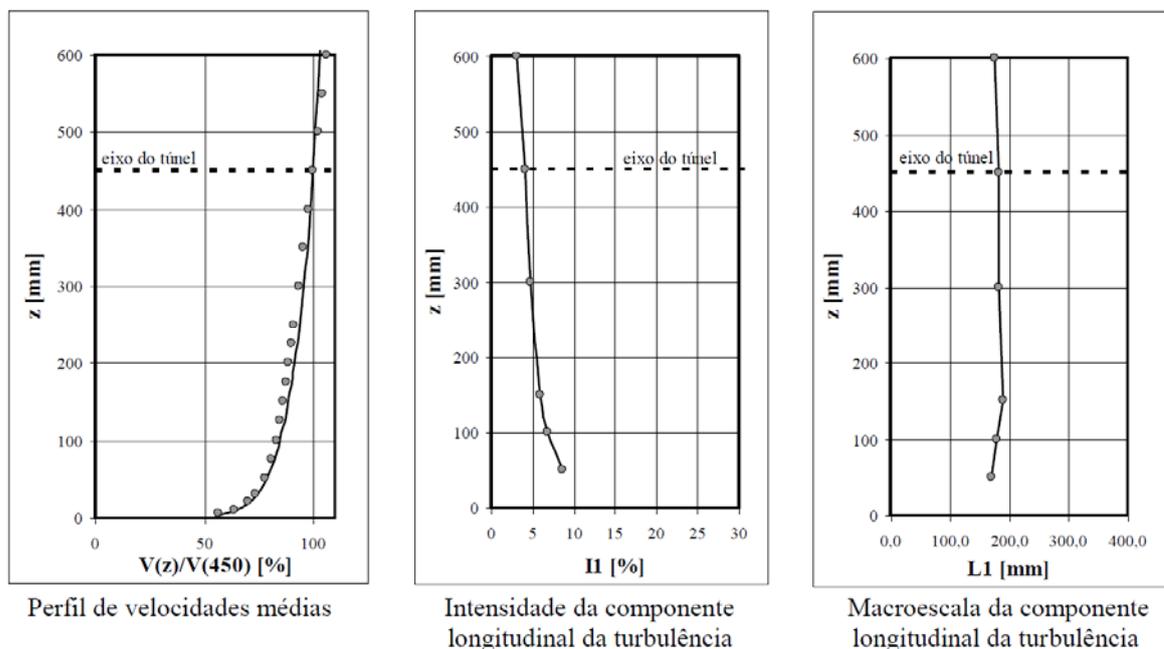


Figura 37: características do vento deslizante e turbulento simulado com expoente $p = 0,11$

3.2 MODELAGEM E ENSAIOS EM TÚNEL DE VENTO

3.2.1 Balança dinâmica de três graus de liberdade (BD3GDL)

Para obtenção das respostas longitudinal, transversal e torcional do modelo estudado utilizou-se a balança dinâmica de três graus de liberdade (BD3GDL) desenvolvida por Oliveira (2009). Este equipamento permite a determinação da resposta do edifício em termos de suas componentes médias e flutuantes, para deslocamentos longitudinais e transversais à direção do vento e a torção. A BD3GDL (figura 38) possui dois graus de liberdade em flexão,

admitidos ortogonais entre si e aproximados de forma linear, e um grau de liberdade em torção, aproximado de forma constante.

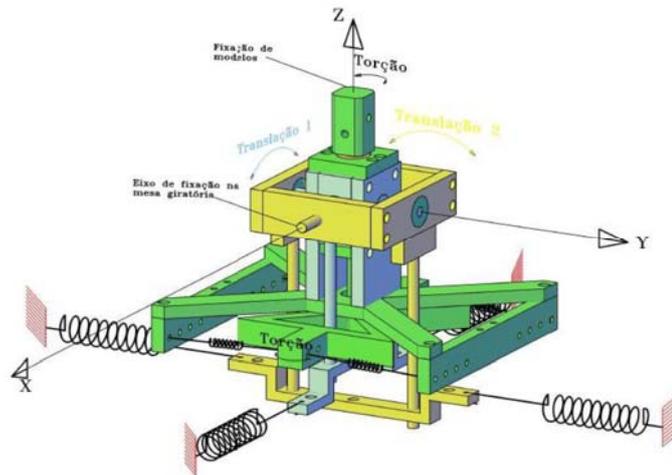


Figura 38: BD3GDL (OLIVEIRA, 2009, p. 91)

A BD3GDL permite o ajuste do momento de inércia de massa, da rigidez rotacional e do amortecimento estrutural de cada um dos três movimentos. O ajuste dos momentos de inércia de massa é feito através da adição de massas e da regulação da distância destas massas em relação ao centro de giro no mecanismo de cada grau de liberdade. O ajuste da rigidez rotacional de cada grau de liberdade é feita através da escolha da constante elástica das molas de tração utilizadas para cada movimento. O amortecimento para os movimentos de translação é regulado através da imersão de pás (fixadas no mecanismo de cada movimento) em líquido de viscosidade adequada, enquanto que para o ajuste do amortecimento da torção utilizou-se uma fita fixando a parte móvel da balança responsável pelo movimento de torção a uma parte fixa do equipamento. É importante salientar que cada grau de liberdade é independente, ou seja, o ajuste de um movimento não altera os outros dois. A figura 39 mostra o sistema pronto para utilização.



Figura 39: BD3GDL com molhas, massas e amortecedores instalados

Para a medição dos deslocamentos foram utilizados três sensores ópticos de posição (um para cada grau de liberdade) fixados a balança. O modelo destes sensores é o DL 400-7 SMD fabricado pela First Sensor. Estes sensores são biaxiais e possuem área sensível ativa de 400mm^2 ($20\text{mm} \times 20\text{mm}$). A fonte de luz que incide sobre os sensores é proveniente de um sistema de iluminação por fibra óptica.

3.2.2 CAARC Standard Tall Building

De acordo com Melbourne (1980, p. 73), a especificação de um edifício alto como padrão para comparação entre túneis de vento de camada limite ocorreu após a reunião da *Commonwealth Advisory Aeronautical Research Council* (CAARC) em 1969. A proposta era de um modelo simples que servisse como padrão para comparação entre diversas técnicas experimentais utilizadas em vários túneis de vento de camada limite, levando ao desenvolvimento de melhores técnicas experimentais e ao crescimento da confiabilidade de dados gerados através de ensaios em túnel de vento. Este edifício padrão serve para comparação de respostas dinâmicas e de medidas de pressões nas fachadas. Até 1975, ano em que ocorreu a 5th *International Conference on Wind Effects on Buildings and Structures*, cinco centros de pesquisa haviam realizados medições e os resultados, tanto para ensaios de pressões quanto para ensaios dinâmicos, apresentaram diferenças consideradas pequenas.

3.2.2.1 Geometria e propriedades dinâmicas

A especificação do CAARC Standard Tall Building é de um prisma de seção transversal retangular com medidas, em escala real, $100\text{ft} \times 150\text{ft}$ e altura 600ft ($30,48\text{m} \times 45,72\text{m} \times 182,88\text{m}$). O topo do edifício é horizontal, plano e sem parapeitos. As paredes externas são planas, sem detalhes geométricos (MELBOURNE, 1980, p. 74). A figura 40 mostra o edifício com suas medidas em metros.

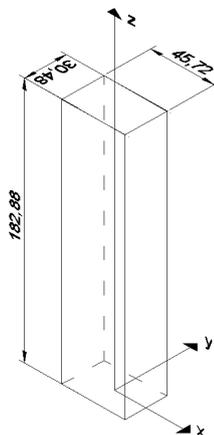


Figura 40: CAARC Standard Tall Building

Em relação às propriedades dinâmicas, apenas o modo fundamental de vibração é considerado e a forma modal deve ser considerada linear, girando em torno de um ponto no nível do terreno. A frequência natural fundamental é igual a 0,2Hz em torno dos dois eixos (x e y) no nível do terreno. A distribuição de massa é uniforme, a uma taxa de 160kg/m³ (10lb/ft³). O amortecimento estrutural, medido pela razão de amortecimento crítico, é de 1% (MELBOURNE, 1980, p. 74). Os modos de torção não foram especificados pelo conselho, no entanto, de acordo com Oliveira (2009, p. 111), Thepmongkorn e Kwok (2002) e Tang e Kwok (2004) simularam o primeiro modo de torção de forma constante, com amortecimento de 1% (medido pela razão de amortecimento crítico). Os pesquisadores citados adotaram relações entre as frequências de torção e flexão de 1,7 e 1,5, respectivamente. Neste trabalho, a exemplo do que foi utilizado por Oliveira (2009), foi adotada frequência de torção de 0,3Hz e, portanto, relação entre frequências de torção e flexão igual a 1,5.

3.2.2.2 Projeto do modelo

Para a modelagem aeroelástica em túnel de vento deve-se simular o escoamento do vento natural e projetar o modelo de acordo com leis de semelhança. Estas leis são relações entre características geométricas e dinâmicas do modelo e da estrutura real.

A escala de comprimento é a relação entre o comprimento do modelo e o comprimento do edifício real. Esta relação é obtida através da equação 20. O modelo construído para estes ensaios tem fator de escala de comprimento de 1:406,4.

$$\lambda_L = \frac{L_m}{L_p} \quad (\text{equação 20})$$

Onde:

λ_L = fator de escala de comprimento;

L_m = comprimento do modelo;

L_p = comprimento do edifício real.

A escala de massa é determinada pela razão entre a massa do modelo e a massa do edifício real. Porém, a massa do modelo construído não foi representada em escala, optou-se por simular o momento de inércia de massa em escala. Esta decisão é baseada, de acordo com

Oliveira (2009, p. 114), em publicação da *American Society of Civil Engineers* (1987) que diz que para técnicas que utilizam modelos rígidos que giram em torno da base (ou de um ponto escolhido de modo a promover melhor ajuste da forma modal) não é necessário simular a massa e sua distribuição em escala, basta simular o momento de inércia de massa em torno de qualquer eixo em que possa ocorrer rotação em escala correta. O fator de escala de momento de inércia de massa é calculado pela equação 20. Se λ_p for considerado igual a 1, o fator de escala de momento de inércia de massa é igual ao fator e escala de comprimento elevado à quinta potência. Logo, λ_{im} é $1:1,109 \times 10^{13}$.

$$\lambda_{im} = \left(\frac{\rho_m L_m^5}{\rho_p L_p^5} \right) = \lambda_p \lambda_L^5 \quad (\text{equação 20})$$

Onde:

λ_{im} = fator de escala de momento de inércia de massa;

λ_p = fator de escala de massa específica.

A escala de frequência é definida pela equação 21, ou seja, pela razão entre as frequências do modelo e da estrutura real. Oliveira (2009, p. 115) explica que a escala de frequências é determinante nas escalas de tempo e velocidades. Sendo assim, não devem ser escolhidas frequências muito altas para o modelo pois isto exigiria velocidades muito altas de ensaio. Além disso, sendo o ajuste da frequência dependente das características das molas de tração utilizadas, há limitações devido ao diâmetro do arame e ao curso de trabalho das molas. Portanto, determinou-se que as frequência de vibração do modelo em torno dos eixos X e Y será 7Hz e, para que seja preservada a relação entre frequências de flexão e torção igual a 1,5, em torno do eixo Z a frequência será 11Hz.

$$\lambda_f = \frac{f_m}{f_p} \quad (\text{equação 21})$$

Onde:

λ_f = fator de escala de frequência;

f_m = frequência do modelo;

f_p = frequência da estrutura real.

Segundo Oliveira(2009, p. 96), “a rigidez rotacional K_θ de cada grau de liberdade depende do número de molas de tração utilizado, da constante elástica de cada uma dessas molas e da geometria do mecanismo, sendo determinada pela soma das rigidezes rotacionais fornecidas por cada mola componente do movimento em questão.” Assim, sabendo-se o número de molas utilizadas em cada grau de liberdade, determina-se a constante elástica das molas utilizando a equação 22.

$$f_m = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{N \cdot r^2 \cdot K}{I_m}} \quad (\text{equação 22})$$

Onde:

N = número de molas utilizado;

r = distância perpendicular entre o vetor da força da mola e o centro de giro;

K = constante elástica da mola (N/m).

De acordo com a equação 22, a constante elástica necessária para os movimentos de translação é 4648,35N/m, e a constante elástica necessária para o movimento de torção é 332,45N/m. As molas utilizadas por Oliveira (2009) foram enviadas à empresa Tecnmola (fabricante) para nova calibração. As molas destinadas aos movimentos em torno de X e Y apresentaram constante elástica média igual a 4530,67N/m e as molas destinadas ao movimento em torno de Z apresentaram constante elástica média igual a 362,85N/m.

Aplicando a equação 22 para cada grau de liberdade, determinam-se as frequências em cada eixo. Para os cálculos abaixo, considerou-se que são utilizadas 2 molas para os movimentos de translação e 4 molas para o movimento de torção (N), o braço de alavanca das forças aplicadas pelas molas (r) é de 92,9mm para os movimentos de translação e 55mm para o movimento de torção, as constantes elásticas determinadas pela nova calibração, e os valores de momento de inércia de massa calculados para o modelo ($I_{mx} = 0,041291\text{kg.m}^2$; $I_{my} = 0,041647\text{kg.m}^2$; $I_{mz} = 0,000925\text{kg.m}^2$).

$$f_x = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2 \cdot (0,0929m)^2 \cdot 4530,67N/m}{0,041291kg \cdot m^2}} = 6,93Hz$$

$$f_y = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2 \cdot (0,0929m)^2 \cdot 4530,67N/m}{0,041647kg \cdot m^2}} = 6,90Hz$$

$$f_z = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{4 \cdot (0,055m)^2 \cdot 362,85N/m}{0,000925kg \cdot m^2}} = 10,96Hz$$

Logo, utilizando a equação 21, determinam-se os fatores de escala de frequência:

$$\lambda_x = \frac{6,93}{0,2} = 34,63 \quad \lambda_y = \frac{6,90}{0,2} = 34,48 \quad \lambda_z = \frac{10,96}{0,3} = 36,54$$

O fator de escala de tempo é o inverso do fator de escala de frequência, então:

$$\lambda_{Tx} = \frac{1}{34,63} = 0,0289 \quad \lambda_{Ty} = \frac{1}{34,48} = 0,0290 \quad \lambda_{Tz} = \frac{1}{36,54} = 0,0274$$

O fator de escala de velocidade é obtido pelo produto da escala de comprimento pela escalara de frequências (equação 23).

$$\lambda_v = \frac{V_m}{V_p} = \frac{L_m / t_m}{L_p / t_p} = \frac{\lambda_L}{\lambda_T} = \lambda_L \cdot \lambda_f \quad (\text{equação 23})$$

Onde:

λ_v = fator de escala de velocidade;

V_m = velocidade no modelo;

V_p = velocidade na estrutura real;

t_m = tempo no modelo;

t_p = tempo na estrutura real.

$$\begin{array}{lll} \lambda_{v_x} = 0,00246 \times 34,63 & \lambda_{v_y} = 0,00246 \times 34,48 & \lambda_{v_z} = 0,00246 \times 36,54 \\ \lambda_{v_x} = 0,0852 & \lambda_{v_y} = 0,0849 & \lambda_{v_z} = 0,0899 \end{array}$$

O fator de escala de aceleração é obtido através da equação 24:

$$\lambda_a = \frac{\lambda_v}{\lambda_T} = \frac{\lambda_L \cdot \lambda_f}{\lambda_T} = \lambda_L \cdot \lambda_f^2 \quad (\text{equação 24})$$

Onde:

λ_a = fator de escala de aceleração.

Assim, calculam-se as escalas de aceleração:

$$\begin{array}{lll} \lambda_{ax} = 0,00246 \times 34,63^2 & \lambda_{ay} = 0,00246 \times 34,48^2 & \lambda_{az} = 0,00246 \times 36,54^2 \\ \lambda_{ax} = 2,95 & \lambda_{ay} = 2,93 & \lambda_{az} = 3,29 \end{array}$$

O fator de escala de força é obtido através da equação 25:

$$\lambda_F = \frac{F_m}{F_p} = \frac{m_m \cdot a_m}{m_p \cdot a_p} = \lambda_m \cdot \lambda_a = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^3 \cdot \lambda_L \cdot \lambda_f^2 = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^4 \cdot \lambda_f^2 \quad (\text{equação 25})$$

Onde:

λ_F = fator de escala de força;

F_m = força no modelo;

F_p = força no edifício real.

Logo os fatores de escala de força são:

$$\begin{aligned} \lambda_{F_x} &= 0,00246^4 \times 34,63^2 & \lambda_{F_y} &= 0,00246^4 \times 34,48^2 & \lambda_{F_z} &= 0,00246^4 \times 36,54^2 \\ \lambda_{F_x} &= 4,40E-8 & \lambda_{F_y} &= 4,36E-8 & \lambda_{F_z} &= 4,89E-8 \end{aligned}$$

A escala de momentos é definida pela equação 26, para a qual se considera que o momento é o produto de uma força pela distância do ponto de aplicação ao centro de giro.

$$\lambda_{M_f} = \frac{F_m \cdot L_m}{F_p \cdot L_p} = \lambda_F \cdot \lambda_L = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^4 \cdot \lambda_f^2 \cdot \lambda_L = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^5 \cdot \lambda_f^2 \quad (\text{equação 26})$$

Onde:

λ_{M_f} = fator de escala de momentos.

Substituindo os valores apropriados, tem-se que:

$$\begin{aligned} \lambda_{M_{f_x}} &= 0,00246^5 \times 34,63^2 & \lambda_{M_{f_y}} &= 0,00246^5 \times 34,48^2 & \lambda_{M_{f_z}} &= 0,00246^5 \times 36,54^2 \\ \lambda_{M_{f_x}} &= 1,08E-10 & \lambda_{M_{f_y}} &= 1,07E-10 & \lambda_{M_{f_z}} &= 1,20E-10 \end{aligned}$$

O fator de escala de amortecimento é igual a 1, ou seja, $\zeta_m = \zeta_p$, porque em modelagem aeroelástica a razão de amortecimento crítico do modelo deve ser igual a da estrutura real. Isto ocorre pois o amortecimento é uma grandeza adimensional.

Aplicando o fator de escala de comprimento (1:406,4) nas especificações geométricas do CAARC, obtemos que o modelo deve ter base de 112,50mm x 75,00mm e altura de 450mm. O modelo foi construído em chapas de 3mm de madeira compensada de pinho coladas entre si com adesivo comercial Super Bonder (Loctite), formando uma casca rígida. A figura 41 mostra as dimensões do modelo, os eixos adotados e a posição da fixação à BD3GDL. A fixação do modelo na balança é feita com o auxílio de uma chapa de 10mm de madeira marfim arana embutida no modelo (a 41,65mm acima da base) e aparafusada nas laterais do modelo.

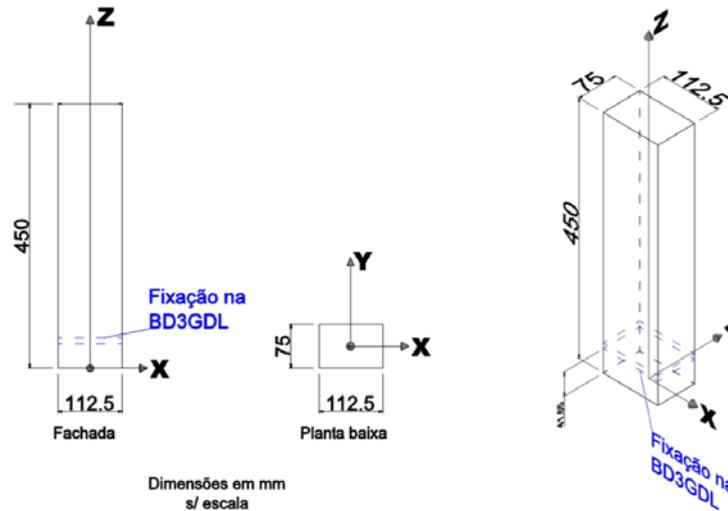


Figura 41: modelo do *CAARC Standard Tall Building* (OLIVEIRA, 2009, p. 122)

3.2.2.3 Aquisição de dados

O sistema de aquisição de dados foi o mesmo utilizado por Oliveira (2009). O sinal elétrico gerado pelos sensores ópticos de posição durante os ensaios foi submetido a um condicionador de sinal, no qual o sinal foi filtrado e amplificado 20 vezes. O sinal elétrico amplificado foi adquirido em um microcomputador equipado com uma placa de aquisição de dados.

Para a aquisição do sinal, utilizou-se um programa no sistema de aquisição de dados LabView. Este programa foi desenvolvido pelo LAC-UFRGS e permite a aquisição do sinal em três canais (um para cada sensor óptico), com período e taxa de aquisição (número de pontos por segundo) ajustáveis. Cada aquisição gera um arquivo que contém o sinal puro e também o sinal condicionado por um filtro numérico passa-baixa de 5ª ordem, de topologia Butterworth, com frequência de corte 50Hz, disponível no software LabView.

3.2.2.4 Ajuste de frequências e amortecimentos

Depois de instalar o modelo do CAARC na BD3GDL, ajustam-se as frequências de vibração através da regulagem dos momentos de inércia de massa do modelo em torno de cada eixo. Este ajuste foi feito adicionando massas de chumbo nos mecanismos de cada movimento de translação. O ajuste do movimento de torção foi atingido apenas fixando o modelo na balança. As frequências foram medidas através de aquisições no programa LabView de ensaios de vibração livre, aplicando cargas tipo impulso, na direção em que a frequência estava sendo ajustada.

Após ajustar as frequências e os momentos de inércia de massa, os amortecimentos foram ajustados. Para os movimentos em torno dos eixos X e Y, as massas adicionadas para o ajuste das frequências foram imersas em óleo lubrificante. Chapas de alumínio foram coladas as massas para aumentar a área de contato. Para o movimento em torno do eixo Z, uma fita emborrachada foi fixada à parte móvel do mecanismo de torção e à parte fixa da balança. Da mesma forma que as frequências, os amortecimentos para cada movimento foram adquiridos em ensaios de vibração livre aplicando cargas tipo impulso. Os amortecimentos foram determinados a partir da razão de amortecimento crítico, calculada com base na envoltória da variação temporal dos deslocamentos medidos. Utilizando o programa CurveExpert, uma curva do tipo da equação 27 foi ajustada a envoltória para determinação do coeficiente b que representa o produto da razão de amortecimento crítico (ζ) pela frequência angular (ω_n). Lembrando que a frequência angular é 2π vezes a frequência natural de vibração.

$$y(t) = a \cdot e^{-b \cdot t} \quad (\text{equação 27})$$

Com o sistema ajustado, realizaram-se quatro aquisições de frequência e amortecimento por direção. Cada aquisição teve um tempo total de 20 segundos e taxa de aquisição de 1024Hz. Para os movimentos em torno dos eixos X e Y a frequência média foi de 6,83Hz e para o movimento em torno de Z a frequência média foi de 10,975Hz. Logo, o erro da frequência em torno do eixo X é de -1,44%, o erro da frequência em torno do eixo Y é de -1,03%, e o erro da frequência em torno do eixo Z é de 0,14%. Em relação aos amortecimentos, o valor médio encontrado para o amortecimento em torno do eixo X foi de 1,106%, para o eixo Y foi de 1,28% e para o eixo Z foi de 1,63%. O Quadro 3 apresenta as frequências e razões de amortecimento crítico medidas.

| Aquisição | Eixo x | | Eixo y | | Eixo z | |
|--------------|--------------|---------------|--------------|---------------|---------------|---------------|
| | f_x [Hz] | ζ_x [%] | f_y [Hz] | ζ_y [%] | f_z [Hz] | ζ_z [%] |
| 1 | 6.834 | 1.057 | 6.829 | 1.117 | 10.975 | 1.641 |
| 2 | 6.829 | 1.212 | 6.829 | 1.168 | 10.975 | 1.642 |
| 3 | 6.830 | 1.187 | 6.827 | 1.468 | 10.975 | 1.622 |
| 4 | 6.830 | 0.966 | 6.829 | 1.365 | 10.975 | 1.616 |
| Média | 6.830 | 1.106 | 6.829 | 1.280 | 10.975 | 1.630 |

Quadro 3: frequências e razões de amortecimento crítico

3.2.2.5 Configurações de ensaio

Os ensaios do modelo do *CAARC Standard Tall Building* com a BD3GDL foram realizados para o modelo isolado e para 18 configurações de vizinhança. As configurações de vizinhança são:

- configuração I: um modelo mudo de dimensões iguais às do modelo principal (figura 42);
- configuração II: dois modelos mudos de dimensões iguais às do modelo principal (figura 43);
- configuração III: dois modelos mudos, sendo um de dimensões iguais às do modelo principal e outro com dimensões da seção transversal iguais às do modelo principal e metade da altura (figura 44).

O modelo isolado e todas as configurações de vizinhança foram ensaiados apenas para vento incidindo perpendicularmente a maior fachada do CAARC. Em todas as condições de vizinhança o modelo mudo está localizando a barlavento do modelo principal. Para cada configuração de vizinhança foram testadas seis distâncias entre o modelo principal e os modelos vizinhos. Sendo $D=75\text{mm}$, tamanho do menor lado da seção transversal do CAARC, as distâncias utilizadas foram: a) $150\text{mm} - 2D$, b) $300\text{mm} - 4D$, c) $450\text{mm} - 6D$, d) $600\text{mm} - 8D$, e) $1050\text{mm} - 14D$, f) $1500\text{mm} - 20D$.

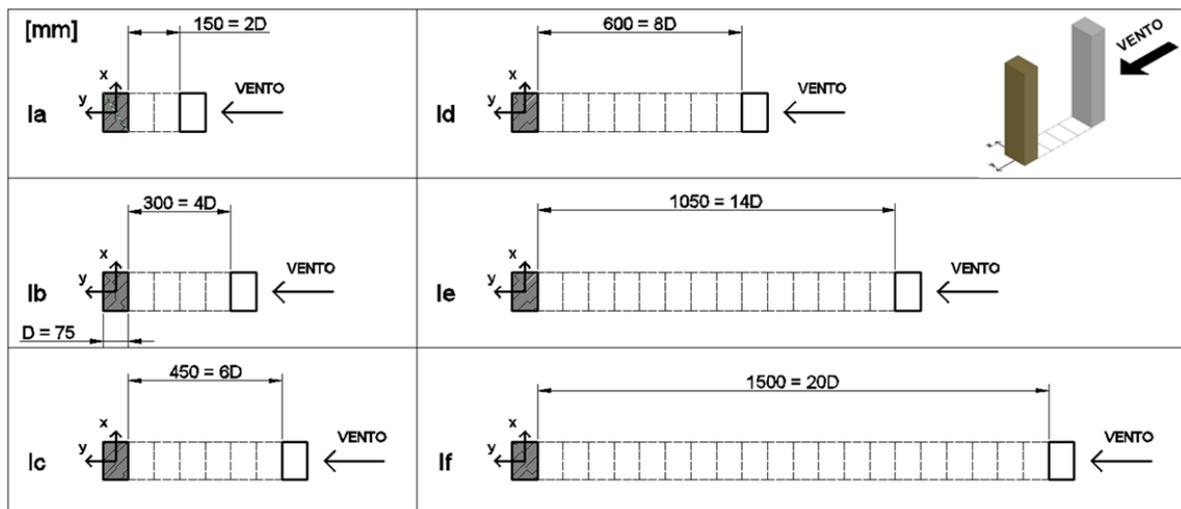


Figura 42: ensaios para a configuração I

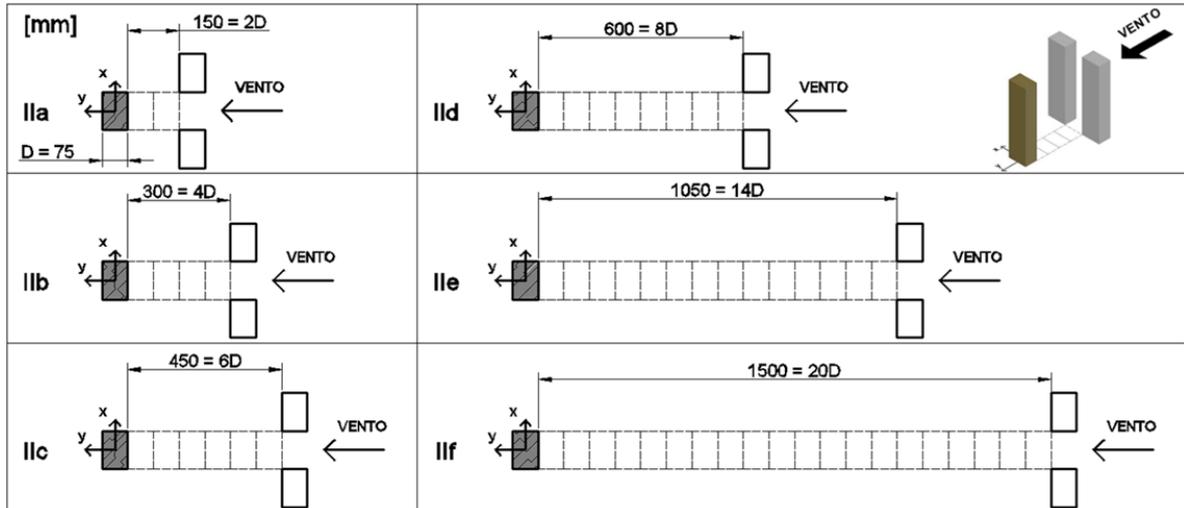


Figura 43: ensaios para a configuração II

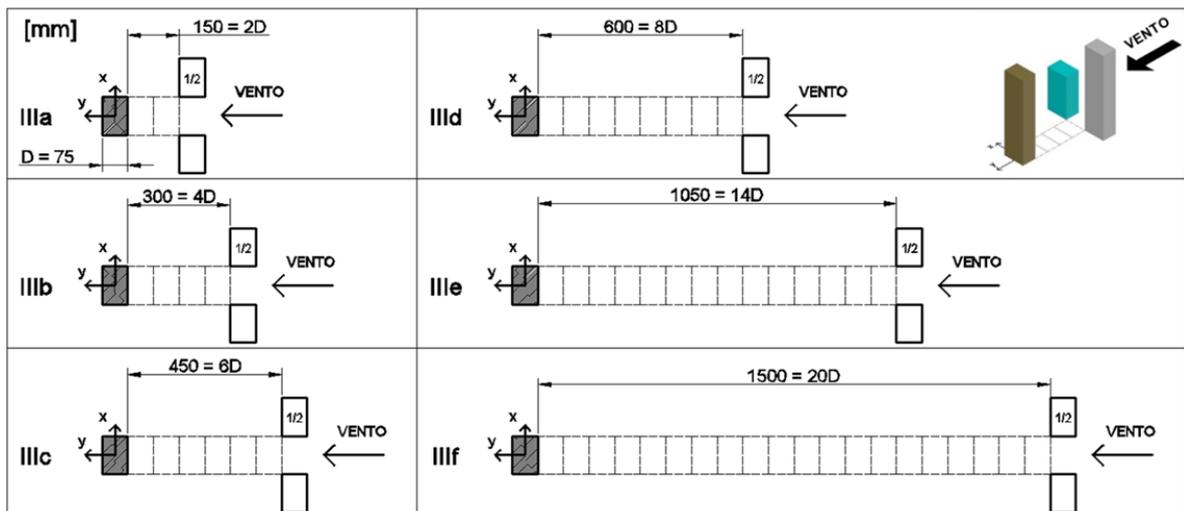


Figura 44: ensaios para a configuração III

A velocidade média do escoamento durante os ensaios foi determinada através da diferença de pressão estática (ΔP_a) medida entre dois anéis piezométricos posicionados nos extremos do convergente, no começo da câmara de ensaios. Estas medições foram realizadas por um micro manômetro eletrônico modelo ManoAir 500 (fabricante Schiltknecht), com resolução de 0,1Pa e precisão de 0,2Pa. Neste equipamento também foram feitas medidas de temperatura. A pressão atmosférica (P_{atm}) foi medida por um barômetro digital modelo N1500/691 (fabricante Novus/Huba). Através da equação 28 calculou-se a velocidade média do escoamento durante o ensaio.

$$\bar{V} = \sqrt{\frac{2 \cdot k_0 \cdot \Delta Pa \cdot (273,15 + T)}{0,0474 \cdot P_{atm}}} \quad (\text{equação 28})$$

Onde:

\bar{V} = velocidade média do vento (m/s);

k_0 = fator de calibração do túnel de vento (adimensional);

ΔPa = diferença de pressão estática medida entre os anéis piezométricos situados nos extremos do convergente do túnel de vento (mmH₂O);

T = temperatura dentro da câmara de ensaios (°C);

P_{atm} = pressão atmosférica (mmHg).

Para ensaios em túnel de vento onde a razão de bloqueio da seção transversal do túnel ultrapassa 5% são necessárias correções nos resultados obtidos. A razão de bloqueio é definida pelo quociente entre a área frontal dos modelos e a área da seção transversal da câmara de ensaios (ISYUMOV, 1982). Para o modelo isolado e para a conf. I a razão de bloqueio é igual a 4,33%, para a conf. II a razão de bloqueio é igual a 12,98% e para a conf. III a razão de bloqueio é igual a 10,82%. No entanto, neste trabalho optou-se por não fazer as correções.

Durante o ensaio do modelo isolado foram medidos deslocamentos para 33 velocidades que variaram de 0,40m/s a 18,37. Os ensaios das configurações com vizinhança tiveram número variável de medições de deslocamentos (de acordo com o comportamento do modelo) e as velocidades médias adotadas ficaram no intervalo de 1,28m/s a 19,24m/s.

Os sensores ópticos de posição fizeram aquisições de 74 segundos (aproximadamente 45 minutos em escala real) à taxa de 1024 pontos por segundo. Os dados adquiridos foram processados em rotinas desenvolvidas por Oliveira (2009) no software MatLab. Este processamento converte o sinal elétrico em deslocamentos angulares e horizontais no topo do modelo, considerando funções de transferência obtidas na calibração da BD3GDL. Estas funções de transferência foram obtidas utilizando-se um relógio comparador (preso a um suporte externo ao CAARC) medindo deslocamentos impostos no topo do modelo. A figura 45 mostra o sistema utilizado para a calibração dos sensores ópticos utilizados na BD3GDL e a figura 46 apresenta as curvas de calibração destes sensores.



Figura 45: calibração dos sensores ópticos utilizados na BD3GDL

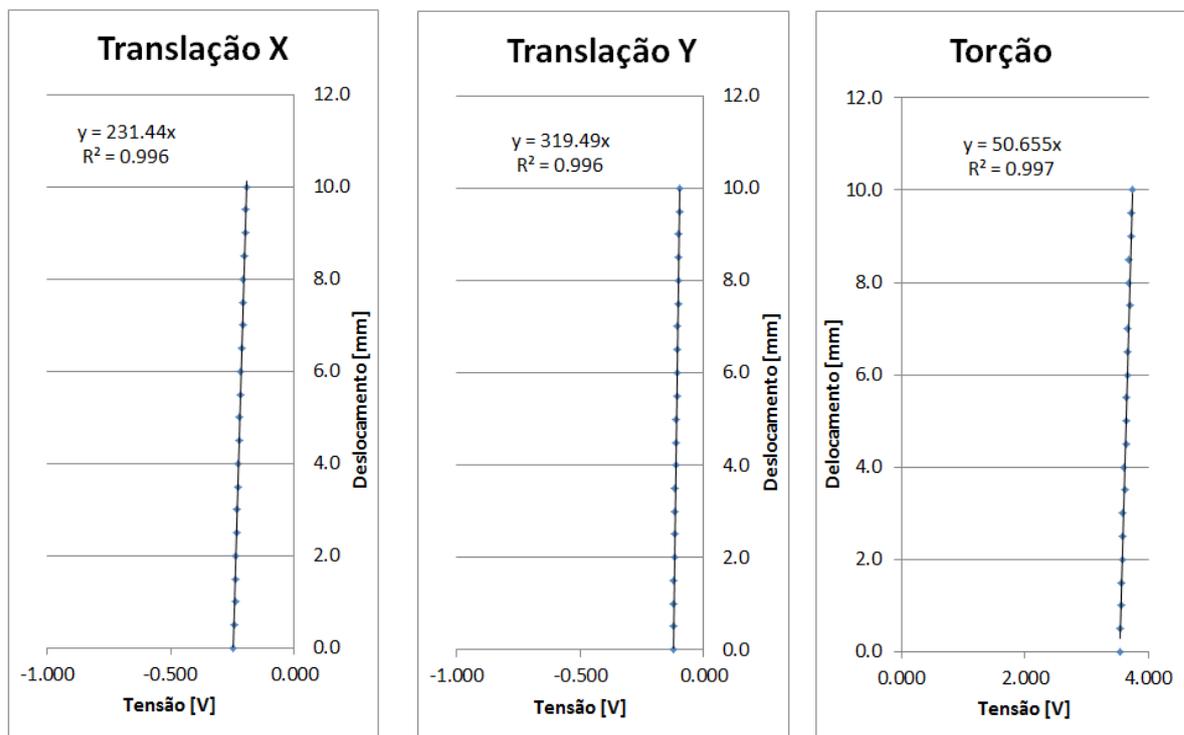


Figura 46: curvas de calibração dos sensores ópticos utilizados na BD3GDL

4 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Os gráficos a seguir apresentam comparações entre as respostas obtidas para o modelo isolado e para as 18 configurações de vizinhança ensaiadas. As respostas transversal e longitudinal ao vento incidente (eixos X e Y, respectivamente) são apresentadas em termos de deslocamentos no topo do modelo normalizados pela dimensão do modelo na direção do deslocamento em função da velocidade reduzida. Os deslocamentos foram normalizados por 112,5mm para a direção transversal e 75mm para a direção longitudinal. A velocidade reduzida é definida pela razão da velocidade média do escoamento durante o ensaio pelo produto da frequência de vibração do modelo na direção considerada pela maior dimensão do modelo em planta (112,5mm). A resposta torcional (eixo Z) também é apresentada em função da velocidade reduzida. Lembrando que as frequências de vibração transversal e longitudinal são aproximadamente 6,83Hz e a frequência de torção é igual a 10,975Hz.

4.1 CONFIGURAÇÃO I

Os itens a seguir apresentam comparações das respostas média e flutuante para o movimento transversal (4.1.1), para o movimento longitudinal (4.1.2) e para o movimento torcional (4.1.3), variando o afastamento entre o modelo principal e os modelos vizinhos, para a configuração I (um modelo mudo de dimensões iguais à do modelo principal localizado a barlavento).

4.1.1 Resposta transversal

Analisando a resposta média do deslocamento transversal (figura 47a), observa-se que a presença de um vizinho a barlavento não tem influência significativa pois todas as distâncias testadas apresentaram resultados semelhantes ao modelo isolado. No entanto, para a resposta flutuante (figura 47b), a presença do edifício vizinho a barlavento reduziu significativamente o valor do pico da resposta transversal para as configurações Ia, Ib, Ic e Id (150mm – 2D, 300mm – 4D, 450mm – 6D e 600mm – 8D, respectivamente). Para a configuração Ie (1050mm – 14D) o valor do pico é 5,8% menor que para o modelo isolado e para a configuração If (1500mm – 20D) o valor do pico é 10% maior que para o modelo isolado. Os picos ocorreram para velocidade reduzida aproximadamente igual a 10, o que indica que para todas as configurações houve resposta ressonante devido ao desprendimento de vórtices, pois

calculando a velocidade crítica para desprendimento de vórtices, através da equação 18, chega-se ao valor de velocidade reduzida igual a 11.

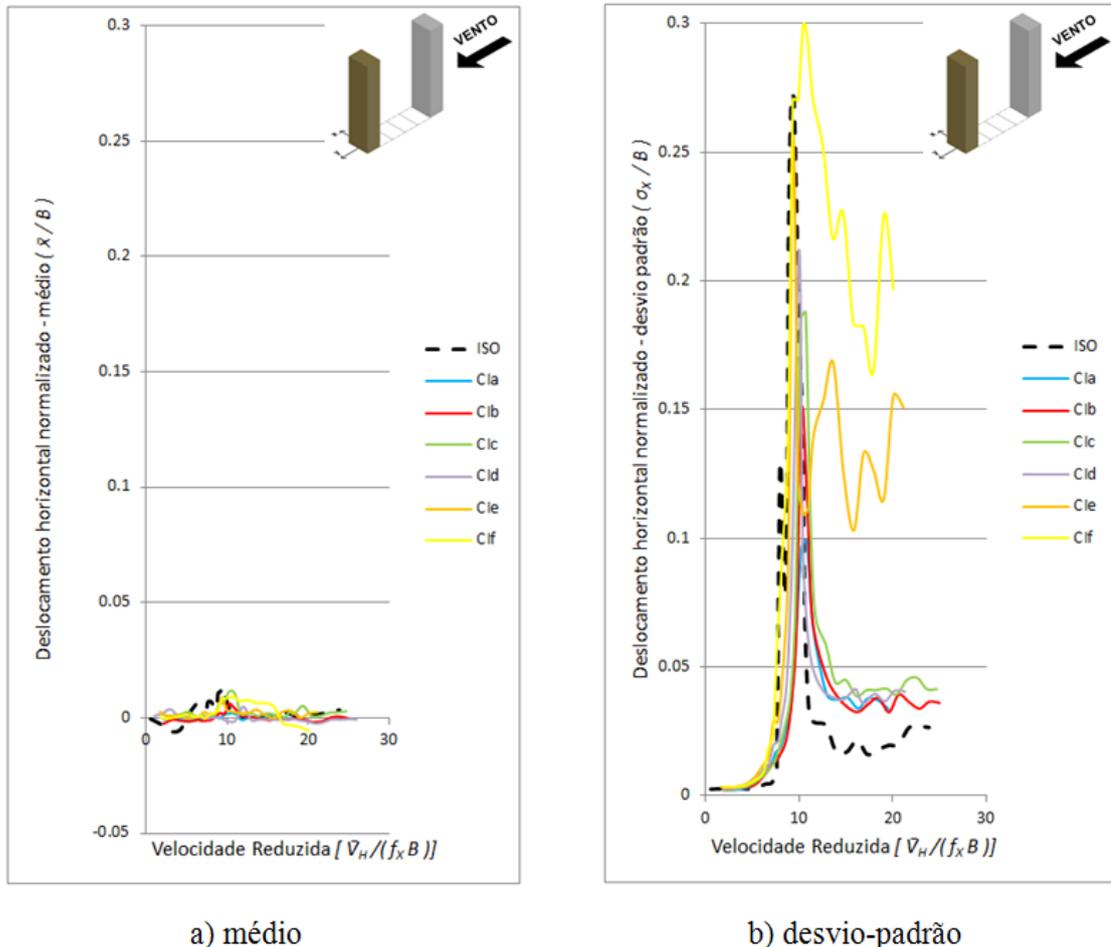


Figura 47: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção transversal para a configuração I

4.1.2 Resposta longitudinal

Para o movimento longitudinal, a figura 48a mostra que houve efeito de proteção do modelo vizinho sobre o modelo principal, em termos da resposta média. Nota-se também que à medida que a distância entre o modelo vizinho e o modelo principal cresce, o efeito de proteção torna-se menos intenso. Para afastamentos de 1050mm (14D) e 1500mm (20D) (correspondentes as configurações Ie e If, respectivamente), a resposta tende a ser igual à resposta do modelo isolado, indicando que para estes afastamentos o efeito de proteção é insignificante. Em termos de resposta flutuante, observa-se na figura 48b que todas as configurações apresentaram um pico na velocidade reduzida próxima a 10. Este pico ocorre, provavelmente, em virtude do acoplamento dos movimentos longitudinal e transversal

causado pela transferência de energia do movimento transversal (em ressonância nesta velocidade) para o longitudinal. Isto ocorre porque as frequências naturais do modelo nas duas direções são muito próximas.

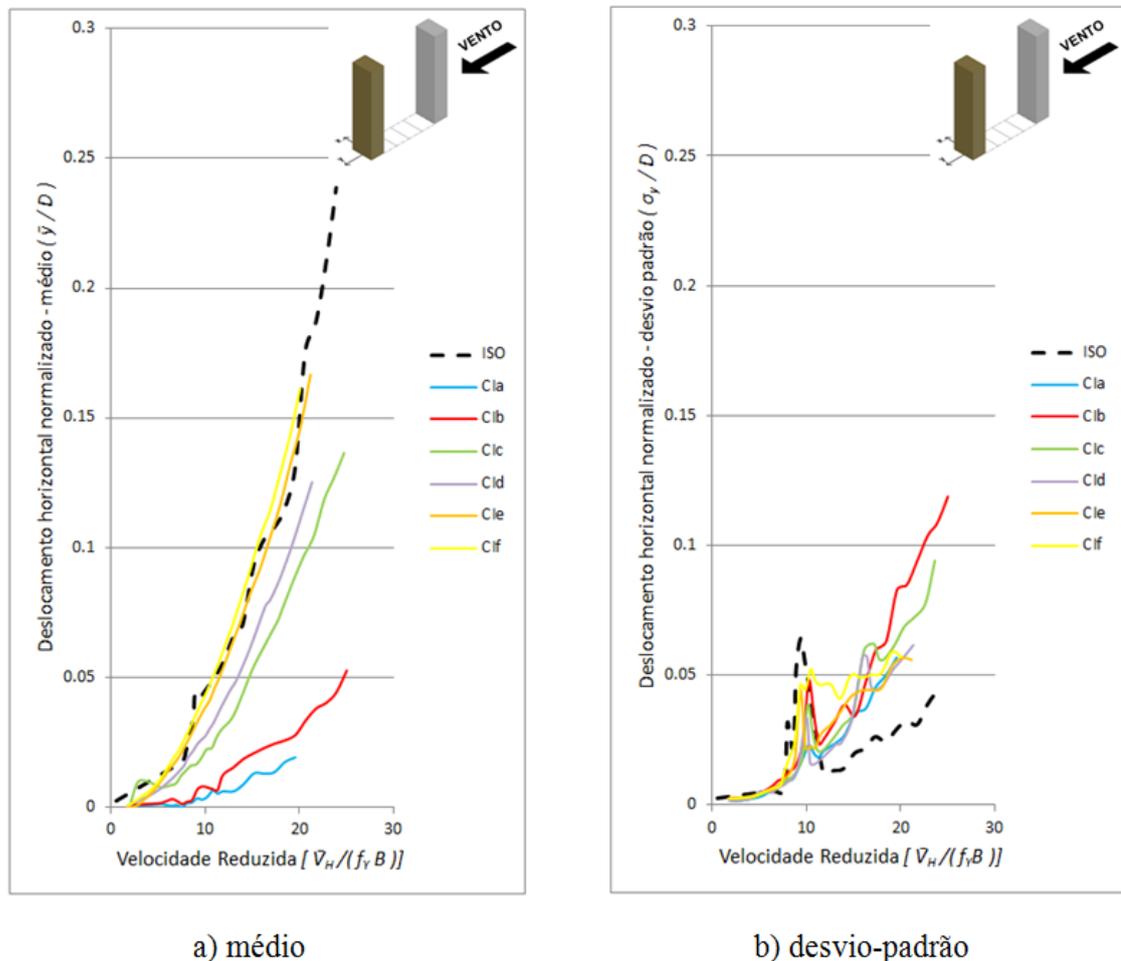


Figura 48: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção longitudinal para a configuração I

4.1.3 Resposta torcional

A resposta torcional do modelo é apresentada na figura 49. A resposta torcional média (figura 49a) do modelo isolado mostra um resultado esperado, considerando a simetria do escoamento, os valores medidos oscilam em torno de zero. Para as configurações Ia, Ib, Ic e Id há uma tendência de crescimento do ângulo médio com o aumento da velocidade, o que se deve provavelmente a um pequeno erro de posicionamento dos modelos para o ensaio. As configurações Ic, Id e If apresentaram um pico negativo (em relação a seus valores médios) para o deslocamento angular médio para a velocidade reduzida 10, que corresponde ao pico do deslocamento torcional flutuante para estas configurações, apresentado na figura 49b.

Analisando esta figura, percebe-se que todas as configurações apresentaram um primeiro pico de menor intensidade para a velocidade reduzida em torno 6, e um segundo pico para velocidade reduzida aproximadamente 10. O primeiro pico ocorre para a velocidade correspondente à velocidade reduzida igual a 10 da resposta transversal, onde se encontra a amplificação da resposta transversal devido à ressonância por desprendimento de vórtices, o que sugere a excitação da torção pelo desprendimento transversal de vórtices. Em relação ao segundo pico, observa-se que para afastamentos iguais a 450mm – 6D (configuração Ic) e 600mm – 8D (configuração Id) a presença do modelo vizinho causa as maiores amplificações na resposta torcional flutuante do modelo principal. Quando os modelos estão mais próximos (configurações Ia e Ib), ou mais afastados (configurações Ie e If), as amplificações da resposta são menores porém significativas, o que indica que a esteira do modelo vizinho possui uma turbulência elevada e que pode estar submetendo o modelo principal à efeitos de martelamento. Blessmann (1998, p. 129) explica que efeitos dinâmicos significativos do martelamento podem ocorrer mesmo se a edificação a barlavento estiver situada a aproximadamente dez vezes a dimensão característica da base da edificação em estudo podem aparecer efeitos consideráveis. Os resultados obtidos nestes ensaios indicam que os efeitos do martelamento podem ser significativos para afastamentos superiores a 20 vezes a dimensão característica da base.

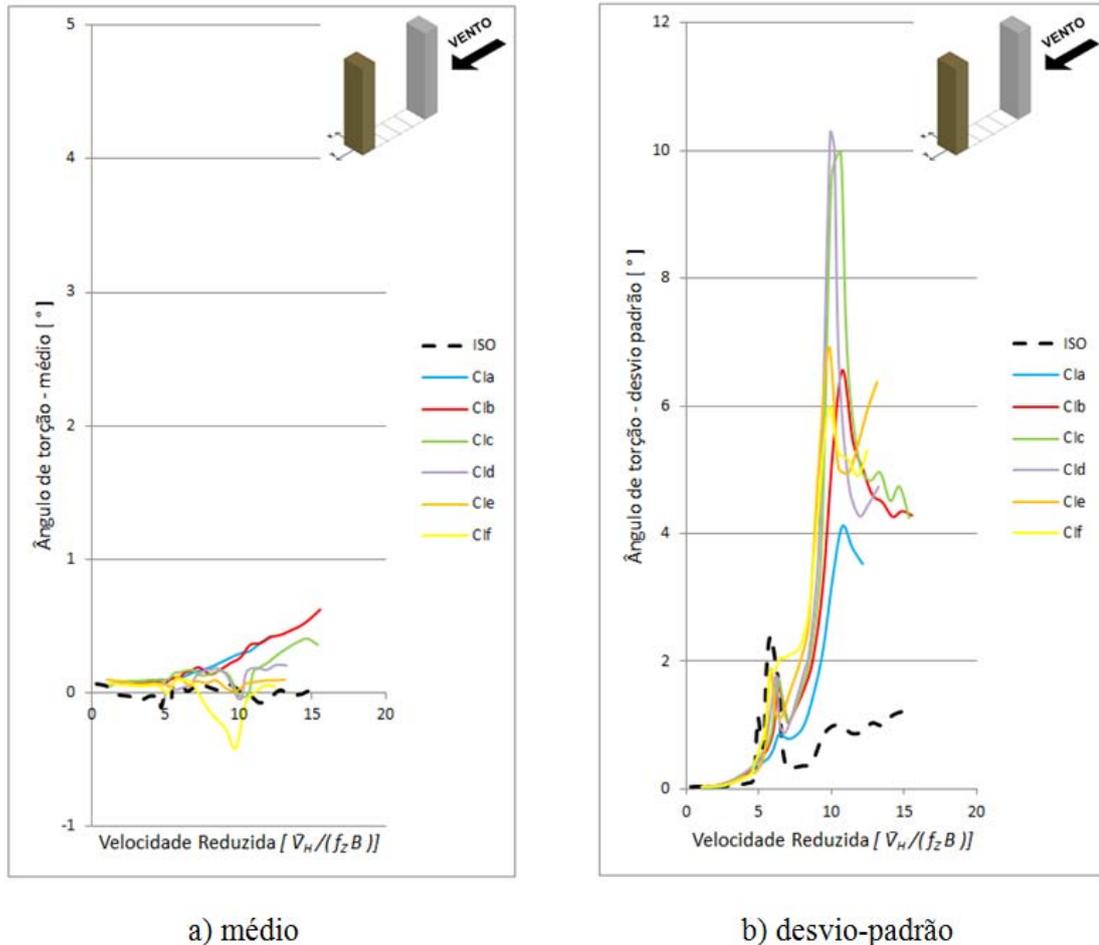


Figura 49: deslocamentos angulares de torção para a configuração I

As figuras a seguir mostram os espectros de potência dos deslocamentos normalizados nas direções transversal e longitudinal e do deslocamento angular de torção para as velocidades reduzidas para a configuração C1d (8D – 600mm). Na figura 50 são apresentados os espectros de potência para a velocidade de ensaio 7,69m/s, correspondente às velocidades reduzidas 10,01 nas direções transversal e longitudinal e 6,21 para a torção. Para estas velocidades reduzidas foram observados picos devido ao desprendimento de vórtices na direção transversal (figura 47) e picos oriundos do acoplamento dos movimentos para a direção longitudinal (figura 48) e torção (figura 49). A figura 50a mostra que a grande concentração de energia no espectro do deslocamento transversal na frequência 6,8Hz, que é muito próxima à frequência natural de vibração do modelo na direção X (6,83Hz). O espectro para a direção Y (figura 50b) também possui energia concentrada na frequência 6,8Hz, indicando que o movimento longitudinal é excitado pelo desprendimento de vórtices na direção transversal devido ao acoplamento dos movimentos. A figura 50c mostra que o movimento de torção

também é excitado pelo desprendimento de vórtices na direção transversal, já que possui um pico na frequência 6,8Hz.

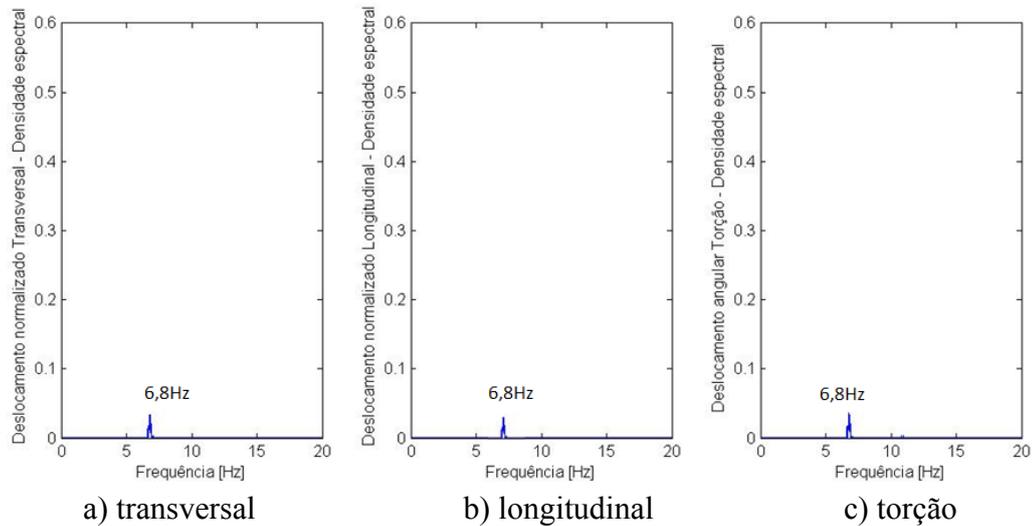


Figura 50: espectros de potência para configuração CId na velocidade de ensaio 7,69m/s

A figura 51 mostra os espectros de potência para a configuração CId na velocidade de ensaio 12,29m/s correspondente à velocidade reduzida 9,93 para a torção, para a qual se observou o segundo pico da resposta transversal flutuante para esta configuração (figura 49). A figura 51 mostra que para esta velocidade houve resposta ressonante do movimento de torção pois a frequência com energia concentrada (11Hz) é muito próxima da frequência natural de vibração do modelo nesta direção (10,975Hz).

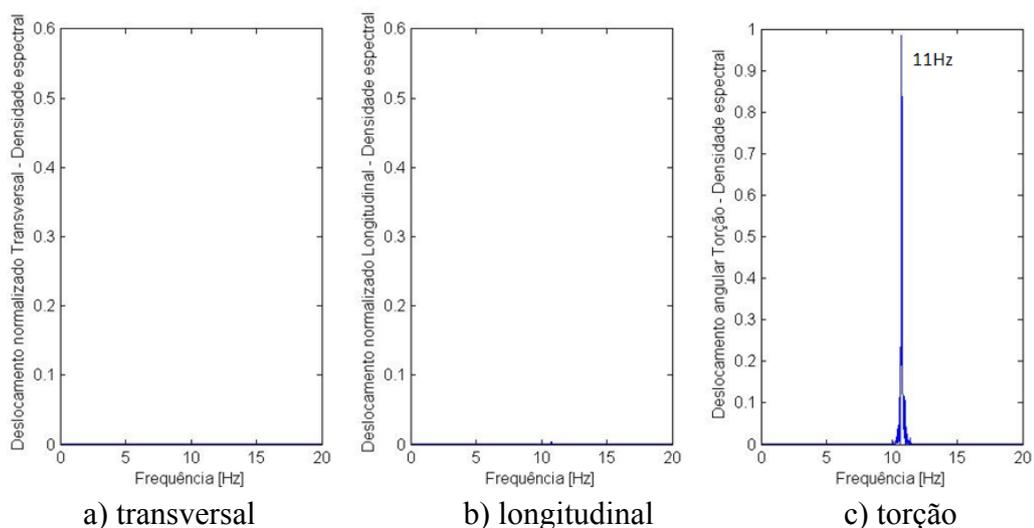


Figura 51: espectros de potência para configuração CId na velocidade de ensaio 12,29m/s

4.2 CONFIGURAÇÃO II

A seguir são apresentadas comparações das respostas média e flutuante para a configuração II (dois modelos mudos de dimensões iguais às do modelo principal). As comparações para o movimento transversal estão no item 4.2.1, para o movimento longitudinal no item 4.2.2 e para o movimento torcional no item 4.2.3.

4.2.1 Resposta transversal

Observando-se a figura 52a percebe-se que a presença dos dois edifícios vizinhos causou forte efeito de proteção em relação à resposta transversal média, tornando os valores dos deslocamentos horizontais próximos a zero, suprimindo inclusive o pequeno pico na velocidade reduzida 10. A configuração Iib (300mm – 4D) foi a única que apresentou valores superiores aos do modelo isolado, a partir da velocidade reduzida 10. Quanto à resposta flutuante (figura 52b), a presença dos modelos vizinhos anulou o pico devido à ressonância por desprendimento de vórtices presente para o modelo isolado para os afastamentos Iia até Iid, e diminuiu significativamente este pico para os afastamentos maiores. Isto ocorre devido ao aumento de turbulência na esteira dos modelos a barlavento, causando a quebra da correlação no desprendimento de vórtices do modelo principal. No entanto, esta turbulência na esteira dos modelos vizinhos propicia o surgimento do fenômeno de martelamento que explica o aumento da resposta flutuante para as configurações com vizinhança. A partir da velocidade reduzida 17,6, as configurações Iia e Iib (150mm – 2D e 300mm – 4D, respectivamente) apresentaram valores de deslocamento normalizado flutuante mais altos que as demais configurações (afastamentos maiores), indicando que a proximidade entre os modelos vizinhos e o modelo principal é prejudicial para o modelo principal pois este é atingido pela esteira dos modelos a barlavento com energia elevada. A configuração Iif (1500mm – 20D) apresentou dois picos nas velocidades reduzidas 12,4 e 15,5, o que mostra que mesmo para um afastamento grande o fenômeno do martelamento é importante.

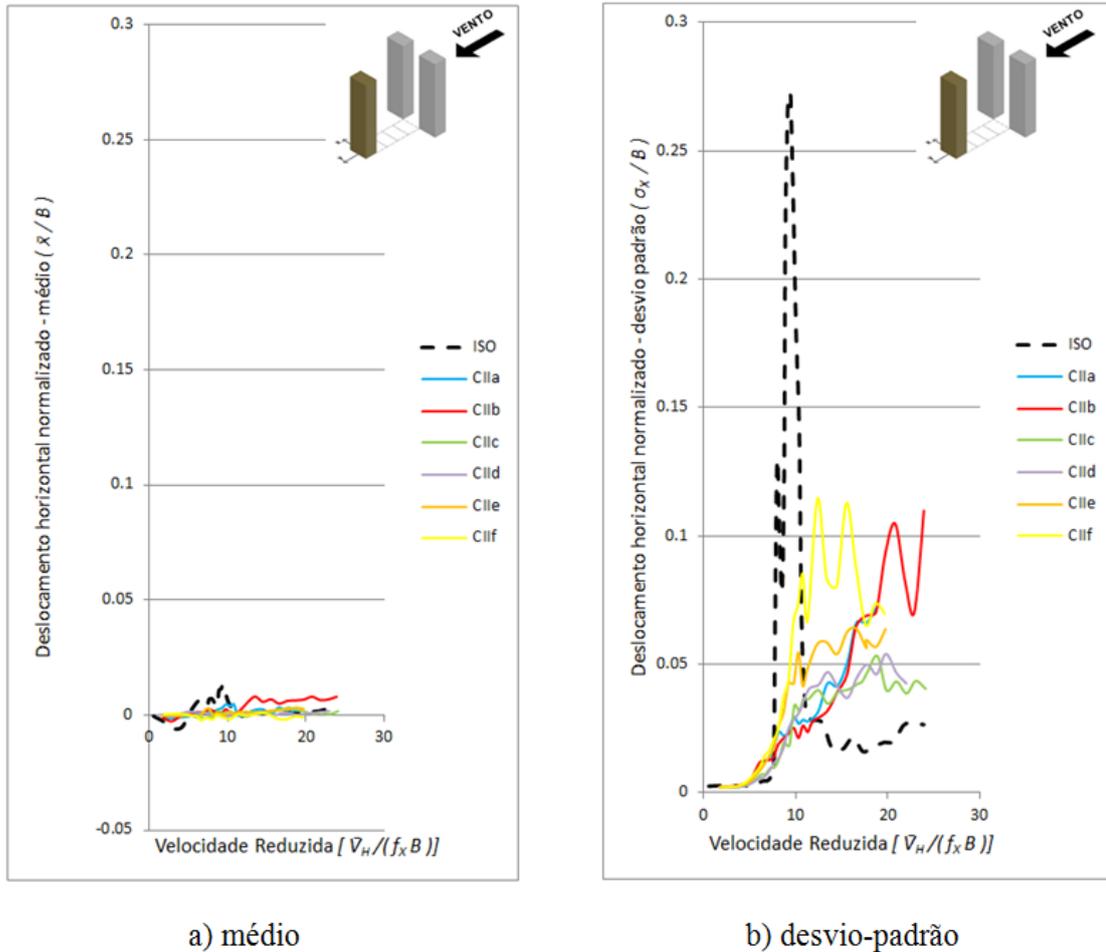


Figura 52: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção transversal para a configuração II

4.2.2 Resposta longitudinal

A resposta longitudinal média apresenta o mesmo fenômeno de proteção que ocorreu para a configuração I. Porém, no caso da configuração II, o efeito de proteção não aumenta de acordo com a distância. Analisando a figura 53a nota-se que as respostas para as configurações IIa e IIb (150mm – 2D e 300mm – 4D, respectivamente) foram maiores que as respostas para as configurações IIc e II d (450mm – 6D e 600mm – 8D, respectivamente) indicando que a proximidade entre os modelos vizinhos e o modelo principal diminui o efeito de proteção. Isto é causado pelo aumento da velocidade do escoamento devido ao afunilamento (efeito Venturi) que ocorre entre os dois modelos altos vizinhos. As respostas das configurações IIe (1050mm – 14D) e IIf (1500mm – 20D) tendem ao comportamento do modelo isolado, mostrando que para distâncias maiores o efeito do afunilamento se perde na esteira dos modelos vizinhos. Em relação à resposta longitudinal flutuante (figura 53b), o pico observado no modelo isolado devido ao acoplamento com o movimento transversal

(desprendimento de vórtices) desaparece para as configurações com vizinhança. As respostas flutuantes para as configurações IIa e IIb (150mm – 2D e 300mm – 4D, respectivamente) foram maiores que as respostas para as demais configurações, devido à intensa turbulência na esteira dos edifícios vizinhos tão próximos.

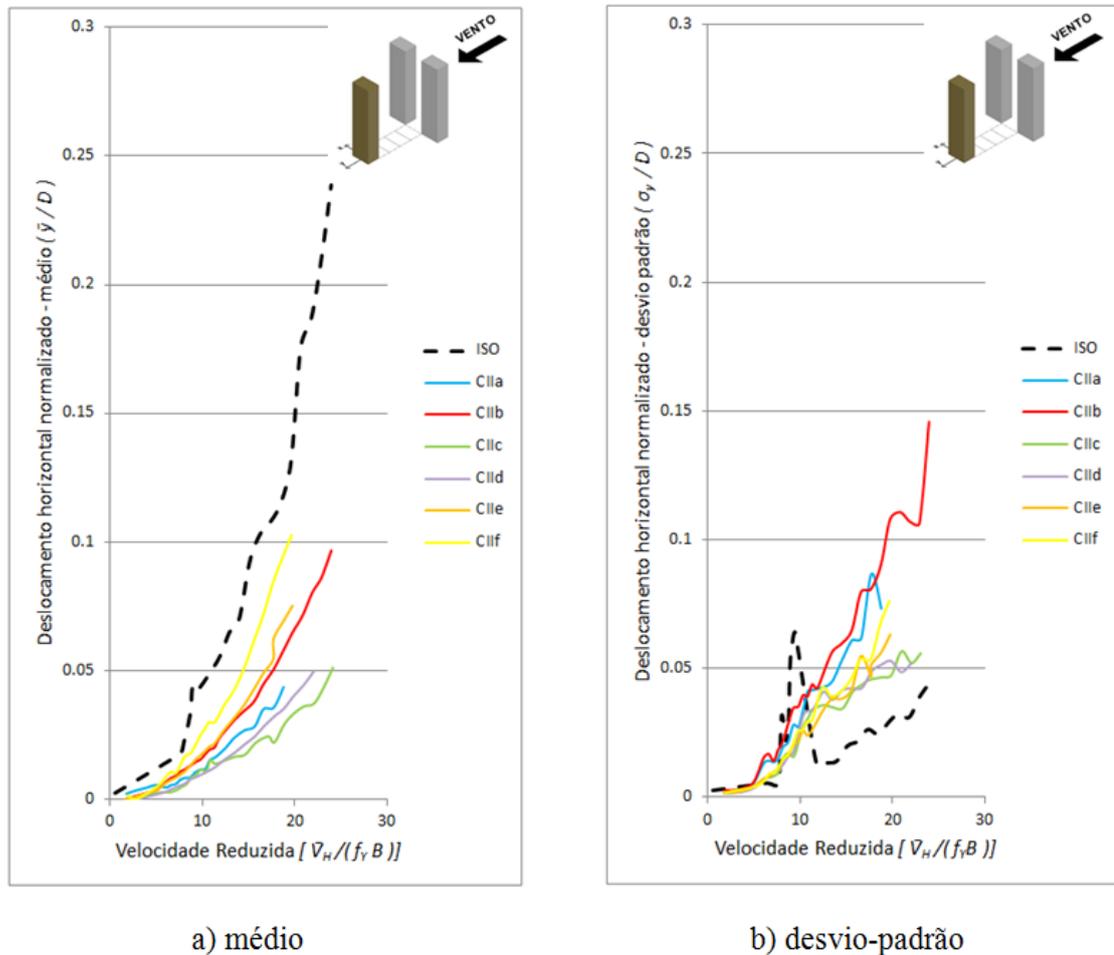


Figura 53: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção longitudinal para a configuração II

4.2.3 Resposta torcional

A figura 54a mostra que o afastamento 4D – 300mm (configuração IIb) é crítico para a resposta torcional do modelo principal na presença de dois modelos altos vizinhos. Este afastamento apresentou ângulos de torção médios significativamente maiores que a configuração isolada. Conclui-se a partir da figura 54a que à medida que o afastamento entre o modelo principal e os modelos vizinhos aumenta, o ângulo de torção médio diminui. A configuração IIa (150mm – 2D) tem uma resposta irregular, provavelmente causada pela proximidade entre os modelos vizinhos e o modelo principal, que não permite que a esteira

formada pelos edifícios vizinhos seja suficientemente organizada para conter vórtices que causariam resposta mais amplificada do modelo principal. A resposta flutuante torcional (figura 54b) mostra que a configuração IIb tem a maior resposta, o que mostra que para este afastamento a esteira dos modelos a barlavento é suficientemente organizada e desenvolvida para causar excitação na resposta torcional. As demais configurações apresentaram valores de resposta flutuante torcional maiores que o modelo isolado a partir da velocidade reduzida igual a aproximadamente 6.

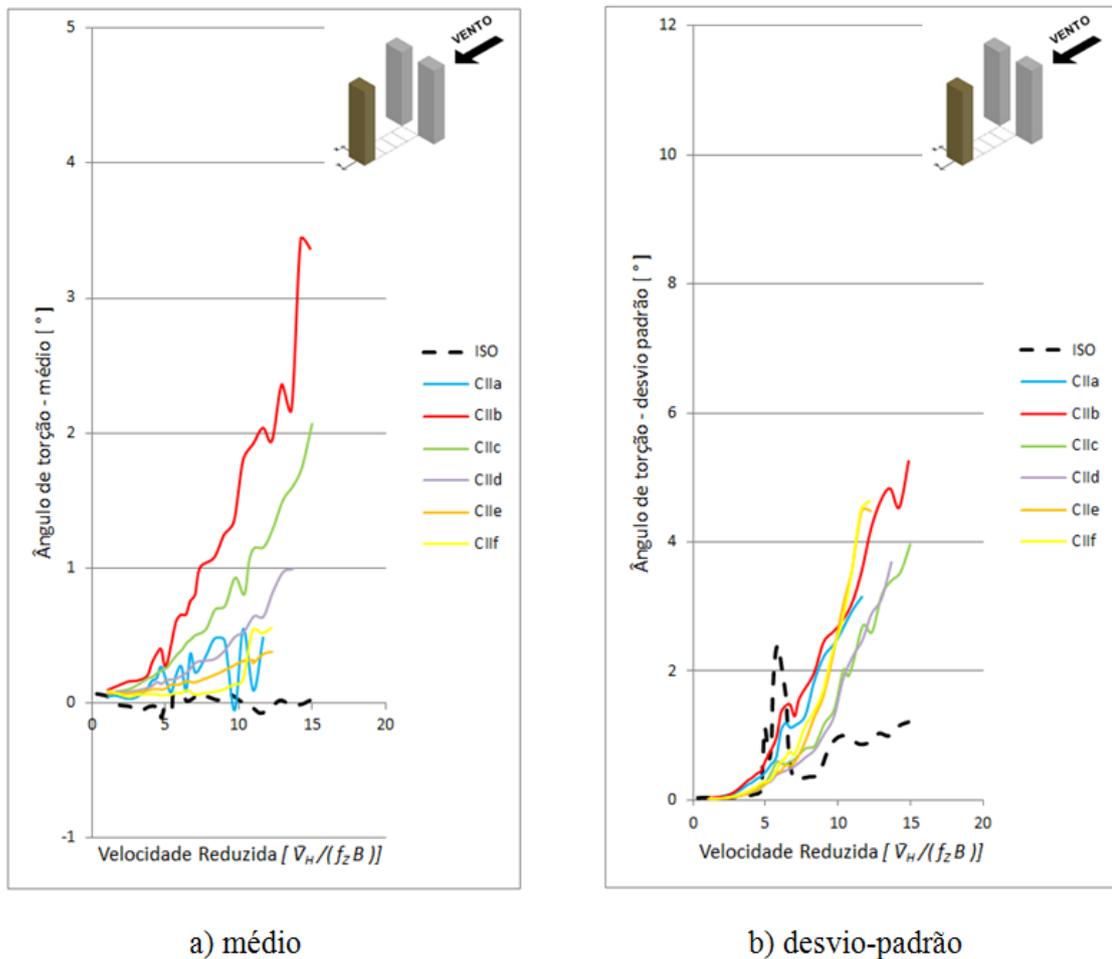


Figura 54: deslocamentos angulares de torção para a configuração II

4.3 CONFIGURAÇÃO III

Os resultados para a configuração III (dois modelos mudos, sendo um de dimensões iguais às do modelo principal e outro com dimensões da seção transversal iguais às do modelo principal e metade da altura) são apresentados nos itens a seguir. Comparações das respostas média e flutuante para o movimento transversal estão no item 4.3.1, para o movimento longitudinal no item 4.3.2 e para o movimento torcional no item 4.3.3.

4.3.1 Resposta transversal

A figura 55a mostra que a resposta transversal média para as configurações IIIa (150mm – 2D) e IIIb (300mm – 4D), e de forma menos intensa para a configuração IIIc (450mm – 6D), cresce a partir da velocidade reduzida igual a 10, tornando-se significativamente maior que a resposta para o modelo isolado. Isto mostra que a proximidade entre os modelos vizinhos e o modelo principal propicia a ação da turbulência da esteira dos modelos a barlavento sobre o modelo principal. À medida que a distância cresce, o comportamento do modelo principal tende ao comportamento do modelo isolado, o que indica que a turbulência da esteira perde-se no escoamento incidente no modelo a sotavento. Estas observações confirmam-se ao analisar a figura 55b que apresenta a resposta transversal flutuante. As configurações de menor afastamento (IIIa e IIIb) apresentam pico da resposta ressonante devido ao desprendimento de vórtices pequeno, porém a partir da velocidade reduzida 10 mostram um crescimento acentuado da resposta flutuante, muito superior a resposta apresentada para as configurações mais afastadas (IIIc, IIId e IIIe). Estas configurações apresentam picos na velocidade reduzida 10 muito menores que o pico do modelo isolado, mas a resposta flutuante após esta velocidade é maior que a resposta do modelo isolado. Isto mostra que embora a esteira dos modelos vizinhos não seja suficientemente organizada para gerar uma excitação forte devido ao desprendimento de vórtices, possui energia suficiente para causar resposta flutuante importante no modelo principal.

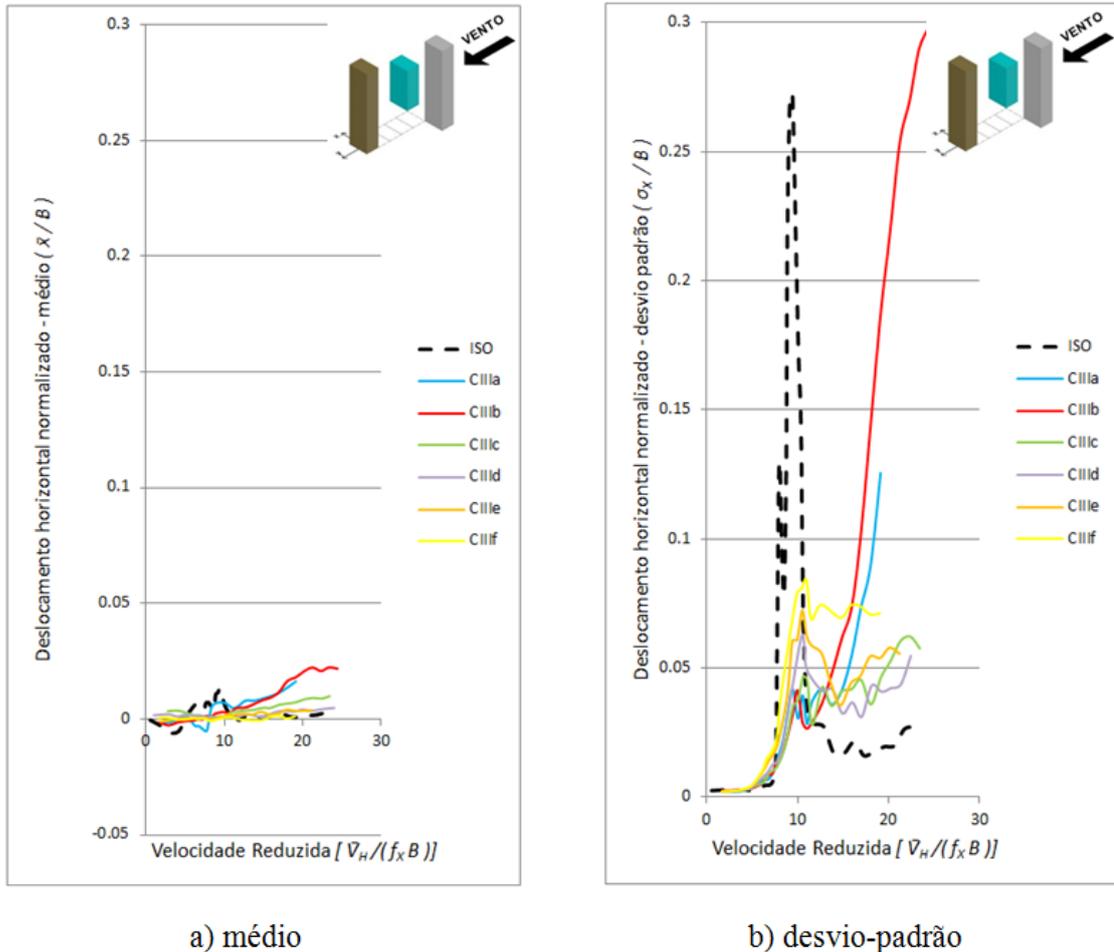


Figura 55: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção transversal para a configuração III

4.3.2 Resposta longitudinal

Da mesma forma que para as configurações I e II, a resposta longitudinal média para a configuração III (figura 56a) demonstra um evidente efeito de proteção dos modelos vizinhos sobre o modelo principal. No entanto, o efeito de proteção não aumenta com o crescimento do afastamento. É interessante observar que as respostas longitudinal média para as configurações IIIa (150mm – 2D) e IIIb (300mm – 4D) são muito próximas as respostas das configurações IIIe (1050mm – 14D) e III f (1500mm – 20D). Isto ocorre provavelmente porque quando os modelos vizinhos estão próximos ao modelo principal, o afunilamento do vento entre os modelos vizinhos aumenta significativamente a força exercida sobre o modelo principal, sendo esta força equivalente à experimentada pelo modelo principal quando os modelos vizinhos estão afastados tendendo ao comportamento do modelo isolado. Nota-se também na figura 56a que o aumento do afastamento de 450mm – 6D (IIIc) para 600mm – 8D (IIId) não influencia na resposta longitudinal média. A resposta longitudinal flutuante (figura

56b) mostra que todas as configurações tiveram um pequeno pico na velocidade reduzida 10, indicando acoplamento entre movimentos transversal e longitudinal. Da mesma forma que para o movimento transversal flutuante, o movimento longitudinal flutuante com vizinhança apresentou respostas muito maiores que a configuração isolada após a velocidade reduzida 10. Para as configurações IIIc a IIIf, a resposta longitudinal flutuante é aproximadamente o dobro da resposta para o modelo isolado. Já as configurações IIIa e IIIb apresentaram respostas flutuantes com crescimento acentuado indicando que o modelo principal é muito susceptível a instabilidades aerodinâmicas quando próximo a modelos vizinhos, em especial para o afastamento 4D (300mm – IIIb).

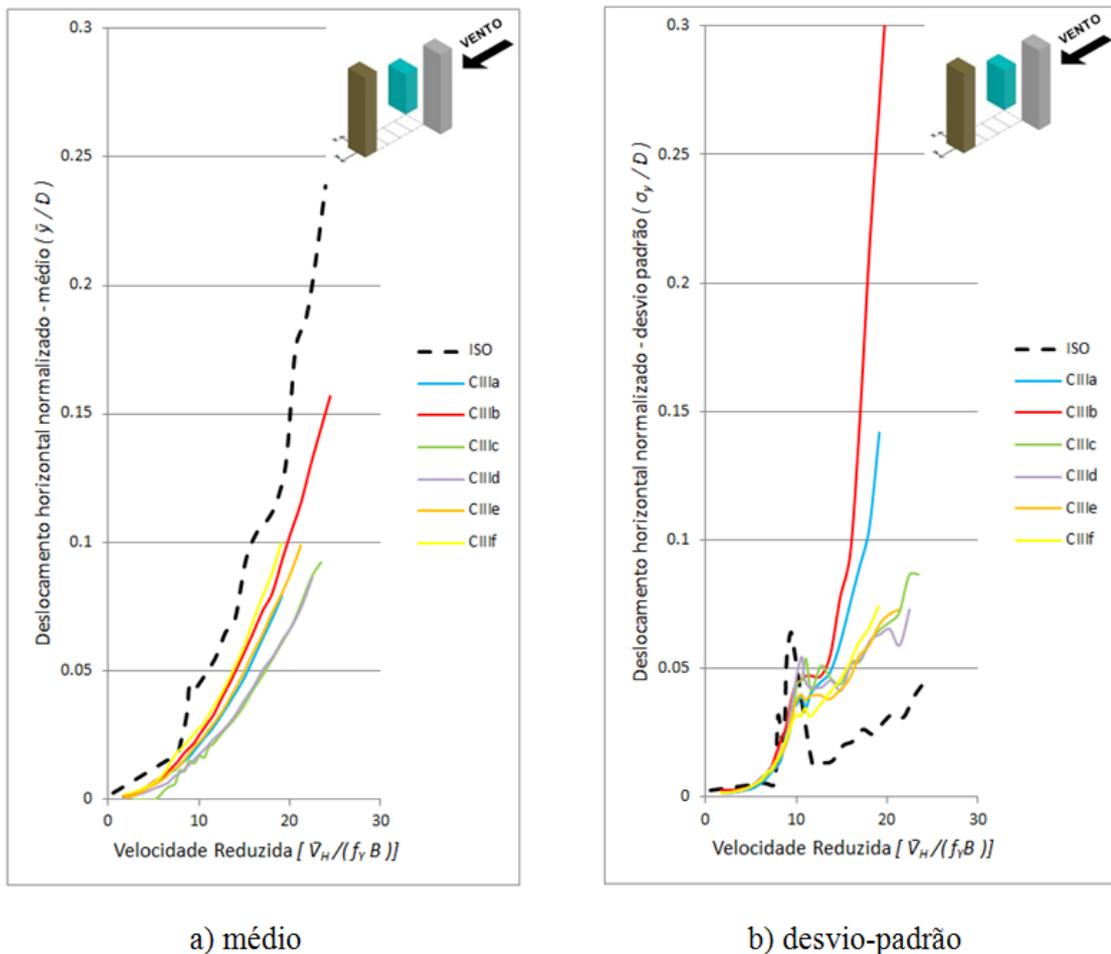


Figura 56: deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção longitudinal para a configuração III

4.3.3 Resposta torcional

O afastamento 4D (300mm – IIIb) também mostrou-se importante para a resposta torcional média apresentada na figura 57a. Para este afastamento ocorre a maior resposta torcional

média para a configuração III, sendo superior inclusive a resposta torcional média para a configuração com modelos vizinhos mais próximos do modelo principal (configuração IIIa – 150mm – 2D). Excetuando-se a configuração IIIb, a resposta torcional média diminui com o aumento da distância entre modelos vizinhos e modelo principal, tendendo ao comportamento do modelo isolado. Analisando a figura 57b, conclui-se que o aumento do afastamento entre modelos vizinhos e modelo principal não afeta significativamente a resposta torcional flutuante e que todas as configurações de vizinhança apresentaram valores desta resposta maiores que o modelo isolado a partir da velocidade reduzida igual a aproximadamente 6.

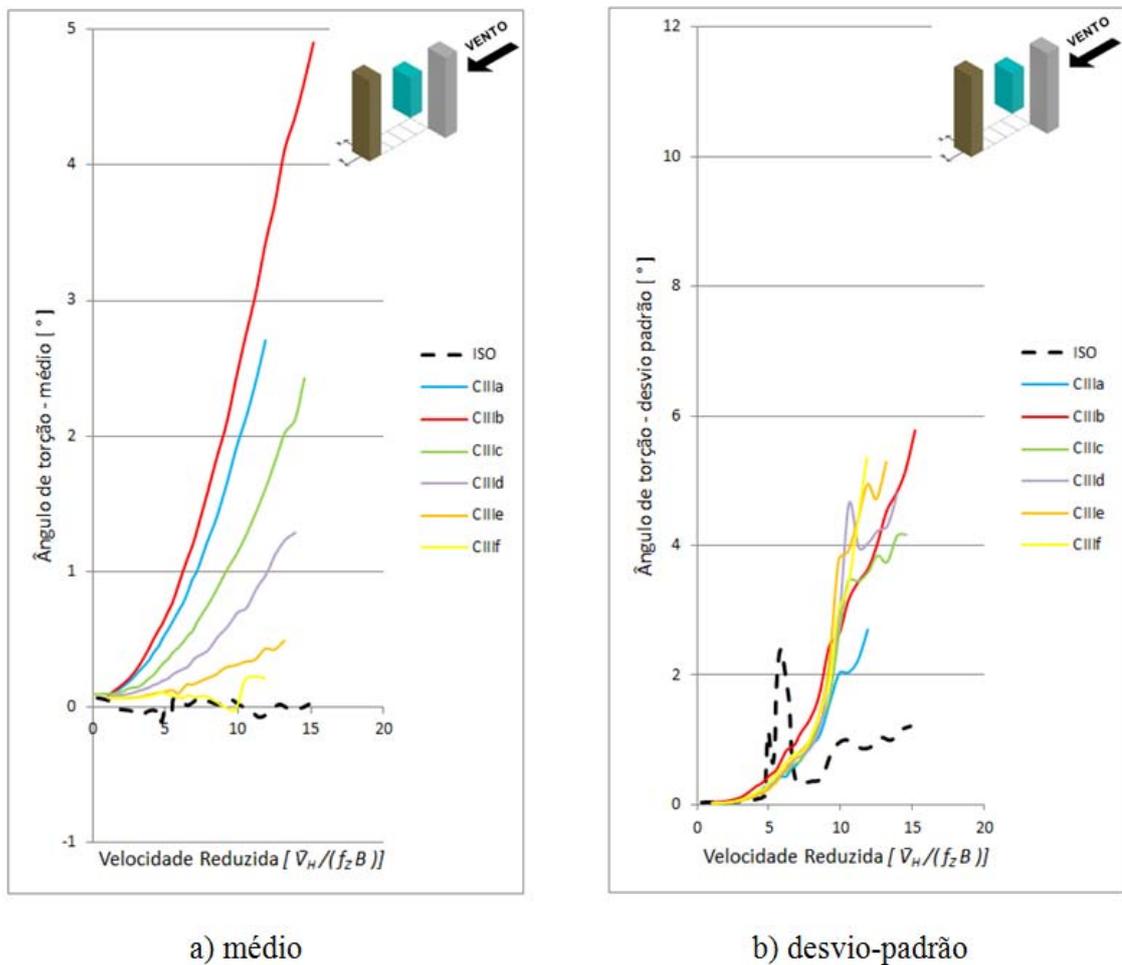


Figura 57: deslocamentos angulares de torção para a configuração III

4.4 AFASTAMENTOS

Comparações das respostas transversais, longitudinais e torcionais do modelo principal para diferentes configurações, considerando o mesmo afastamento, são apresentados nos itens 4.4.1, 4.4.2 e 4.4.3, respectivamente.

4.4.1 Resposta transversal

Analisando a figura 58 percebe-se que para os afastamentos A, B e C ($2D - 150\text{mm}$, $4D - 300\text{mm}$ e $6D - 450\text{mm}$, respectivamente), a configuração de vizinhança III (dois modelos altos sendo um de mesma altura e outro com metade da altura do modelo principal) apresentou deslocamentos normalizados crescentes em função da velocidade a partir da velocidade reduzida 10, para a qual ocorre a ressonância por despreendimento de vórtices no modelo principal na configuração isolada. Provavelmente o escoamento que passa sobre o modelo vizinho mais baixo aliado ao escoamento acelerado que passa entre os modelos vizinhos causam o aumento do deslocamento médio transversal e flutuante (figura 59) do modelo principal. O afastamento B ($4D - 300\text{mm}$) proporciona as maiores respostas transversais médias para as configurações II e III, indicando que esta distância é suficiente para o desenvolvimento da esteira dos vizinhos a barlavento, o que é comprovado na figura 58 onde se observa que o afastamento B é o que apresenta as maiores respostas transversais flutuantes para as configurações II e III. No entanto, o afastamento C parece ser suficientemente grande para que a energia na esteira dos modelos vizinhos seja dissipada no escoamento incidente causando a diminuição da resposta transversal média para as configurações II e III e propiciando a formação do pico devido à ressonância por despreendimento de vórtices na configuração I (um modelo alto isolado), o que leva a resposta do modelo com vizinhança a se assemelhar a resposta do modelo isolado. Para os afastamentos maiores D, E e F ($8D - 600\text{mm}$, $14D - 1050\text{mm}$ e $20D - 1500\text{mm}$, respectivamente) as configurações II e III apresentam deslocamento transversal médio próximo a zero sem a formação do pico de resposta ressonante na velocidade reduzida 10 (figura 58). A configuração I apresentou resposta média semelhante ao modelo isolado para as distâncias D e E, porém com picos de ressonância por despreendimento de vórtices menores. Para o afastamento F a configuração I apresentou valores maiores de deslocamento transversal médio (figura 58) entre as velocidades reduzidas 10 e 18 e resposta transversal flutuante (figura 59) com pico maior e mais alargado que o encontrado para o modelo isolado. A resposta transversal flutuante (figura 59) para afastamentos maiores (E e F) continua com valores significativamente mais altos mesmo após o pico, o que contradiz a expectativa de que com o aumento do afastamento o comportamento do modelo principal tende ao comportamento do modelo isolado.

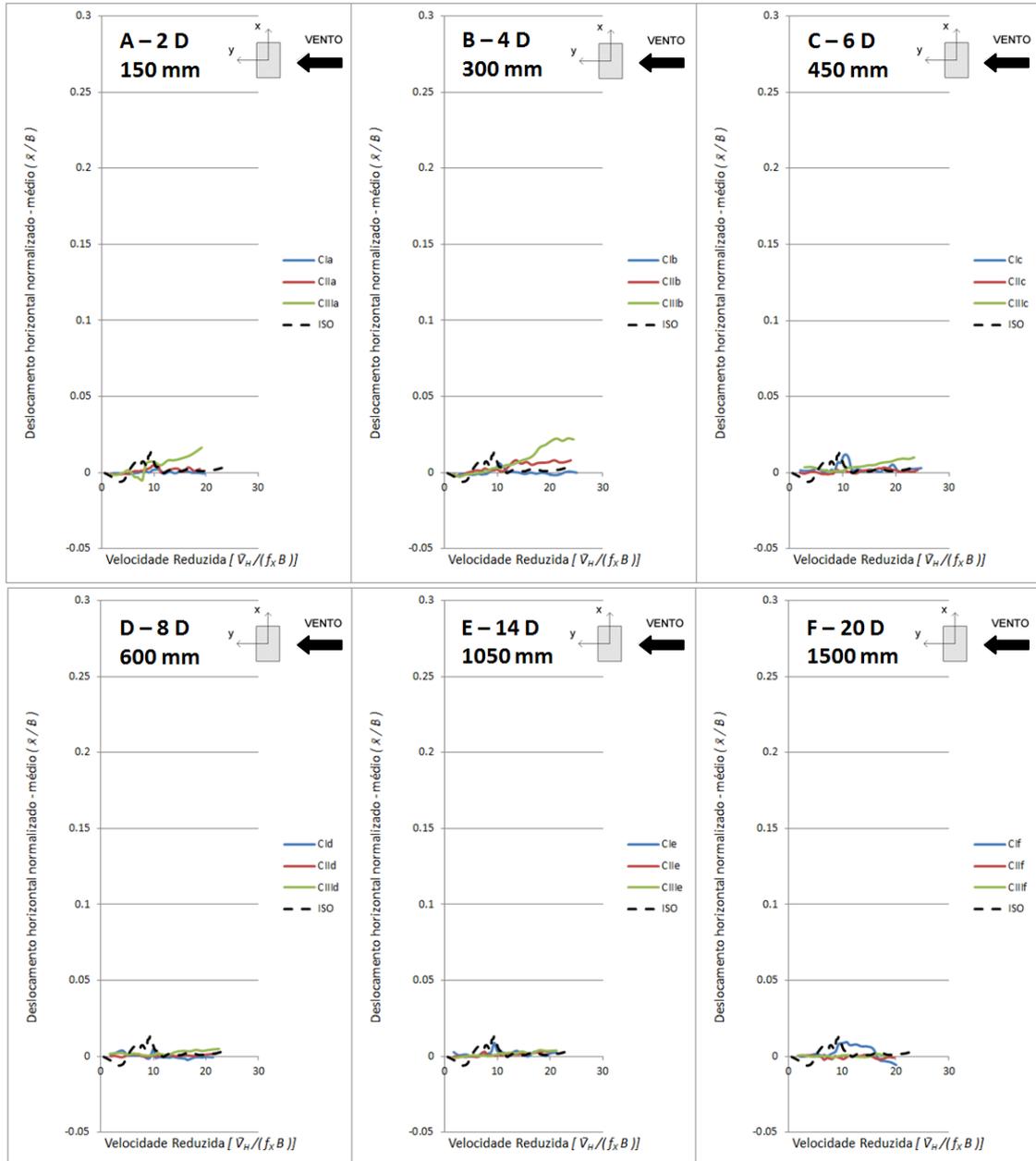


Figura 58: deslocamentos horizontais normalizados médios no topo do modelo na direção transversal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos

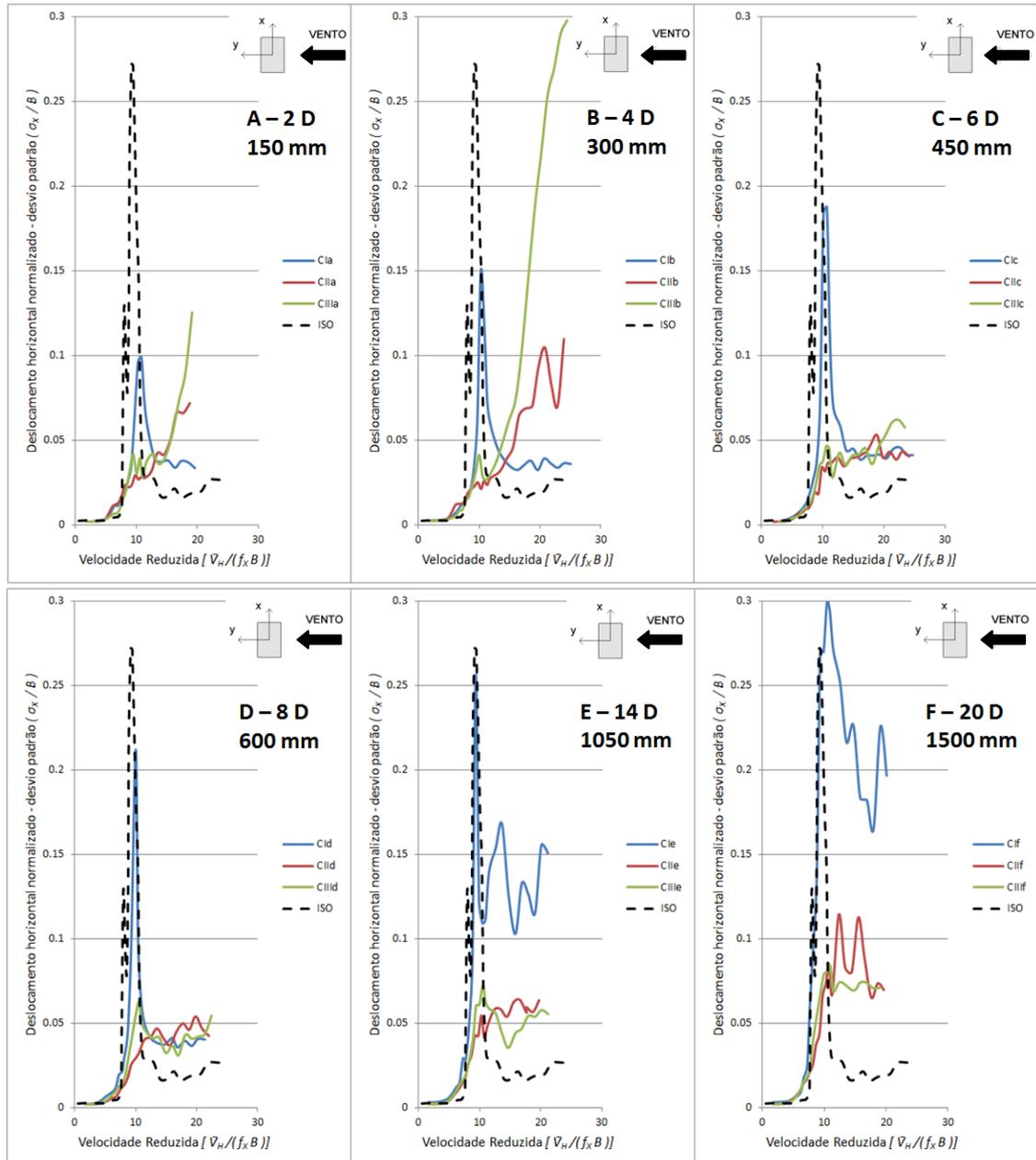


Figura 59: deslocamentos horizontais normalizados flutuantes no topo do modelo na direção transversal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos

4.4.2 Resposta longitudinal

A figura 60 mostra que para os dois menores afastamentos (A – 2D – 150mm e B – 4D – 300mm) a configuração I (um modelo alto alinhado com o modelo principal) produz o maior efeito de proteção e que este efeito não é proporcional a área de bloqueio dos modelos vizinhos, já que as configurações II e III (dois modelos) possuem áreas de bloqueio maiores porém produzem efeitos de proteção menores sobre o modelo principal. No entanto, para afastamentos maiores a configuração I passa a produzir o menor efeito de proteção e este

passa a ser proporcional a área de bloqueio dos modelos vizinhos. Percebe-se também que à medida que o afastamento cresce, a resposta da configuração I tende a resposta encontrada para o modelo principal isolado e que a altura mais baixa de um dos modelos vizinhos deixa de ser significativa (configuração III), considerando que as respostas para as configurações II e III tendem a ser iguais. Em relação à resposta longitudinal flutuante (figura 61) percebe-se que para os afastamentos A e B a configuração III resulta na maior resposta longitudinal do modelo principal, o que comprova que a presença do modelo mais baixo na vizinhança é mais significativa para afastamentos menores e perde sua influência à medida que o afastamento entre modelo principal e modelos vizinhos aumenta. A figura 61 mostra ainda que com o aumento da distância entre modelo principal e os modelos vizinhos causa a diminuição da resposta flutuante para as configurações II e III e o crescimento da resposta flutuante para a configuração I. A diminuição da resposta para as configurações com dois vizinhos ocorre pois o aumento da distância propicia que o escoamento acelerado que passa entre os dois modelos e os vórtices desprendidos nestes modelos se misturem com o escoamento incidente. No entanto, esta esteira possui energia suficiente para causar deslocamentos flutuantes no modelo principal superiores aos encontrados no modelo principal isolado. O crescimento da resposta flutuante para a configuração I ocorre por motivo semelhante, o aumento do afastamento proporciona a dissipação da turbulência gerado no modelo vizinho na turbulência do escoamento incidente, organizando a esteira, o que favorece o aparecimento do pico devido à resposta transversal ressonante por desprendimento de vórtices.

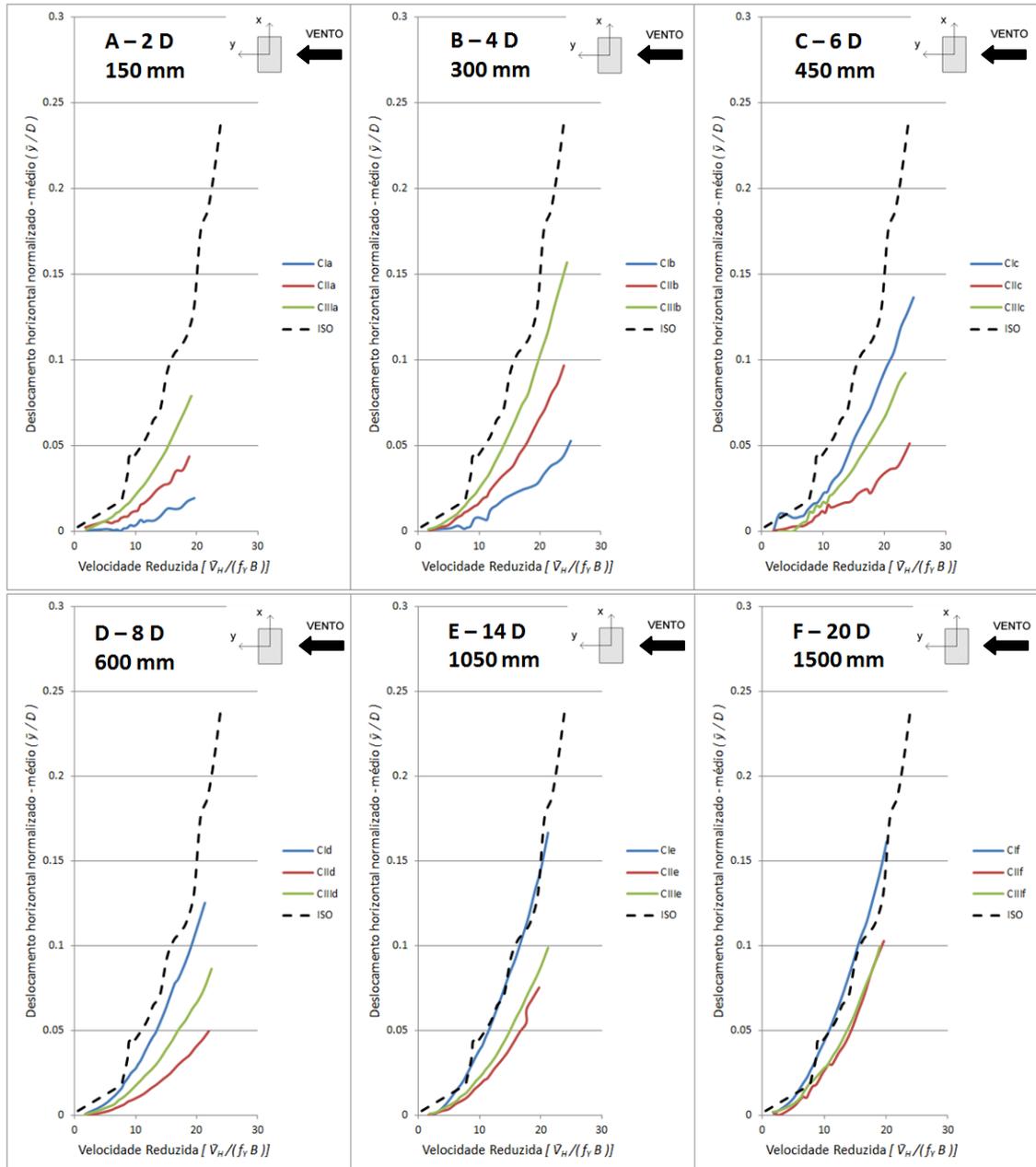


Figura 60: deslocamentos horizontais normalizados médios no topo do modelo na direção longitudinal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos

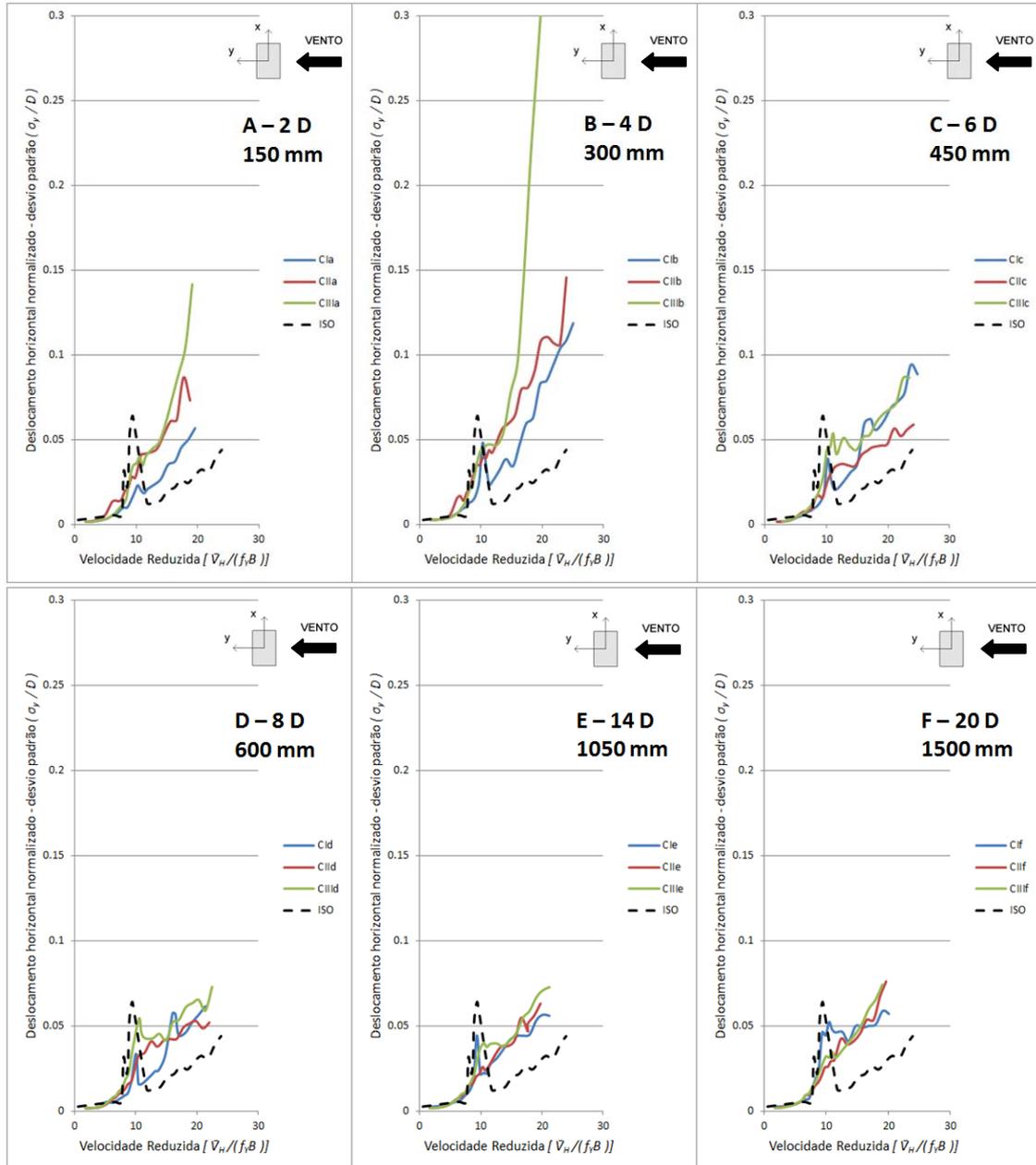


Figura 61: deslocamentos horizontais normalizados flutuantes no topo do modelo na direção longitudinal para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos

4.4.3 Resposta torcional

Analisando a figura 62 percebe-se que a presença de dois modelos vizinhos (configurações II e III) é mais influente na resposta torcional média do modelo principal para todos os afastamentos, com exceção do afastamento F (20D – 1500mm), do que a presença de apenas um modelo de dimensões iguais alinhado com o modelo principal (configuração I). A configuração III (dois modelos sendo um alto e outro com metade da altura) produziu as maiores respostas torcionais médias no modelo principal, o que sugere que a presença de um

modelo com metade da altura é significativa, em especial para afastamentos menores (A, B e C), devido à assimetria do escoamento. Observa-se também na figura 62 que à medida que o afastamento aumenta, a presença dos modelos vizinhos influencia menos a resposta torcional média do modelo principal, tendendo ao comportamento do modelo isolado. Em relação à resposta torcional flutuante (figura 63), a configuração I (um modelo alto alinhado com o modelo principal) proporcionou as maiores respostas, em especial para o segundo pico na velocidade reduzida 10, devido à melhor correlação para o desprendimento de vórtices. A figura 63 mostra que a distância $8D - 600\text{mm}$ (afastamento D) é especialmente importante para a resposta torcional pois além da configuração I apresentar um pico na velocidade reduzida correspondente àquela em que o movimento transversal está em ressonância devido ao desprendimento de vórtices e um segundo pico de grande amplitude na velocidade reduzida igual a 10, a configuração III também apresenta um pico para esta velocidade reduzida. Observando a figura 63 percebe-se que o segundo pico apresentado na resposta torcional flutuante da configuração I para o afastamento D ocorre na mesma velocidade reduzida para a qual a resposta torcional média é igual a zero (figura 62). Para a configuração I para o afastamento F, o segundo pico da resposta flutuante (figura 63) ocorre na mesma velocidade reduzida para a qual encontra-se um pico negativo na resposta média (figura 62).

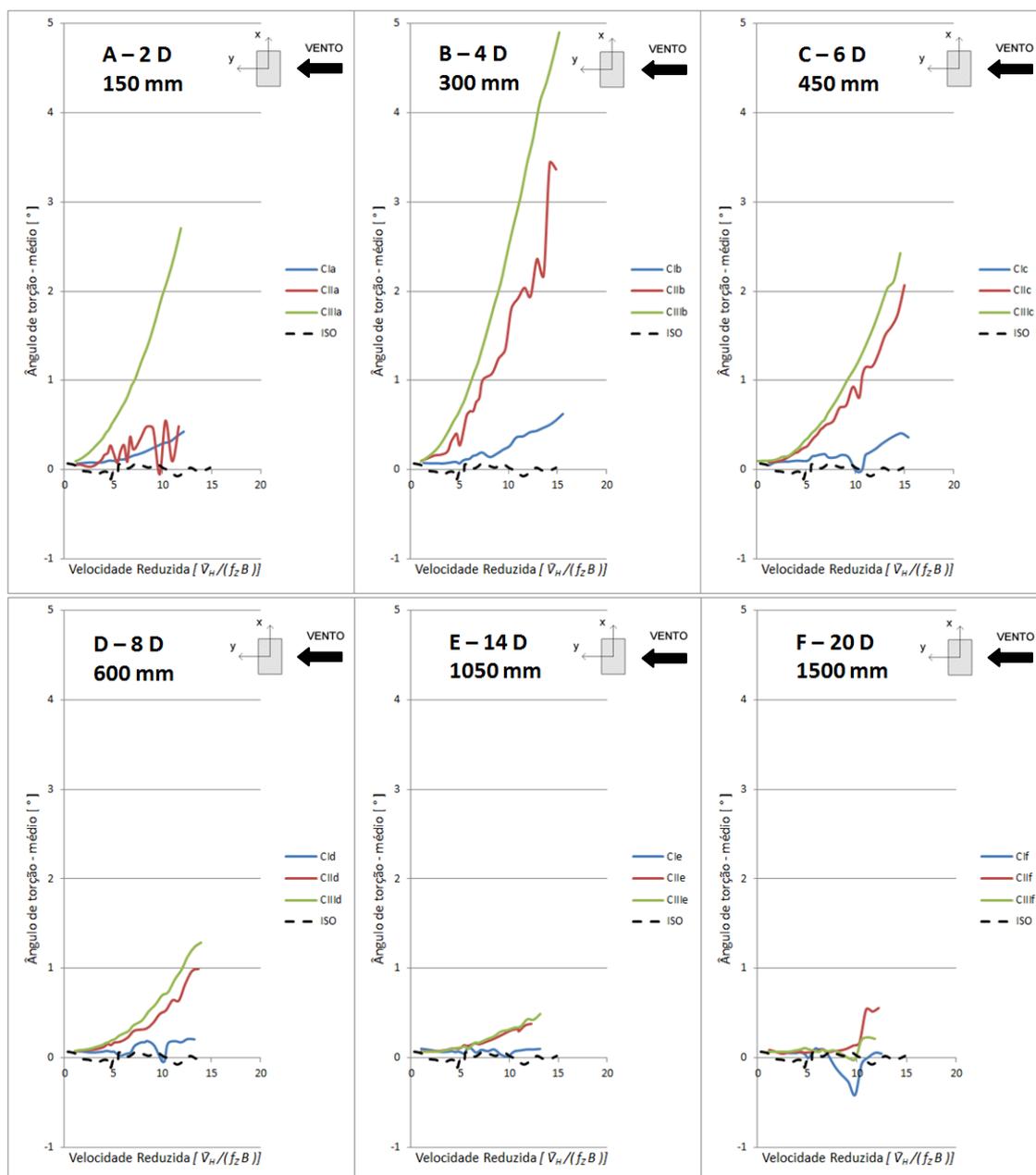


Figura 62: deslocamentos angulares de torção médios para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos

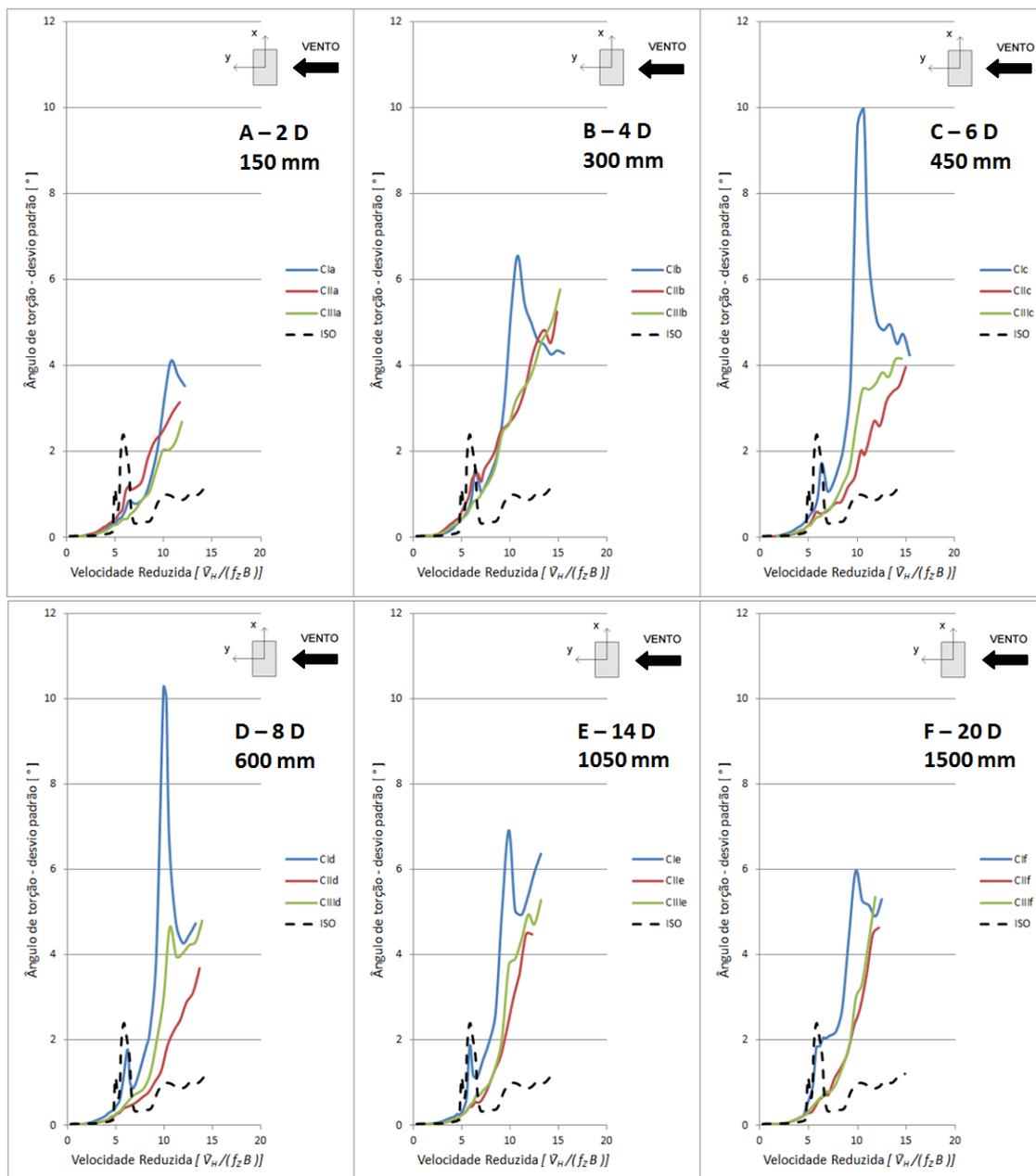


Figura 63: deslocamentos angulares de torção flutuantes para as três configurações de vizinhança e os seis afastamentos

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Sabe-se que o efeito de interferência é extremamente importante para a determinação das respostas estática e dinâmica de edifícios altos e por isso diversos pesquisadores têm estudado o fenômeno ao longo dos anos. Com o objetivo de contribuir para a base de dados existente sobre efeitos de interferência em edifícios altos, neste trabalho foram realizados ensaios em túnel de vento para determinação das respostas estática e dinâmica de um edifício alto (*CAARC Standard Tall Building*) em termos de deslocamentos horizontais longitudinais e transversais à direção do vento e a torção. Estas respostas foram medidas através do uso de uma balança dinâmica de três graus de liberdade (BD3GDL) para vento natural correspondente a categoria I da NBR6123 incidindo perpendicularmente a maior fachada do CAARC.

Para cada configuração de vizinhança mediram-se as respostas para seis afastamentos, totalizando 18 configurações de ensaio. Comparando as respostas médias e flutuantes destas configurações, conclui-se que:

- a) a presença de apenas um modelo vizinho de mesmas dimensões do modelo principal a barlavento (configuração I), não altera significativamente a resposta transversal média, independente do afastamento entre modelo vizinho e modelo principal;
- b) a presença de dois modelos vizinhos (configurações II e III) aumenta significativamente as respostas transversal média e flutuante para afastamentos pequenos (2D e 4D);
- c) em termos de resposta transversal flutuante, o pico por desprendimento de vórtices observado no modelo isolado ocorre claramente para a configuração de vizinhança com um modelo de mesmas dimensões do modelo principal a barlavento (configuração I), para todos os afastamentos testados. Quanto mais próximos estão os modelos principal e vizinho, menor é o pico por desprendimento de vórtices;
- d) para as configurações de vizinhança com dois modelos vizinhos (II e III) o pico por desprendimento de vórtices na resposta transversal flutuante é observado

- apenas para os maiores afastamentos (14D e 20D para a configuração II e 8D, 14D e 20D para a configuração III), e com amplitudes pequenas;
- e) para as configurações de vizinhança com dois modelos vizinhos (II e III), no caso de afastamentos pequenos (2D e 4D) há um rápido aumento da resposta transversal flutuante com o aumento da velocidade do escoamento;
 - f) a presença de apenas um modelo vizinho de mesmas dimensões do modelo principal a barlavento (configuração I) causa efeito de proteção sobre o modelo principal, em termos de resposta longitudinal média. Este efeito diminui à medida que o afastamento entre modelo vizinho e modelo principal aumenta;
 - g) para configurações com dois modelos vizinhos a barlavento (II e III), afastamentos pequenos (2D e 4D) entre os modelos vizinhos e o modelo principal causam efeitos de proteção menores do que afastamentos grandes (6D e 8D), em termos de resposta longitudinal média;
 - h) observou-se acoplamento dos movimentos transversal e longitudinal para o modelo isolado. Isto ocorre pois as frequências naturais dos dois movimentos são muito próximas. A configuração de vizinhança I (um modelo vizinho de mesmas dimensões do modelo principal a barlavento) mostrou claramente o mesmo comportamento observado para o modelo isolado, para todos os afastamentos testados;
 - i) para afastamentos pequenos (2D e 4D), a configuração III (dois modelos vizinhos, sendo um de dimensões iguais ao modelo principal e outro com metade da altura) apresentou as maiores respostas longitudinais média e flutuante e a configuração I (um modelo vizinho) apresentou as menores respostas;
 - j) para afastamentos entre 6D e 20D, a configuração I (um modelo vizinho) apresentou as maiores respostas longitudinais médias, além de apresentar claramente pico por desprendimento de vórtices na resposta longitudinal flutuante;
 - k) para afastamentos maiores (14D e 20D) a presença de dois edifícios altos (configuração II) ou dois edifícios sendo um alto e outro baixo (configuração III) causa respostas longitudinais médias parecidas;

- l) para as configurações de vizinhança com dois modelos (II e III) observou-se que a resposta torcional média é muito influenciada pelo afastamento entre modelos vizinhos e modelo principal. As maiores respostas foram observadas para o afastamento 4D;
- m) para a configuração I (um modelo vizinho de mesmas dimensões do modelo principal a barlavento) a resposta torcional flutuante apresentou dois picos. O primeiro (de menor valor) ocorre na velocidade reduzida 6, correspondente a velocidade reduzida para a qual ocorre a ressonância por desprendimento de vórtices no movimento transversal, e o segundo pico ocorre na velocidade reduzida 10. Este segundo pico apresenta as maiores amplitudes para afastamentos 6D e 8D;
- n) a resposta torcional flutuante para a configuração II (dois modelos vizinhos altos) é maior para os afastamentos menores (2D e 4D);
- o) a resposta torcional flutuante não é significativamente afetada pelo aumento do afastamento entre modelos vizinhos e modelo principal para a configuração de vizinhança III (dois modelos vizinhos sendo um com dimensões iguais ao modelo principal e outro com metade da altura);
- p) à medida que o afastamento entre modelos vizinhos e modelo principal aumenta, a resposta torcional média tende ao comportamento do modelo isolado;
- q) entre as configurações de vizinhança, a configuração III (dois modelos vizinhos sendo um com dimensões iguais ao modelo principal e outro com metade da altura) apresentou os maiores valores de ângulo de torção médio, exceto para o maior afastamento (20D);
- r) entre as configurações de vizinhança, a configuração I (um modelo vizinho alto) apresentou as maiores respostas torcionais flutuantes. Os afastamentos 6D e 8D são especialmente perigosos pois a resposta torcional flutuante apresenta dois picos, sendo que o segundo ultrapassa 10°;
- s) os resultados obtidos neste trabalho indicam que um edifício alto está sujeito a efeitos de martelamento quando imerso na esteira de um ou dois edifícios altos localizados a uma distância igual a 20 vezes a dimensão característica da base.

Os resultados expostos acima mostram a importância da consideração de efeitos de interferência entre edifícios altos. No entanto, há ainda muitas lacunas no entendimento do fenômeno. Portanto, algumas sugestões para a continuidade do trabalho:

- a) visualização do escoamento para auxiliar no entendimento da ação das esteiras dos modelos vizinhos sobre o modelo principal;
- b) aumentar e refinar a malha de ensaios, ou seja, fazer ensaios com afastamentos intermediários e maiores e também com modelos posicionados ao lado e a sotavento do modelo principal;
- c) variar a altura e afastamento entre vizinhos, considerando que o escoamento que passa entre os modelos vizinhos nas configurações II e III e o escoamento que passa sobre o edifício mais baixo na configuração III mostraram-se significativos na resposta do modelo principal;
- d) variar o tamanho dos modelos vizinhos;
- e) realizar ensaios para ângulos oblíquos e para vento incidindo sobre a menor fachada do CAARC;
- f) realizar ensaios com escoamento incidente mais turbulento;
- g) variar o amortecimento estrutural.

REFERÊNCIAS

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6.123**: forças devidas ao vento em edificações. Rio de Janeiro, 1988.
- BAILEY, A.; VINCENT, N. D. G. Wind-pressure on buildings including effects of adjacent buildings. **Journal of the Institute of Civil Engineers**, Londres, v. 20, p. 243-275, October 1943.
- BAILEY, P. A.; KWOK, K. C. S. Interference excitation of twin tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 21, p. 323-338, 1985.
- BALENDRA, T. **Vibration of buildings to wind and earthquake loads**. London: Springer-Verlag, 1993.
- BEARMAN, P. W. Vortex shedding from oscillating bluff bodies. **Annual Review of Fluid Mechanics**, New York/USA, v. 16, p. 195-222, January 1984.
- BLESSMANN, J. **Ação do vento em edifícios**. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 1978.
- _____; RIERA, J. D. Interaction effects in neighbouring tall buildings. In: FIFHT INTERNATIONAL CONFERENCE, 1979, Fort Collins, USA. **Proceedings...** New York/USA: Pergamon Press Inc., 1980, v. I, p. 381-396.
- _____; _____. Wind excitation of neighbouring tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 18, p. 91-103, 1985.
- _____. Buffeting effects on neighbouring tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 18, p. 105-110, 1985.
- _____. **Aerodinâmica das Construções**. 2. ed. Porto Alegre: Sagra, 1990.
- _____. Neighbouring wind effects on two tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 41-44, p. 1041-1052, July 1992.
- _____. **O Vento na Engenharia Estrutural**. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 1995.
- _____. **Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento**. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 1998.
- BURESTI, G. Vortex shedding from bluff bodies. In: THE JUBILEUM CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 1998, Porto Alegre. **Proceedings...** Rotterdam/Holanda: A. A. Balkema, 1998, p. 61-95.
- CANADIAN STRUCTURAL DESIGN MANUAL. **Supplement n.4 to the National Building Code of Canada**. Associate Committee on the National Building Code and National Research Council of Canada, Ottawa, 1975.
- CARPEGGIANI, E. A. **Determinação dos efeitos estáticos de torção em edifícios altos devidos à ação do vento**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2004.

COOK, N. J. **The designer's guide to wind loading of building structures**. Part 1: background, damage survey, wind data and structural classification. Londres: Butterworths, 1985.

_____. **The designer's guide to wind loading of building structures**. Part 2: static structures. Londres: Butterworths, 1990.

DALGLIESH, W. A. Comparison of model/full-scale wind pressures on a high-rise building. **Journal of Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 1, p. 55-66, 1975.

DYRBYE, C.; HANSEN, S. O. **Wind loads on structures**. Londres: John Wiley & Sons Ltd., 1997.

ENGLISH, E. C. Shielding factors from wind-tunnel studies of prismatic structures. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 36, p. 611-619, 1990.

FRANCO, M. A torção nos edifícios altos In: BOLETIM TÉCNICO DA ESCOLA POLITÉCNICA DA USP – DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS E FUNDAÇÕES. **BT/PEF/0203**. São Paulo, 2002.

FONTES, A. C. D. **Importância dos efeitos de vizinhança na resposta dinâmica de um edifício à ação do vento**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2003.

HARRIS, C. L. Influence of neighbouring structures on the wind pressure on tall buildings (Research Paper RP637). **Bureau of Standards Journal of Research**, New York/USA, v. 12, p. 103-118, January 1934.

HOLMES, J. D. **Wind Loading Structures**. 2. ed. Londres: Taylor & Francis Group, 2007.

HOUGHTON, E. L.; CARRUTHERS, N. B. **Wind forces on buildings and structures**. Londres: Edward Arnold Publishers Ltd, 1976.

HUI, Y.; TAMURA, Y.; YOSHIDA, A.; KIKUCHI, H. Pressure and flow field investigation of interference effects on external pressures between high-rise buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 115, p. 150-161, 2013.

ISYUMOV, N. Wind tunnel modeling for Civil Engineering applications. In: INTERNATIONAL WORKSHOP ON WIND TUNNEL MODELING CRITERIA AND TECHNIQUES IN CIVIL ENGINEERING APPLICATIONS, 1982, Gaithersburg/USA. **Proceedings...** New York/USA: Cambridge University Press, 1982, p. 373-407.

ITO, M. Control of wind-induced vibrations of structures. In: THE JUBILEUM CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 1998, Porto Alegre. **Proceedings...** Rotterdam/Holanda: A. A. Balkema, 1998, p. 297-306.

_____; NAKAMURA, Y. Aerodynamic Stability of Structures in Wind. **IABSE Periodica**, IABSE Surveys S-20, Tóquio, v. 2, 1982, p. 33-56.

KANDHURI, A. C.; STATHOPOULOS, T.; BÉDARD, C. Wind-induced interference effects on buildings – a review of the state-of-the-art. **Engineering Structures**, Grã-Bretanha, v. 20, p. 617-630, 1998.

KAREEM, A. The effect of aerodynamic interference on the dynamic response of prismatic structures. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 25, p. 365-375, 1987.

KAWAI, H. Vortex induced vibration of tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 41-44, p. 117-128, July 1992.

_____. Bending and torsional vibration of tall buildings in strong wind. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 50, p. 281-288, 1993.

LAM, K. M.; ZHAO, J. G.; LEUNG, M. Y. H. Wind-induced loading and dynamic response of a row of tall buildings under strong interference. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 99, p. 573-583, 2011.

LAWSON, T. V. **Wind effects on buildings**. Vol 1 – Design Applications. Essex/England: Applied Science Publishers Ltd, 1980.

LOREDO-SOUZA, A. M.; SCHETTINI, E. B. C.; PALUCH, M. J. Simulação da Camada Limite Atmosférica em Túnel de Vento. In: MÖLER, S. V.; SILVESTRINI, J. H. (Org.). **Turbulência**. Porto Alegre: ABCM, 2004, v. 4, p. 137-163.

MARA, T. G.; TERRY, B. K.; HO, T. C. E.; ISYUMOV, N. Influence of aerodynamic interference on the performance of tall buildings. In: THE TWELTH AMERICAS CONFERENCE ON WIND ENGINEERING, 2013, Seattle/USA. **Proceedings...** 2013.

MATSUMOTO, M. Vortex shedding of bluff bodies: a review. **Journal of Fluids and Structures**, v. 13, p. 791-811, 1999.

MELBOURNE, W. H.; SHARP, D. B. Effects of upwind buildings on the response of tall buildings. In: REGIONAL CONFERENCE ON TALL BUILDINGS, 1976, Hong Kong. **Proceedings...** 1976, p. 174-191.

_____. Cross-wind response of structures to wind action. In: FOURTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON WIND EFFECTS ON BUILDINGS AND STRUCTURES, 1975, Heathrow/UK. **Proceedings...** Cambridge: Cambridge University Press, 1977, p. 343-358.

_____. Comparison of measurements on the CAARC Standard Tall Building model in simulated model wind flows. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 6, p. 79-88, 1980.

OLIVEIRA, M. G. K. **Desenvolvimento de um suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos em túnel de vento**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2003.

_____. **Desenvolvimento de uma balança dinâmica de três graus de liberdade para estudo dos efeitos de flexo-torção em edifícios altos submetidos à ação do vento**. Tese de Doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2009.

RAUSCH, E. **Maschinenfundamente und andere dynamische Bauaufgabe**. Berlin: VDI Verlag GmbH, 1973.

REINHOLD, T. A.; TIELEMAN, H. W.; MAHER, F. J. Interaction of square prisms in two flow fields. **Journal of Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 2, p. 223-241, 1977.

RUSCHEWEYH, H. Dynamic response of high rise buildings under wind action with interference effects from surrounding buildings of similar size. In: FIFHT INTERNATIONAL CONFERENCE, 1979, Fort Collins/USA. **Proceedings...** New York/USA: Pergamon Press Inc., 1980, v. II, p. 725-734.

SAUNDERS, J. W.; MELBOURNE, W. H. Buffeting effects of upstream buildings. In: FIFHT INTERNATIONAL CONFERENCE, 1979, Fort Collins/ USA. **Proceedings...** New York/USA: Pergamon Press Inc., 1980, v. I, p. 593-606.

SCANLAN, R. H.; SIMIU, E. Simulação da Camada Limite Atmosférica em Túnel de Vento. In: DOWELL, E. H. (Org.). **A modern course in aeroelasticity**. 4. ed. New York/USA: Kluwer Academic Publishers, 2005, p. 299-376.

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

SOCKEL, H. Fundamentals of wind engineering. **CISM Courses and Lectures**: wind-excited vibrations. Vienna, v. 335, p. 85-160, 1994.

TANG, U. F.; KWOK, K. C. S. Interference excitation mechanisms on a 3DOF aeroelastic CAARC building model. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 92, p. 1299-1314, 2004.

TANIIKE, Y.; INAOKA, H. Aeroelastic behavior of tall buildings in wakes. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 28, p. 317-327, 1988.

THEPMONGKORN, S.; WOOD, G. S.; KWOK, K. C. S. Interference effects on wind-induced coupled motion of a tall building. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 90, p. 1807-1815, 2002.

_____; KWOK, K. C. S. Wind-induced responses of tall buildings experiencing complex motion. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 90, p. 515-526, 2002.

WARDLAW, R. L. Flutter and torsional instability. **CISM Courses and Lectures**: wind-excited vibrations. Vienna, v. 335, p. 293-319, 1994.

WISE, A. F. E. Effects due to groups of buildings. **Philosophical Transactions of the Royal Society**, Grã-Bretanha, v. 269, p. 469-485, 1971.

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

XIE, Z. N.; GU, M. Mean interference effects among tall buildings. **Engineering Structures**, Amsterdam, v. 26, p. 1173-1183, 2004.

YAHYAI, M.; KUMAR, K.; KRISHNA, P.; PANDE, P. K. Aerodynamic interference in tall rectangular buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 41-44, p. 859-866, July 1992.

ZHANG, W. J.; KWOK, K. C. S.; XU, Y. L. Aeroelastic torsional behavior of tall buildings in wakes. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 51, p. 229-248, 1994.