

**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**

**Mario Gustavo Klaus Oliveira**

Porto Alegre

Julho de 2009

**MARIO GUSTAVO KLAUS OLIVEIRA**

**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 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 Doutor em  
Engenharia na modalidade Acadêmico

Porto Alegre

Julho de 2009

MARIO GUSTAVO KLAUS OLIVEIRA

**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**

Esta tese de doutorado foi julgada adequada e aprovada pelos professores orientadores e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 10 de julho de 2009.

---

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

---

Prof. Marcelo Maia Rocha  
Dr. Techn. pela Universität Innsbruck,  
Áustria  
Orientador

---

Prof. Luis Carlos Pinto da Silva Filho  
Coordenador do PPGEC/UFRGS

**BANCA EXAMINADORA**

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

**Prof.<sup>a</sup> Ângela Borges Masuero (UFRGS)**  
D.Sc. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

**Prof. Joaquim Blessmann (UFRGS)**  
D.Sc. pelo Instituto Tecnológico da Aeronáutica, Brasil

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

Dedico este trabalho à minha família.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço aos meus orientadores Prof. Acir Mércio Loredou-Souza e Prof. Marcelo Maia Rocha pela paciência, dedicação, e estímulo prestados durante a realização deste trabalho. Em especial, agradeço ao Prof. Acir por ter confiado em minha capacidade e ter me recebido na equipe técnica do Laboratório de Aerodinâmica das Construções.

Aos amigos do Laboratório de Aerodinâmica das Construções, Gustavo Javier Zani Nuñez, Elvis Antônio Carpeggiani e Paulo Francisco Bueno pela atenção dispensada e esclarecimento de dúvidas.

Aos bolsistas Maria Cristina Dolz Bênia, Guilherme Martins Siqueira, Miguel Chaves Custódio, Emerson Franco de Menezes e Guilherme Augustus Chagas pelo auxílio prestado na realização dos experimentos em túnel de vento.

Ao Prof. Henri Ivanov Boudinov, do Instituto de Física da UFRGS, pela presteza de explicar o funcionamento de sensores ópticos, e por ter gentilmente cedido os sensores ópticos de posição utilizados neste trabalho.

Aos professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pelos conhecimentos transmitidos e por sua dedicação.

À CAPES pela bolsa de estudos concedida.

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS .....	8
LISTA DE TABELAS .....	18
RESUMO .....	19
ABSTRACT .....	21
1 INTRODUÇÃO.....	23
1.1 Generalidades .....	23
1.2 Aerodinâmica de estruturas civis.....	25
1.3 Objetivos.....	31
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	32
2.1 Características do vento.....	32
2.1.1 Camada limite atmosférica .....	32
2.1.2 Velocidade média do vento .....	34
2.1.3 Turbulência.....	35
2.2 Ação do vento em edifícios altos.....	40
2.2.1 Forças induzidas pela ação do vento .....	40
2.2.1.1 Forças devidas a escoamentos uniformes .....	40
2.2.1.2 Forças devidas a escoamentos turbulentos.....	43
2.2.2 Vibrações causadas pela ação do vento .....	43
2.2.2.1 Vibrações causadas pela energia cinética das rajadas.....	43
2.2.2.2 Vibrações causadas por martelamento .....	44
2.2.2.3 Vibrações causadas por desprendimento de vórtices .....	45
2.2.2.4 Vibrações provocadas por galope .....	53
2.2.2.5 Divergência torcional .....	54
2.2.2.6 Drapejamento ( <i>flutter</i> ).....	55
2.2.3 Resposta de edifícios altos submetidos à ação do vento .....	56
2.2.3.1 Resposta estática e resposta flutuante .....	56
2.2.3.2 Divisão da resposta quanto à direção .....	59
2.2.3.2.1 Resposta longitudinal ao vento incidente .....	61
2.2.3.2.2 Resposta transversal ao vento incidente .....	61
2.2.3.2.3 Resposta torcional.....	63
2.3 Ensaio de edifícios altos em túnel de vento .....	68
2.3.1 Testes dinâmicos .....	69

2.3.1.1	Modelagem aerodinâmica .....	70
2.3.1.2	Modelagem aeroelástica .....	74
2.3.1.2.1	Técnicas de modelagem aeroelástica equivalente já desenvolvidas .....	79
3	Balança dinâmica de 3 graus de liberdade .....	91
4	Instrumentação .....	100
4.1	Sensores ópticos de posição .....	101
4.1.1	Calibração .....	106
5	Programa experimental .....	109
5.1	<i>CAARC Standard Tall Building</i> .....	109
5.1.1	Geometria do edifício .....	110
5.1.2	Propriedades dinâmicas .....	111
5.2	Projeto do modelo .....	113
5.2.1	Leis de semelhança .....	113
5.2.1.1	Escala de comprimento .....	113
5.2.1.2	Escala de massa .....	113
5.2.1.3	Escala de momento de inércia de massa .....	114
5.2.1.4	Escala de frequência .....	115
5.2.1.5	Escala de tempo .....	117
5.2.1.6	Escala de velocidade .....	118
5.2.1.7	Escala de aceleração .....	119
5.2.1.8	Escala de força .....	119
5.2.1.9	Escala de momentos .....	120
5.2.1.10	Escala de amortecimento .....	121
5.3	Modelo construído .....	121
5.4	Aquisição de dados .....	122
5.5	Ajuste das frequências e dos amortecimentos .....	123
5.3	Ensaio em túnel de vento .....	127
5.3.1	Túnel de Vento <i>Prof. Joaquim Blessmann</i> .....	127
5.3.2	Vento Simulado .....	129
5.3.3	Ensaio dinâmico com a BD3GDL .....	131
5.3.4	Ensaio de medidas de pressões em alta frequência .....	135
6	Apresentação e discussão dos resultados .....	140
6.1	Modelo Isolado – Configuração I .....	140
6.2	Ensaio com vizinhança – configurações II a VII .....	163

6.3	Fatores de martelamento ( <i>Buffeting factors</i> ) .....	189
7	CONCLUSÕES .....	199
7.1	Sugestões para trabalhos futuros .....	202
	Referências .....	203



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Esquema dos perfis de velocidades médias e tensões de Reynolds da CLA e alturas características.....	33
Figura 2.2 - Gráfico típico da componente longitudinal da velocidade do vento no tempo. ...	36
Figura 2.3 - Variação típica da função de autocorrelação da turbulência do vento. ....	38
Figura 2.4 - Forças de arrasto e sustentação e momento torçor em um corpo rombudo imerso em um escoamento uniforme (BALENDRA, 1993). ....	41
Figura 2.5 – Coeficientes de arrasto de corpos de seção retangular variando a relação $C/L$ (BALENDRA, 1993).....	42
Figura 2.6 –Variação do coeficiente de arrasto em corpos cilíndricos em função do Número de Reynolds em escoamento uniforme (BALENDRA, 1993). ....	42
Figura 2.7 - Vórtices de Kàrmàn (BLESSMANN, 1998). ....	46
Figura 2.8 – Vórtices aleatórios (BLESSMANN 1998).....	47
Figura 2.9 - Número de Strouhal para várias seções transversais (BLESSMANN 1998). ....	48
Figura 2.10 - Influência da turbulência sobre o espectro de pressões (BLESSMANN, 1998).	49
Figura 2.11 – Respostas transversais ao vento obtidas por Kawai (1993) .....	51
Figura 2.12 - Captura de vórtices (BLESSMANN, 1998) .....	52
Figura 2.13 - Geometria e parâmetros para o problema da divergência torcional (SIMIU e SCANLAN, 1996).....	55
Figura 2.14 - Registro de longa duração da deformação nos pilares de edifício de apartamentos em Delft, - Holanda.....	56
Figura 2.15 - Comparação das tensões induzidas nos pilares dos edifícios <i>John Hancock Center</i> (A) e residencial em Delft (B) .....	57
Figura 2.16 - Comparação do espectro de potência da resposta dos edifícios analisados por Davenport .....	58
Figura 2.17 - Espectro de potência da velocidade do vento e da resposta da estrutura submetida ao vento medido. ....	59
Figura 2.18 - Deslocamentos do topo do <i>London Post Office Tower</i> .....	60
Figura 2.19 – Visualização de vórtices em esteira de corpo rombudo submetido a escoamento em túnel de água. ....	62
Figura 2.20 - Escoamento inclinado sobre objeto simétrico gerando torção.....	64
Figura 2.21 - Ilustração do Edifício Pirelli (CARPEGGIANI, 2004). ....	65

Figura 2.22 - Perfis horizontais de pressão no Edifício Pirelli (BLESSMANN, 1989).....	65
Figura 2.23 - Balança aerodinâmica utilizada por Boggs (1992).....	71
Figura 2.24 - Comparação entre respostas obtidas com modelos aerodinâmicos e aeroelásticos (BOGGS, 1992).....	74
Figura 2.25 - Deformação de um edifício alto devido a cargas laterais (CARPEGGIANI, 2004).....	75
Figura 2.26 - Modelo do tipo réplica.....	77
Figura 2.27 - Modelos seccionais de (a) uma torre de transmissão e de (b) uma ponte.....	78
Figura 2.28 - Modelo do tipo equivalente. ....	79
Figura 2.29 - <i>Stick model</i> desenvolvido no <i>The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory</i> ....	80
Figura 2.30 - Ajuste do modo de vibração com a utilização de modelos rígidos.....	81
Figura 2.31 - Suporte para modelos aeroelásticos do tipo <i>stick</i> desenvolvido por Gerges e Vickery (2003).....	83
Figura 2.32 - Modelo aeroelástico de um grau de liberdade para simulação de torção proposto por Xu, Kwok e Samali (1992b).....	84
Figura 2.33 - Suporte para modelos aeroelásticos utilizado por Kawai (1993). ....	85
Figura 2.34 - Suporte para ensaios de modelos aeroelásticos BHA.....	86
Figura 2.35 - Suporte para ensaios de modelos aeroelásticos de estruturas alteadas proposto por Oliveira (2003). ....	87
Figura 2.36 - Suporte para modelos aeroelásticos com 3 GDL proposto por Zhou e Kareem (2003) e Melbourne (2003). ....	88
Figura 2.37 - Modelo com n graus de liberdade.....	89
Figura 2.38 - Comparação entre as respostas de um edifício alto à ação do vento com a utilização de um modelo de 21 graus de liberdade e outro do tipo <i>stick</i> – Isyumov (1982) .....	90
Figura 3.1 – Perspectiva da balança dinâmica de 3 graus de liberdade para ensaios de modelos aeroelásticos em túnel de vento.....	91
Figura 3.2 – Detalhe do conjunto do mecanismo de torção da balança dinâmica de 3 graus de liberdade. ....	93
Figura 3.3 – Detalhe da parte fixa em relação ao eixo Z do mecanismo de torção da balança dinâmica de 3 graus de liberdade. ....	94
Figura 3.4 – Detalhe e dimensões da parte móvel em relação ao eixo Z do mecanismo de torção da balança dinâmica de 3 graus de liberdade. ....	94
Figura 3.5 – Fixação de modelo na BD3GDL.....	95

Figura 3.6 – Molas de tração. ....	96
Figura 3.7 – Deformação de uma mola de tração.....	97
Figura 3.8 – BD3GDL com molas, lastro de massas e amortecedores instalados. ....	99
Figura 4.1 - Sistema de medição de deslocamentos com sensor óptico de posição utilizado por Balendra, Anwar e Tey (2005). ....	101
Figura 4.2 – Tempo de recuperação do sinal em sensor óptico de posição.....	103
Figura 4.3 – Sensores ópticos de posição unidimensionais.....	103
Figura 4.4 – Instrumentação do movimento Translação 1. ....	104
Figura 4.5 – Instrumentação do movimento Translação 2. ....	105
Figura 4.6 – Instrumentação do movimento Torção.....	105
Figura 4.7 – Calibração dos movimentos Translação 1 e Translação 2. ....	106
Figura 4.8 – Calibração do movimento de Torção. ....	107
Figura 4.9 – Circuito elétrico do condicionador de sinal utilizado. ....	107
Figura 4.10 – Curvas de calibração da BD3GDL: (a) Translação 1; (b) Translação 2; (c) Torção.....	108
Figura 4.11 – Fresadora ferramenteira utilizada na calibração da BD3GDL.....	108
Figura 5.1 – <i>CAARC Standard Tall Building</i> . ....	110
Figura 5.2 – Prisma retangular utilizado na determinação de momentos de inércia de massa. ....	111
Figura 5.3– Laudo de fabricação das molas utilizadas.....	117
Figura 5.4 – Dimensões do modelo do <i>CAARC Standard Tall Building</i> . ....	122
Figura 5.5 – Modelo do <i>CAARC Standard Tall Building</i> .....	122
Figura 5.6 – Espectro de potência obtido no programa de aquisição durante o ajuste de frequência do movimento em torno do eixo X.....	124
Figura 5.7 – Lastro de massas e pás de amortecimento.....	125
Figura 5.8 – Série temporal de deslocamentos durante o ajuste de amortecimento do movimento em torno do eixo Z. ....	126
Figura 5.9 – Ajuste da curva de amortecimento do movimento de Torção.....	126
Figura 5.10 – Vista externa do Túnel de Vento <i>Prof. Joaquim Blessmann</i> . ....	128
Figura 5.11 – Circuito aerodinâmico do Túnel de Vento <i>Prof. Joaquim Blessmann</i> .....	129
Figura 5.12 – Elementos geradores de turbulência e rugosidade para $p=0,34$ .....	130
Figura 5.13 – Características do vento simulado: (a) perfil vertical de velocidades; (b) intensidade da componente longitudinal da turbulência; (c) macroescala da componente longitudinal da turbulência. ....	131

Figura 5.14 – Ângulos de incidência do vento para ensaios com o modelo isolado. ....	132
Figura 5.15 – Posições do modelo e do modelo mudo nos ensaios com vizinhança. ....	132
Figura 5.16 – Determinação da parcela horizontal do deslocamento no topo do modelo. ....	135
Figura 5.17 – Distribuição das tomadas de pressão no <i>CAARC Standard Tall Building</i> . ....	136
Figura 5.18 – Modelo de tomadas de pressões do <i>CAARC Standard Tall Building</i> . ....	137
Figura 6.1 – Posição do modelo na configuração I e vento a 0°. ....	141
Figura 6.2 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	142
Figura 6.3 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	142
Figura 6.4 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto). ....	143
Figura 6.5 – Espectros de potência para vento a 0° e velocidade de 8,223m/s no túnel de vento: (a) deslocamento normalizado na direção X; (b) deslocamento normalizado na direção Y; (c) deslocamento angular de torção. ....	146
Figura 6.6 – Espectros de potência para vento a 0° e velocidade de 13,120m/s no túnel de vento: (a) deslocamento normalizado na direção X; (b) deslocamento normalizado na direção Y; (c) deslocamento angular de torção. ....	147
Figura 6.7 – Posição do modelo na configuração I e vento a 15°. ....	147
Figura 6.8 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 15°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	148
Figura 6.9 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 15°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	148
Figura 6.10 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 15°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto). ....	149
Figura 6.11 – Posição do modelo na configuração I e vento a 30°. ....	150
Figura 6.12 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 30°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). ....	151

Figura 6.13 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 30°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	151
Figura 6.14 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 30°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto). .....	152
Figura 6.15 – Posição do modelo na configuração I e vento a 45°. .....	152
Figura 6.16 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 45°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	153
Figura 6.17 – Deslocamentos horizontais reduzidos no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 45°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	153
Figura 6.18 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 45°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto). .....	154
Figura 6.19 – Posição do modelo na configuração I e vento a 60°. .....	154
Figura 6.20 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 60°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	155
Figura 6.21 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 60°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	155
Figura 6.22 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 60°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto). .....	156
Figura 6.23 – Posição do modelo na configuração I e vento a 75°. .....	156
Figura 6.24 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 75°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	157
Figura 6.25 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 75°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	157
Figura 6.26 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 75°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto). .....	158
Figura 6.27 – Posição do modelo na configuração I e vento a 90°. .....	160

Figura 6.28 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	161
Figura 6.29 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	161
Figura 6.30 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto). .....	162
Figura 6.31 – Posição do modelo na configuração II e vento a 0° .....	163
Figura 6.32 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração II e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	163
Figura 6.33 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração II e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	164
Figura 6.34 – Deslocamentos angulares para configuração II e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto). .....	164
Figura 6.35 – Posição do modelo na posição III e vento a 0° .....	165
Figura 6.36 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração III e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	165
Figura 6.37 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração III e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	166
Figura 6.38 – Deslocamentos angulares para configuração III e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto). .....	166
Figura 6.39 – Posição do modelo para configuração IV e vento a 0°. ....	167
Figura 6.40 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração IV e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	167
Figura 6.41 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração IV e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	168

Figura 6.42 – Deslocamentos angulares para configuração IV e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	168
Figura 6.43 – Posição do modelo na configuração V e vento a 0°.....	169
Figura 6.44 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração V e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	169
Figura 6.45 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração V e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	170
Figura 6.46 – Deslocamentos angulares para configuração V e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	170
Figura 6.47 – Posição do modelo para configuração VI e vento a 0°.....	171
Figura 6.48 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VI e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	171
Figura 6.49 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VI e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	172
Figura 6.50 – Deslocamentos angulares para configuração VI e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	172
Figura 6.51 – Posição do modelo para configuração VII e vento a 0°.....	173
Figura 6.52 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VII e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). ....	173
Figura 6.53 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VII e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). ....	174
Figura 6.54 – Deslocamentos angulares para configuração VII e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	174
Figura 6.55 – Posição do modelo na configuração II e vento a 90°.....	176
Figura 6.56 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração II e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). ....	177

Figura 6.57 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração II e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	177
Figura 6.58 – Deslocamentos angulares para configuração II e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	178
Figura 6.59 – Posição do modelo para configuração III e vento a 90°. .....	178
Figura 6.60 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração III e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	179
Figura 6.61 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração III e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	179
Figura 6.62 – Deslocamentos angulares para condição configuração III e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto). .....	180
Figura 6.63 – Posição do modelo para configuração IV e vento a 90°. .....	180
Figura 6.64 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração IV e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	181
Figura 6.65 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração IV e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	181
Figura 6.66 – Deslocamentos angulares para configuração IV e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	182
Figura 6.67 – Posição do modelo para configuração V e vento a 90°.....	182
Figura 6.68 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração V e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	183
Figura 6.69 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração V e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	183
Figura 6.70 – Deslocamentos angulares para configuração V e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	184
Figura 6.71 – Posição do modelo para configuração VI e vento a 90°. .....	184



Figura 6.72 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VI e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	185
Figura 6.73 – Deslocamentos angulares para configuração VI e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	185
Figura 6.74 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VI e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	186
Figura 6.75 – Posição do modelo para configuração VII e vento a 90°.....	186
Figura 6.76 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VII e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto). .....	187
Figura 6.77 – Deslocamentos angulares para configuração VII e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).....	187
Figura 6.78 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VII e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	188
Figura 6.79 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	190
Figura 6.80 – Fatores de martelamento para a resposta transversal com vento a 0°: (a) média; (b) flutuante. ....	190
Figura 6.81 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	191
Figura 6.82 – Fatores de martelamento para a resposta longitudinal com vento a 0°: (a) média; (b) flutuante. ....	191
Figura 6.83 – Deslocamentos angulares de torção para vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	192
Figura 6.84 – Fatores de martelamento para a resposta de torção com vento a 0°: (a) média; (b) flutuante. ....	192
Figura 6.85 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). .....	194

Figura 6.86 – Fatores de martelamento para resposta longitudinal com vento a 90°: (a) média; (b) flutuante. ....	195
Figura 6.87 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	195
Figura 6.88 – Fatores de martelamento para resposta transversal com vento a 90°.....	196
Figura 6.89 – Deslocamentos angulares de torção para vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto). ....	196
Figura 6.90 – Fatores de martelamento para resposta de torção com vento a 90°. ....	197

## **LISTA DE TABELAS**

Tabela 5.1– Frequências e razões de amortecimento crítico.....	127
Tabela 5.2 – Razões de bloqueio.....	133

## RESUMO

**OLIVEIRA, M.G.K. - 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, UFRGS, Porto Alegre. 2009.

Medições realizadas em edifícios altos, em escala real, têm mostrado que o carregamento devido à ação do vento pode causar importantes efeitos de torção. A atual tendência de construção de prédios com formas e sistemas estruturais mais complexos promove a acentuação das excentricidades entre o centro de massa, centro elástico e o ponto de aplicação instantânea de forças aerodinâmicas. Soma-se a isso o fato de os edifícios altos modernos estarem se tornando cada vez mais esbeltos e leves, o que baixa a velocidade (do vento) de disparo de fenômenos como galope e drapejamento torcional, fazendo com que esta velocidade se aproxime cada vez mais das velocidades do vento consideradas nos projetos. Frente a isso, os efeitos dinâmicos, tanto de flexão como de torção, induzidos pelo vento em edifícios altos representam uma importante consideração nos projetos de estruturas modernas.

Os métodos analíticos para determinação da resposta de edifícios altos submetidos à ação do vento, hoje disponíveis, não levam a resultados satisfatórios em casos de geometrias não regulares, bem como não contemplam efeitos torsionais. Seu uso também não é recomendado no caso de estruturas muito flexíveis, cujo movimento afeta as forças aerodinâmicas que nelas atuam. Nessas situações, a melhor opção para os engenheiros é um estudo mais detalhado dos efeitos do vento sobre a estrutura, através de ensaios de modelos em escala reduzida em túneis de vento, que simulem as características do vento natural.

O objetivo deste trabalho é o desenvolvimento de um mecanismo que permita a obtenção da resposta de edifícios altos frente à ação do vento, a partir de ensaios em túnel de vento com modelos em escala reduzida. Busca-se determinar a resposta em termos de suas componentes médias e flutuantes. Admite-se que a parcela dinâmica contempla os dois modos fundamentais de vibração livre em flexão, ortogonais entre si e aproximados de forma linear, e o primeiro modo de torção, aproximado de forma constante. As simplificações adotadas permitem que os modelos tenham baixa complexidade de projeto e construção, diminuindo, assim, o custo da modelagem e tornando o processo experimental mais ágil.

Para validar os resultados obtidos com a utilização do mecanismo desenvolvido foram realizados ensaios em escala reduzida do *CAARC Standard Tall Building*, edifício alto tomado como padrão para calibração de técnicas de modelagem aeroelástica, no Túnel de Vento *Professor Joaquim Blessmann*, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Os resultados obtidos foram comparados com os valores publicados por outros pesquisadores e com resultados determinados a partir de ensaios de medidas de pressões em alta frequência. A coerência entre os valores comparados permitiu concluir que o equipamento simula satisfatoriamente o comportamento dinâmico de edifícios altos submetidos à ação do vento, mesmo perante fenômenos aeroelásticos, como a ressonância por desprendimento alternado de vórtices. A partir dos resultados verificou-se também a importância dos efeitos dinâmicos de torção induzidos pela ação do vento, e a necessidade de que sejam apropriadamente considerados nos projetos

Palavras-chave: edifícios altos, vento, túnel de vento, modelagem aeroelástica.

## ABSTRACT

**OLIVEIRA, M.G.K. - THE DEVELOPMENT OF A THREE DEGREE OF FREEDOM DYNAMIC BALANCE FOR THE STUDY OF THE WIND INDUCED BENDING AND TORSIONAL EFFECTS IN TALL BUILDINGS.** Tese de Doutorado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre. 2009

Measurements performed in full-scale high rise buildings have shown that wind loading may cause important torsional effects. The current trend of building construction, with new shapes and complex structural systems promotes an increase in the distances (eccentricities) among the center of mass, elastic center and the instantaneous point of application of the resulting wind loads. Furthermore, modern tall buildings are becoming increasingly light and slender, diminishing the trigger wind speed of some phenomena such as galloping and torsional flutter, bringing these velocities closer to the design wind speeds. Therefore, wind induced bending and torsional dynamic effects in tall buildings play an important role in the design of modern structures.

The current analytical methods for the response determination of tall buildings under wind loading do not lead to reliable results for the non regular building shapes, as well as do not consider torsional effects. Also, its use is not recommended for the case of very flexible structures, where the structure's own motion may affect the aerodynamic forces acting on it. In these situations, the best option for engineers is a more detailed study of the wind effects, through boundary layer wind tunnels.

The aim of this study is the development of a device that allows the determination of the response of tall buildings under wind loading, through wind tunnel tests with reduced scale models. The goal is the determination of the responses in terms of its mean and fluctuating components. It is assumed that the dynamic parcel contemplates the two fundamental bending modes of vibration, orthogonal and linear, as well as the torsional mode, which is assumed constant along the height. The adopted simplifications allow for a low complexity in the process of model design and construction as well as for a very low modeling cost, making more efficient the whole testing process.

To validate the device, tests were performed with a reduced scale model of the CAARC Standard Tall Building, which is taken as a standard for the calibration of aeroelastic

modeling techniques, in Prof. Joaquim Blessmann boundary layer wind tunnel of the Federal University of Rio Grande do Sul. The obtained results were compared with other researchers' values as well as with results obtained from pressure measurements, in a rigid model. The agreement among the compared values allows the conclusion that the device simulates satisfactorily well the dynamic behaviour of high rise buildings under wind loading, even for aeroelastic phenomena such as the resonance due to vortex shedding. It was also verified the importance of the wind induced torsional effects and the need for its proper consideration in the design process.

Key words: tall buildings, wind, wind tunnel, aeroelastic model.

---

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Generalidades

Edifícios altos, ou arranha-céus, como também são chamados, são enormes estruturas capazes de abrigar residências ou instalações comerciais que muitas vezes, por causa da imponência de suas formas, têm o poder de causar encantamento nas pessoas. São como uma celebração do homem moderno em favor do progresso. Esse tipo de estrutura começou a ser construída no Reino Unido e nos Estados Unidos no fim do século XIX e difundiu-se por todo o planeta, tornando-se uma forma de nações e empresas mostrarem ao mundo seu poder econômico e tecnológico.

Até por volta de 1880, poucos edifícios tinham mais de cinco andares. Isso pode ser atribuído a três razões principais: as escadas, pois poucos se dispunham a subir até andares altos; a pressão d'água nas redes de distribuição, que era, geralmente, insuficiente para abastecer com água corrente locais com mais de 15m de altura; e, no campo estrutural, a espessura que as paredes precisavam ter para sustentar o peso das construções. Apesar da falta de condições sanitárias, existem registros de construções datadas do século XV com até 14 andares em alguns locais da Europa, como, por exemplo, Edimburgo, na Escócia.

Apesar de o primeiro elevador ter sido criado na Roma do século I a.C., por Vitruvius, os dispositivos de segurança que entram em ação no caso de rompimento dos cabos só foram concebidos em 1853, por Elijah Otis. Os primeiros elevadores elétricos surgiram mais tarde ainda, em 1889, quando se tornaram viáveis de serem utilizados em edifícios altos.

O problema estrutural começaria a ser resolvido em 1797, com a construção do edifício *The Flaxmill*, em Shrewbury, na Inglaterra. Sua estrutura, que continha vigas e pilares de ferro fundido, foi a base para o desenvolvimento das estruturas de aço que tornaram os arranha-céus modernos possíveis. O primeiro arranha-céu moderno foi o *Home Insurance Building*, com doze andares, construído em Chicago, em 1884, pelo arquiteto Major William Le Baron Jenney. Foi o primeiro prédio a ter uma estrutura de aço que suportava sozinha todo o peso do edifício.



---

Com essa junção de fatores – invenção de elevadores elétricos com sistemas de segurança eficazes e novas técnicas construtivas aliadas a materiais mais resistentes –, viu-se, no início do século XX, o surgimento de prédios cada vez mais altos. A novidade mudou as formas de consumo, de fazer comércio, e, principalmente, de moradia dos habitantes das metrópoles. A aceitação da construção de arranha-céus nos grandes centros urbanos deve-se, acima de tudo, ao ganho de capacidade construtiva dos terrenos face ao seu custo em ascensão.

O ganho de altura dos edifícios trouxe a necessidade de novas considerações no que diz respeito ao cálculo estrutural. Ao contrário de edificações baixas, nas quais os carregamentos verticais são predominantes, nos edifícios altos os carregamentos horizontais devidos à ação do vento devem ser tratados com muito cuidado, pois muitas vezes eles se tornam fatores determinantes no projeto da estrutura.

Segundo Franco (2002), um edifício alto é constantemente solicitado por forças preponderantemente horizontais devidas à ação do vento, forças essas que variam no tempo e que induzem oscilações através de um complexo mecanismo de interação vento-edifício. Nos casos usuais é permitido considerar, para efeito de análise e projeto de estrutura, forças estáticas equivalentes, o que simplifica muito o problema. Porém, mesmo nos casos mais simples, é importante que o engenheiro estrutural tenha sempre em mente o caráter dinâmico daquela interação, ficando atento àqueles casos em que oscilações excessivas possam provocar sensação de desconforto nos usuários, danos a elementos não estruturais, tais como paredes divisórias e aberturas, e, até mesmo, comprometimento da estrutura.

Ainda segundo Franco (2002), nos edifícios altos é obrigatória a verificação dos deslocamentos, velocidades e acelerações, comparando os valores obtidos com valores normativos limite. A obtenção destes resultados é parte do campo de estudos da aerodinâmica de estruturas civis.

---

## 1.2 Aerodinâmica de estruturas civis

O vento é o movimento livre do ar causado por diferenças na pressão atmosférica, que, por sua vez, são oriundas da variação na temperatura do ar provocada pela energia do sol nos primeiros 16km da atmosfera terrestre. Como o ar se move por toda a superfície do planeta, ele atinge todo tipo de obstáculo no seu caminho, incluindo estruturas de engenharia. Em muitos casos, as forças induzidas pela ação do vento e as conseqüentes respostas das estruturas devem ser consideradas para que se possam garantir bons níveis de segurança e conforto na sua utilização.

Até meados de 1930, os estudos na área de aerodinâmica de estruturas civis eram realizados visando obter apenas a resposta estática da estrutura induzida pela ação do vento. Esse era o parâmetro utilizado, até então, na determinação do carregamento devido ao vento para realização dos projetos de estruturas alteadas. A elevada rigidez, característica das edificações construídas neste período, minimizava os efeitos dinâmicos produzidos pela ação do vento.

O desenvolvimento de materiais mais leves e mecanicamente mais resistentes, aliado à valorização dos terrenos nos grandes centros urbanos trouxeram a tendência de se construir prédios cada vez mais altos, leves, flexíveis, menos amortecidos, e, como conseqüência, mais susceptíveis a problemas ocasionados por vibrações, entre elas as induzidas pela ação do vento. Quanto mais leves e flexíveis as estruturas alteadas ficam, mais baixa se torna a velocidade de disparo de fenômenos aerodinâmicos como galope e drapejamento torcional. Soma-se a isso, ainda, o fato de que a tendência atual de construção de prédios com formas e sistemas estruturais mais complexos promove a acentuação das excentricidades entre o centro de massa, centro elástico e o ponto de aplicação instantânea de forças aerodinâmicas.

O projeto de edifícios altos é geralmente dirigido pela necessidade de limitar as acelerações e deslocamentos induzidos pela ação do vento a níveis aceitáveis para o conforto dos usuários e para integridade de componentes não estruturais, respectivamente. Tem-se, portanto, que o conhecimento do pico resultante de acelerações e deslocamentos horizontais devido à combinação das cargas induzidas pelo vento (componentes longitudinal e transversal ao vento incidente, bem como de torção) é de vital importância para o projeto de edifícios altos.

---

A maioria dos códigos para determinação de cargas devido à ação do vento conta com métodos para efetuar análises dinâmicas simplificadas de edifícios com formas regulares. Segundo Franco (2002), esses métodos geralmente consideram apenas o primeiro modo de vibração e introduzem hipóteses quanto à forma desse modo, via de regra considerada linear. Além disso, os efeitos de torção não são, em geral, contemplados por esse tipo de método.

Conforme informam Xu, Kwok e Samali (1992a), resultados obtidos com a instrumentação de edifícios em escala real têm mostrado que o carregamento devido à ação do vento pode causar importantes efeitos de torção.

Segundo Kawai (1993), para edifícios altos, a velocidade de disparo do drapejamento torcional e das vibrações induzidas por descolamento de vórtices está, usualmente, fora da gama de velocidades de projeto, exceto para edifícios muito esbeltos. Entretanto, o autor alerta para a tendência de se construir edifícios cada vez mais altos e esbeltos, o que faz com que as vibrações induzidas por desprendimento alternado de vórtices sejam susceptíveis a alguns deles e num futuro próximo, até mesmo o drapejamento poderia ocorrer em edifícios mais esbeltos que os atuais.

Edifícios altos modernos, com sistemas estruturais inovadores e geometrias exteriores complexas, que geralmente acentuam a excentricidade estrutural, tendem a ser mais sensíveis à excitação torcional induzida pela ação do vento. Os deslocamentos e acelerações perto dos cantos nos andares mais altos devido a efeitos de torção podem ser significativos, e isso pode causar tensões mais elevadas nas colunas externas e desconforto aos usuários do edifício (ZHANG, KWOK e XU, 1994).

De acordo com Zhang, Xu e Kwok (1995), os edifícios altos modernos são construídos, geralmente, em grupos, o que cria um escoamento complexo no entorno destas estruturas, induzindo maiores forças e momentos devido à ação do vento. Os autores concluem que é de considerável interesse o estudo da resposta torcional de edifícios estruturalmente assimétricos com efeitos de vizinhança.

Para Franco (2002), é possível que o papel da torção na resposta de edifícios altos submetidos à ação do vento se torne importante ou até mesmo decisivo, se a estrutura for pouco rígida torcionalmente. O autor ainda afirma que para edifícios de formas irregulares, com centros de massa dos andares distantes dos respectivos centros de torção, bem como para edifícios pouco rígidos à torção, pode-se ter modos de vibração acoplados: cada modo conterà

---

então, com maior ou menor intensidade, as três componentes do movimento, duas de translação e uma de rotação.

The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory (2007), na sua publicação *Wind Tunnel Testing: A General Outline*, afirma que os movimentos de torção podem ser particularmente desconfortáveis para os usuários. Nos edifícios problemáticos, medições em escala real ou em túnel de vento mostram frequentemente que o carregamento de torção é o culpado. Daí a importância de se estudar a resposta torcional, especialmente quando existe excentricidade entre o ponto de aplicação das forças instantâneas e os centros de massa ou rigidez.

Segundo Lin *et al.* (2005), já foram observadas, por vários autores, vibrações em edifícios altos nas direções longitudinal e transversal ao vento incidente, bem como vibrações de torção. O movimento na direção do vento incidente resulta de flutuações de pressão nas faces de barlavento e sotavento. Por essa razão, a maioria das normas de projeto utiliza o fator de rajada, baseado na teoria quase-estática, para prever a resposta longitudinal ao vento incidente. O movimento transversal é principalmente causado por flutuações devidas ao desprendimento do vento nas faces laterais. A torção se deve à falta de balanço na distribuição instantânea de pressões em cada face do prédio. Tem sido reconhecido que, para muitos edifícios altos, a resposta de torção e a resposta na direção transversal ao vento incidente podem ultrapassar a resposta induzida na direção do vento, tanto em termos de estado limite de carregamento quanto de utilização. Apesar disso, os autores constatam que a maioria dos códigos de projeto provém apenas procedimentos para determinação da resposta longitudinal ao vento incidente, e creditam esta falha à complexidade das respostas de torção e transversal ao vento incidente.

Lin *et al.* (2005) ainda afirmam que seria válido adicionar expressões empíricas para as cargas de torção e transversal ao vento incidente em normas de projeto, visando a determinação da resposta dinâmica de edifícios altos para projetos preliminares. A dificuldade está no fato de que essas cargas são muito dependentes da geometria do prédio, o que não é tanto o caso da resposta longitudinal ao vento incidente.

Segundo Beneke e Kwok (1993), os engenheiros calculistas têm muito pouca informação disponível para calcular a resposta torcional de estruturas submetidas à ação do vento. Para Boggs, Hosoya e Cochran (2000), o carregamento de torção em edifícios altos devido à ação do vento não é tão bem entendido como os carregamentos longitudinal e

---

transversal ao vento incidente, e eles creditam a isso o fato de que muitos projetistas e a maioria das normas de projeto ignoram este aspecto do carregamento. Testes em túnel de vento sugerem que a resposta torcional induzida pelo vento em estruturas alteadas é significativa e, portanto, não deve ser ignorada.

Boggs, Hosoya e Cochran (2000) ainda adicionam que os códigos de projeto que provêm carregamento de torção rotineiramente levam a valores menores do que os medidos em túnel de vento ou em estruturas reais. Eles citam, como exemplo, o ASCE 7 e o Eurocode 1 que especificam excentricidades equivalentes de 3,5% e 10%, respectivamente, para tentar englobar os efeitos de torção. Porém, segundo os autores, 10% de excentricidade entre o centro de rigidez e o ponto de aplicação da carga é um valor típico para edifícios altos, e o dobro ou mais do que isso não é incomum de ocorrer. Para eles, esses códigos têm levado a valores adequados porque são demasiadamente conservativos na especificação das forças causadas pela ação do vento. Isso compensaria a falta de um método que determine os efeitos da torção sobre as estruturas.

Cheng, Lin e Tsai (2003), em seu trabalho que investigou a relação entre as frequências da resposta transversal ao vento incidente e da resposta torcional, citam vários trabalhos de outros autores que chegaram à mesma conclusão: em casos de acoplamento de modos de vibração, os resultados (amplificados) fogem dos resultados analíticos. Em outras palavras, o acoplamento de modos de vibração de estruturas alteadas submetidas à ação do vento é um fenômeno aeroelástico e deve ser estudado com métodos aeroelásticos.

Zhou e Kareem (2003) classificam a modelagem analítica da interação vento-estrutura como impraticável. Segundo eles, apesar dos recentes avanços na análise computacional da dinâmica dos fluidos serem muito promissores, estes não se encontram em um estágio que os permita se tornar uma ferramenta de projeto em um futuro próximo. Os autores também citam que ensaios em túnel de vento têm servido como o meio mais confiável de investigação dos carregamentos devido ao vento em estruturas.

Tem-se, portanto, que os métodos analíticos hoje disponíveis não levam a resultados satisfatórios em casos de geometrias não regulares, assim como não contemplam efeitos torsionais. Além do caso de prédios com formato não usual, Balendra (1993) salienta que os métodos analíticos também não devem ser usados em estruturas muito flexíveis, cujo movimento afeta as forças aerodinâmicas que atuam nelas. Nessas situações, a melhor opção

---

para os engenheiros é um estudo mais detalhado dos efeitos do vento sobre a estrutura, através de ensaios de modelos em escala reduzida em túneis de vento de camada limite, que simulem as características do vento natural.

O bom comportamento dos edifícios altos à ação do vento, inclusive a furacões, deve-se à melhora da confiabilidade dos sistemas estruturais e, principalmente, a estudos mais aprofundados, através de ensaios em túneis de vento, dos efeitos do vento sobre eles. O túnel de vento é, no momento, a principal ferramenta que os engenheiros dispõem para resolver os problemas aerodinâmicos de estruturas civis.

De acordo com American Society of Civil Engineers (1980), os primeiros estudos de aerodinâmica de corpos rombudos, ou seja, de formato não aerodinâmico, são datados do final do século XIX, e creditados, principalmente, a Eiffel, Prandtl e Irmiger. Porém, com o início da Primeira Guerra Mundial, os estudos em engenharia aeronáutica se intensificaram, e pouca atenção foi dada à aerodinâmica de estruturas civis, que não teve grandes avanços por um longo período. Em 1940, o colapso da primeira ponte suspensa de *Tacoma Narrows* fez despertar novamente o interesse entre os engenheiros civis pelo estudo dos efeitos do vento em estruturas. A partir de então, os engenheiros estruturais passaram a trilhar os passos teóricos e experimentais do já bem estabelecido campo da aerodinâmica aeronáutica.

Ainda segundo American Society of Civil Engineers (1980), túneis de vento aerodinâmicos com seções de trabalho relativamente reduzidas, projetados para produzir escoamentos de baixa turbulência, eram utilizados para investigar a resposta induzida pelo vento em estruturas. Mesmo se utilizando a teoria da similaridade aerodinâmica e aeroelástica para modelar as propriedades das estruturas, não era dada a importância devida à modelagem das condições do vento natural, o que fazia com que os resultados obtidos em túnel de vento fossem diferentes daqueles medidos em campo. Só a partir de 1958, quando Jensen apresentou seu trabalho *Model Law for Phenomena in Natural Wind*, a necessidade de modelar o perfil turbulento do vento natural se tornou amplamente reconhecida. Então, desde a década de 1960, com o surgimento de um grande número de túneis de vento projetados especificamente para produzir modelos de camada limite atmosférica, as técnicas de modelagem do efeito do vento têm melhorado sensivelmente.

Estudos comparativos têm mostrado a confiabilidade dos resultados obtidos em ensaios em túneis de vento. Isyumov (1993, *apud* FONTES, 2003) estudou comparativamente

o efeito do furacão Alicia sobre o edifício do *Allied Bank Plaza* (Houston – Texas) com os dados extraídos do túnel de vento. Concluiu que as respostas oriundas do modelo em escala reduzida são uma ótima estimativa da realidade.

### 1.3 Objetivos

O objetivo central deste trabalho é o desenvolvimento de um mecanismo que permita a obtenção da resposta de edifícios altos frente à ação do vento, a partir de ensaios em túnel de vento com modelos em escala reduzida. Busca-se determinar a resposta em termos de suas componentes médias e flutuantes. Admite-se que a parcela dinâmica contempla os dois modos fundamentais de vibração livre em flexão, ortogonais entre si e aproximados de forma linear, e o primeiro modo de torção, aproximado de forma constante. As simplificações adotadas permitem que os modelos tenham baixa complexidade de projeto e construção, diminuindo, assim, o custo da modelagem e tornando o processo experimental mais ágil.

Busca-se aferir a validade da técnica de modelagem ora desenvolvida, através de um estudo em túnel de vento do comportamento dinâmico do *CAARC Standard Tall Building*, comparando os resultados obtidos com resultados determinados através de ensaios de medidas de pressões em alta frequência, e com resultados obtidos por outros pesquisadores para o mesmo prédio, a partir de técnicas de modelagem aeroelásticas.

Como objetivo secundário, tem-se também o intuito de aumentar o conhecimento sobre o comportamento de edifícios altos submetidos à ação do vento, com e sem a presença de edificações vizinhas.



---

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Características do vento

#### 2.1.1 Camada limite atmosférica

Para grandes altitudes a velocidade do vento é considerada constante, ou seja, não varia com a distância do solo. Esse valor constante é denominado velocidade gradiente. Já próximo da superfície terrestre, como foi comentado anteriormente, o vento esbarra em toda sorte de obstáculos, o que gera forças de atrito que serão tão maiores quanto maiores forem os obstáculos ou a rugosidade do local. Essa região, onde a velocidade do vento varia desde zero até a velocidade gradiente, é conhecida como camada limite atmosférica (CLA).

Segundo Loredou-Souza, Schettini e Paluch (2004), a camada limite atmosférica (CLA) é a região da troposfera diretamente afetada pela presença da superfície da Terra e responde a forçantes superficiais com escalas de tempo em torno de uma hora ou menos. Os forçantes incluem arrasto, evaporação e evapotranspiração, transferência de calor, emissão de poluentes e modificações do escoamento induzidas pela topografia. A espessura da CLA corresponde à chamada altura gradiente ( $z_g$ ).

Ainda segundo Loredou-Souza, Schettini e Paluch (2004, p. 137):

Para qualquer velocidade do vento, o número de Reynolds associado à CLA é tão grande que se espera que o escoamento seja turbulento. Para ventos fortes, com velocidades médias horárias superiores a 10m/s, o escoamento é suficientemente turbulento para que a mistura produzida suprima os efeitos térmicos e a CLA possa ser tratada como sendo adiabática e neutralmente estável. Estas hipóteses podem ser aplicadas à maioria dos escoamentos de interesse de simulação em túnel de vento, como o estudo de cargas sobre estruturas e alguns casos de dispersão de poluentes.

A transferência de quantidade de movimento na CLA é dada, fundamentalmente, pelas tensões aparentes de Reynolds,  $-\rho_{ar} \overline{uw}$ . O comportamento desta tensão define duas camadas dentro da CLA: a camada superficial e a camada de Ekman. A camada de Ekman apresenta um decréscimo das tensões de Reynolds com a altitude, até elas praticamente se anularem na região da altura gradiente. Como diz o nome, a camada superficial é a região da CLA próxima da superfície, onde os escoamentos e tensões variam menos que 10% de seu valor médio.

Dentro da camada superficial pode-se identificar uma subcamada, chamada subcamada interfacial, onde o transporte molecular domina frente ao transporte turbulento. A espessura dessa subcamada é chamada de “deslocamento do plano-zero”, e notada por  $z_d$ . Para os casos de cidades, onde a rugosidade é dada pela vegetação e edifícios, o “deslocamento de plano-zero” corresponde à altura média dos edifícios. Quando a rugosidade superficial é pequena, o valor de  $z_d$  não é significativo. (LOREDO-SOUZA, SCHETTINI E PALUCH, 2004) Abaixo, a figura 1, retirada de Loredou-Souza, Schettini e Paluch (2004), mostra as alturas das camadas da CLA e o esquema de um perfil de velocidades médias.

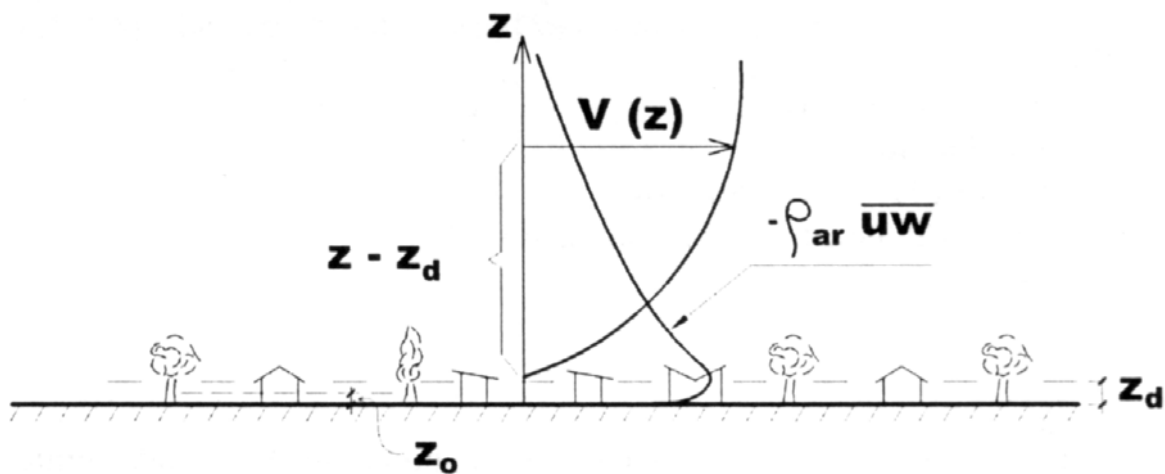


Figura 2.1 - Esquema dos perfis de velocidades médias e tensões de Reynolds da CLA e alturas características.

As tensões de Reynolds são máximas para a altura do deslocamento do plano-zero, e a tensão de cisalhamento  $\tau_0$  é transmitida através da subcamada interfacial. A tensão  $\tau_0$  pode ser escrita por:

$$\tau_0 = \rho_{ar} \times u_*^2 = \rho_{ar} \overline{uW}_{\max} \quad (2.1)$$

### 2.1.2 Velocidade média do vento

Segundo Loredou-Souza, Schettini e Paluch (2004), existem basicamente duas formas de perfis de velocidades médias utilizados na área de engenharia do vento: o perfil logarítmico e o perfil em lei de potência.

O perfil logarítmico tem a forma geral:

$$\frac{\bar{V}(z)}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln\left(\frac{z - z_d}{z_0}\right) \quad (2.2)$$

Onde:

- $z_0$  - altura média da rugosidade do terreno, ou rugosidade aerodinâmica;
- $\kappa$  - constante de Von Kàrmàn, em geral adotado igual a 0,4;
- $u_*$  - velocidade de corte.

Já a lei potencial tem a forma:

$$\frac{\bar{V}(z)}{\bar{V}(z_{ref})} = \left(\frac{z - z_d}{z_{ref}}\right)^p \quad (2.3)$$

Segundo Loredou-Souza, Schettini e Paluch (2004), esta lei descreve muito bem a CLA, com exceção da região bem próxima da superfície (10m para campo aberto e 30m para cidades). Os autores apontam outras deficiências desta lei que é amplamente utilizada:

- como a equação é válida para qualquer valor de  $(z - z_d)$ , positivo ou nulo, ela não reconhece o topo da CLA, e a velocidade do vento dada por ela aumenta indefinidamente;
- apesar de representar muito bem o perfil médio de velocidades, a lei não tem uma justificativa teórica.

Em contraposição à lei potencial, a lei logarítmica, que é derivada da teoria, apresenta um bom ajuste na camada próxima ao solo, mas o ajuste é pobre na região superior da CLA (LOREDO-SOUZA, SCHETTINI E PALUCH, 2004).

### 2.1.3 Turbulência

Como já foi mencionado anteriormente, o vento é o ar em movimento livre. Dependendo da rugosidade do terreno, este movimento pode ser mais ou menos agitado, devido à formação de turbilhões pela incidência do vento sobre obstáculos. A essa agitação mecânica do ar dá-se o nome de turbulência atmosférica.

Em geral, a velocidade do vento pode ser representada em forma de vetor como na equação 2.4, a seguir:

$$\vec{U}(z,t) = \bar{U}(z)\vec{i} + u(z,t)\vec{i} + v(z,t)\vec{j} + w(z,t)\vec{k} \quad (2.4)$$

Onde  $u$ ,  $v$  e  $w$  são as componentes flutuantes da velocidade do vento nas direções dos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente, e  $\bar{U}(z)$  é a velocidade média ao longo do eixo  $x$ . A componente flutuante na direção do vento médio,  $u$ , é a maior e, portanto, a mais importante para estruturas verticais como edifícios altos. A componente vertical  $w$  é importante no caso de estruturas horizontais, que são flexíveis verticalmente, como é o caso de pontes. A figura 2, retirada de Balendra (1993), mostra um exemplo de variação da velocidade do vento no tempo.

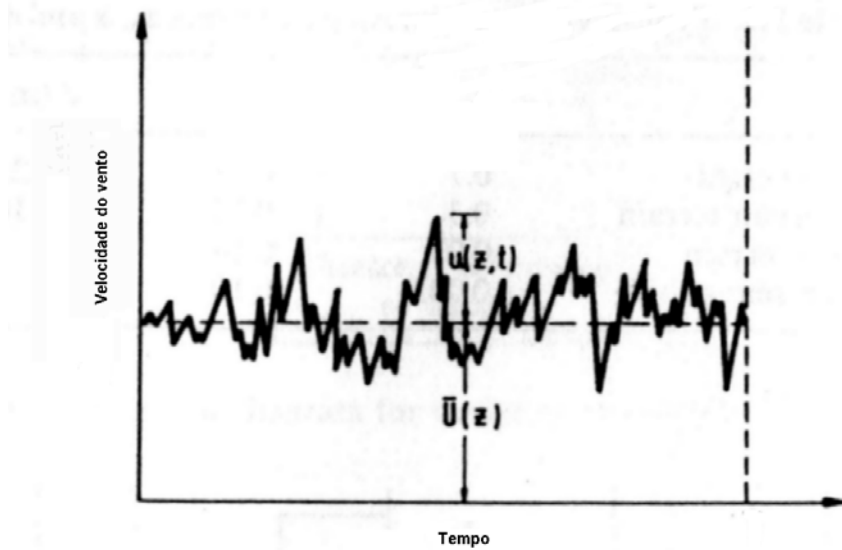


Figura 2.2 - Gráfico típico da componente longitudinal da velocidade do vento no tempo.

Uma medida precisa da componente longitudinal da turbulência é dada pela média quadrática, ou r.m.s., do inglês *root mean square*. Então, o valor r.m.s. da componente longitudinal da turbulência é dado por:

$$\sigma_u(z) = \left\{ \frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} [u(z,t)]^2 dt \right\}^{1/2} \quad (2.5)$$

Onde  $T_0$  é o período de medição, adotado como sendo uma hora.

Dividindo-se  $\sigma_u(z)$  pela velocidade média  $\bar{U}(z)$  chega-se à chamada intensidade de turbulência longitudinal,  $I_u(z)$ , que aumenta com a rugosidade do solo e diminui com a altitude.

$$I_u(z) = \frac{\sigma_u(z)}{\overline{U}(z)} \quad (2.6)$$

As intensidades de turbulência vertical e lateral podem ser definidas similarmente.

Como já foi mencionado anteriormente, a flutuação da velocidade do vento em um ponto se dá por causa dos turbilhões. Pode ser considerado que cada turbilhão causa uma flutuação periódica naquele ponto com uma frequência  $n$ . O comprimento de onda do turbilhão  $\lambda = \overline{U}/n$  é uma medida do tamanho do turbilhão. A média do tamanho dos turbilhões é medida pela escala integral da turbulência. Para turbilhões associados com flutuação na componente longitudinal da velocidade  $u$ , as escalas integrais são  $L_u^x$ ,  $L_u^y$  e  $L_u^z$ , descrevendo o tamanho dos turbilhões nas direções longitudinal, lateral e vertical, respectivamente. Similarmente, existem três escalas de integrais associadas com as componentes lateral e vertical da turbulência,  $v$  e  $w$ , respectivamente.

O carregamento dinâmico devido ao vento em uma estrutura depende do tamanho dos turbilhões. Se  $L_u^y$  e  $L_u^z$  forem comparáveis à dimensão da estrutura em estudo na direção perpendicular ao vento, os turbilhões envolverão a estrutura originando pressões bem correlacionadas, tendo como consequência um efeito significativo na resposta. Por outro lado, se  $L_u^y$  e  $L_u^z$  forem pequenos, os turbilhões produzirão pressões não correlacionadas em várias partes da estrutura, e, portanto, o efeito da componente longitudinal da turbulência sobre a resposta da estrutura será pequeno (BALENDRA, 1993).

Matematicamente a escala integral da turbulência a qualquer altitude  $z$  é obtida a partir da função de autocorrelação da turbulência. Para a componente longitudinal da turbulência,  $u(t)$ , a função de autocorrelação é determinada pela equação 2.7, dada por Balendra (1993):

$$R_u(\tau) = \frac{\int_0^{\tau_0} u(t) \times u(t + \tau) d\tau}{\int_0^{\tau_0} u^2(t) dt} \quad (2.7)$$

Onde  $\tau$  é o intervalo de tempo (retardo) entre um valor de velocidade  $u(t)$ , em um dado instante de tempo  $t$ , e o valor deste registro em um instante de tempo  $t + \tau$  em relação ao primeiro instante. A figura 2.3, a seguir, mostra uma plotagem da função de autocorrelação.

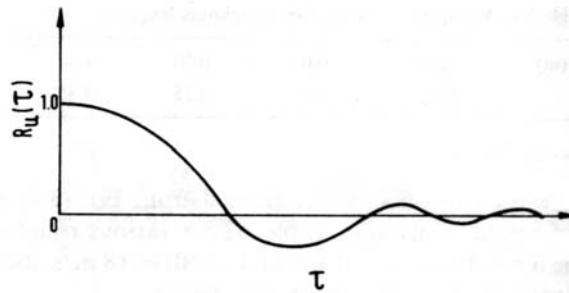


Figura 2.3 - Variação típica da função de autocorrelação da turbulência do vento.

A área sob a função de autocorrelação determina o período médio dos turbilhões.

Então:

$$T_u = \int_0^{\infty} R_u(\tau) d\tau \quad (2.8)$$

A escala integral  $L_u^x$  é dada por:

$$L_u^x = \bar{U}(z) \times T_u \quad (2.9)$$

Onde  $\bar{U}$  é a velocidade média no ponto considerado.

Duchêne-Marullaz (1980 *apud* BALENDRA, 1993) define a seguinte expressão para determinação da componente  $L_u^y$ :

$$L_u^y = 0,2 \times L_u^x \quad (2.10)$$

Para a componente  $L_u^z$ , Simiu e Scanlan (1996) definem a seguinte expressão:

$$L_u^z = 6 \times \sqrt{z} \quad (2.11)$$

Segundo American Society of Civil Engineers (1980), as características de flutuação da turbulência podem ser expressas em termos do espectro de potência da turbulência. O espectro de várias componentes da turbulência próximo ao solo em ventos fortes pode ser representado satisfatoriamente por funções universais, como as sugeridas por Davenport, em seu trabalho publicado em 1961 *The Spectrum of Horizontal Gustiness near the Ground in High Winds*, e por Harris, em seu trabalho de 1968 *On the Spectrum and Autocorrelation Function of Gustiness in High Winds*, que têm a forma:

$$\frac{n \times Su(n)}{\bar{u}^{-2}} = f \times \left( \frac{nL}{\bar{u}} \right) \quad (2.12)$$

Onde:

- $Su(n)$  - potência por unidade da frequência  $n$  da componente da velocidade  $u$ ;
- $\bar{u}^{-2}$  - variância da parcela flutuante da componente da velocidade  $u$ ;
- $\bar{u}$  - parcela média da componente da velocidade  $u$ ;
- $L$  - escala de comprimento.



## 2.2 Ação do vento em edifícios altos

### 2.2.1 Forças induzidas pela ação do vento

#### 2.2.1.1 Forças devidas a escoamentos uniformes

Quando um corpo rombudo é imerso em um escoamento bi-dimensional, como mostrado na figura 2.4, ele é submetido a uma força na direção do escoamento, chamada força de arrasto, e a uma força na direção perpendicular ao escoamento, chamada força de sustentação (vertical) ou força lateral (horizontal). Além disso, quando a força resultante que o escoamento impõe ao corpo é excêntrica em relação ao seu centro elástico, este corpo será submetido a um momento torçor. Para escoamentos uniformes, essas forças e momentos por unidade de altura do objeto são determinadas a partir das seguintes expressões:

$$F_A = \frac{l}{2} \cdot \rho \cdot C_A \cdot L \cdot \bar{U}^2 \quad (2.13)$$

$$F_S = \frac{l}{2} \cdot \rho \cdot C_S \cdot L \cdot \bar{U}^2 \quad (2.14)$$

$$T = \frac{l}{2} \cdot \rho \cdot C_T \cdot L^2 \cdot \bar{U}^2 \quad (2.15)$$

Onde:

- $\bar{U}$  - velocidade média do vento;
- $\rho$  - massa específica do ar;

- $C_A$  - coeficiente de arrasto;
- $C_S$  - coeficiente de sustentação;
- $C_T$  - coeficiente de torção;
- $L$  - largura da face perpendicular ao escoamento.

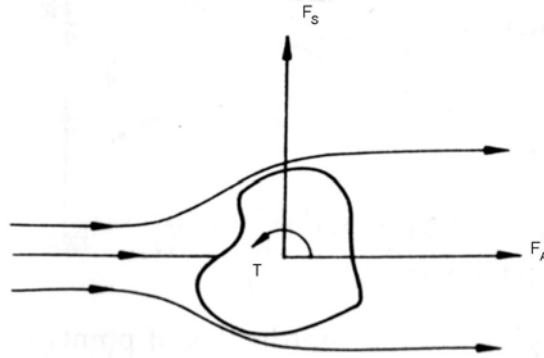


Figura 2.4 - Forças de arrasto e sustentação e momento torçor em um corpo rombudo imerso em um escoamento uniforme (BALENDRA, 1993).

A figura 2.5, retirada de Balendra (1993), apresenta coeficientes de arrasto para corpos de seção retangular, variando-se a relação comprimento/largura. Pode-se notar a separação do escoamento que ocorre nos cantos a barlavento. Próximo das zonas onde ocorre a separação do escoamento, fortes tensões de corte impõem movimentos rotacionais às partículas do fluido, formando vórtices discretos. Para seções alongadas, as linhas de escoamento que se separam nos cantos a barlavento se religam ao objeto, formando, assim, uma esteira mais estreita, o que diminui o arrasto. Para corpos cilíndricos, o coeficiente de arrasto depende do número de Reynolds, como indicado na figura 2.6.

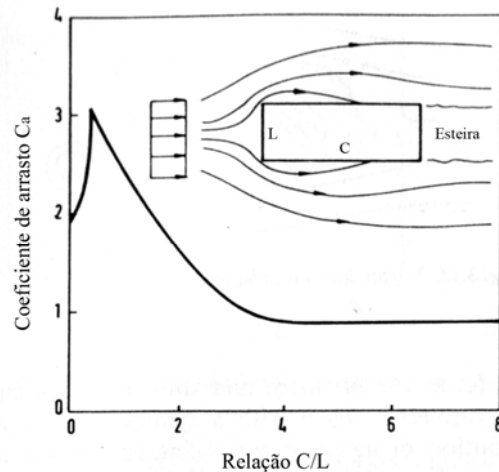


Figura 2.5 – Coeficientes de arrasto de corpos de seção retangular variando a relação  $C/L$  (BALENDRA, 1993).

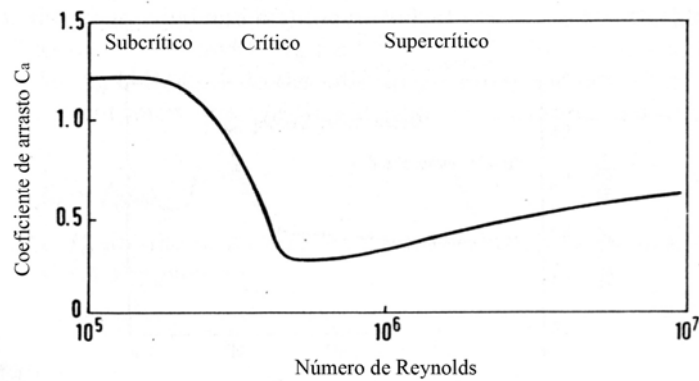


Figura 2.6 – Variação do coeficiente de arrasto em corpos cilíndricos em função do Número de Reynolds em escoamento uniforme (BALENDRA, 1993).

Ao contrário do que acontece com a força de arrasto, a força de sustentação e o momento torçor não têm um valor médio para um objeto simétrico imerso em um escoamento simétrico, já que uma distribuição simétrica de forças atuando na direção perpendicular ao vento não pode produzir uma resultante não nula. Se o vento incidir em uma direção não paralela a um dos eixos de simetria, ou se o objeto for assimétrico, então haverá uma força de sustentação média e um momento torçor. Entretanto, por causa do desprendimento de vórtices, que será visto mais detalhadamente no item 2.2.2.3, uma força de sustentação e um momento torçor flutuantes ocorrerão tanto em corpos simétricos como em corpos assimétricos.

### 2.2.1.2 Forças devidas a escoamentos turbulentos

Conforme já foi visto, para um vento turbulento, a componente longitudinal da sua velocidade pode ser expressa da seguinte forma:

$$U(t) = \bar{U} + u(t) \quad (2.16)$$

Então, a força de arrasto para escoamentos turbulentos pode ser determinada a partir da equação (2.13), substituindo-se  $\bar{U}$  por  $U(t)$ . Fica, portanto, evidente que a flutuação da força de arrasto varia linearmente com a intensidade da componente longitudinal da turbulência do vento que atua na estrutura.

Como foi mencionado anteriormente, a flutuação no tempo da força de sustentação se deve ao desprendimento de vórtices. Conforme será visto mais adiante, a regularidade do desprendimento desses vórtices é afetada pela presença da turbulência longitudinal. Conseqüentemente, o movimento perpendicular ao vento incidente, bem como o movimento de torção devido a desprendimento de vórtices, diminui à medida que a turbulência cresce.

## 2.2.2 Vibrações causadas pela ação do vento

### 2.2.2.1 Vibrações causadas pela energia cinética das rajadas

Como já foi definido, a turbulência atmosférica é a agitação mecânica do ar, a principal causa de variações, tanto no módulo como na orientação, da velocidade média do vento. Essas variações também são chamadas de rajadas.

De acordo com Rausch (1973 *apud* BLESSMANN, 1998), 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 anterior. Ao longo do tempo, novas rajadas podem surgir, aumentando ou diminuindo o valor da pressão dinâmica, mas sempre voltando ao valor médio. Com base em observações, Rausch afirma que não é possível concluir que exista periodicidade das rajadas, nem que sua duração seja a mesma. Trata-se de

---

uma série de cargas e descargas com valores e durações variáveis aleatoriamente, separadas por intervalos de tempo desiguais. Para Rausch, isso significa que o vento não pode ser considerado gerador de uma força periódica que possa causar efeitos perigosos de ressonância.

A efetividade das rajadas para produzir ações dinâmicas depende da relação entre as dimensões dos turbilhões e as da construção em estudo. Como já foi visto anteriormente, a escala de turbulência indica o tamanho dos turbilhões a certa altura sobre o terreno. Também já foi visto que para ser inteiramente efetivo e gerar um campo de pressões plenamente desenvolvido em torno de uma construção, o turbilhão precisa envolver a estrutura, devendo, para tanto, ter dimensões, no mínimo, comparáveis às da estrutura em estudo.

#### 2.2.2.2 Vibrações causadas por martelamento

Segundo Blessmann (1998), se uma edificação está situada a sotavento de diversos obstáculos, ela estará imersa na esteira por eles gerada. A turbulência nesta região é do mesmo tipo da turbulência do vento natural incidente nestes obstáculos, ou seja, o espectro de energia é bastante alargado, sem a presença de um pico pronunciado.

Entretanto, se esta edificação estiver situada na esteira de apenas uma ou algumas poucas edificações de dimensões semelhantes, convenientemente situadas, ela estará sendo “martelada”, compassadamente, por turbilhões gerados nas edificações a barlavento com uma frequência predominante. Esse fenômeno dinâmico recebe o nome de martelamento. O martelamento pode se tornar ressonante se a frequência dominante dos turbilhões gerados nos obstáculos a barlavento coincidir com uma das frequências naturais da estrutura.

Blessmann (1998) considera, ainda, que além da frequência dos turbilhões, a intensidade de turbulência do vento incidente também influi na vibração. Se esta intensidade for pequena, a turbulência do vento incidente terá pouca influência na esteira das edificações a barlavento, que é bem organizada, com vórtices que se desprendem cadenciadamente (vórtices de Kármán) e vão incidir sobre a edificação em estudo, gerando uma força excitadora aproximadamente periódica, ou seja, com espectro de energia estreito. Se o vento for muito turbulento, haverá uma desorganização dos turbilhões, e a energia passa a se distribuir por uma gama maior de frequências, ou seja, o espectro de energia é largo e as vibrações de menor amplitude.

---

Pode-se então concluir que o fenômeno do martelamento é tão mais importante quanto menor for a rugosidade do terreno. Por exemplo, seus efeitos serão mais pronunciados à beira-mar do que no centro de uma grande cidade.

Ao contrário de efeitos estáticos provocados pela vizinhança, como forças em fachadas e momentos de tombamento e de torção, que são maiores quando as edificações estão próximas umas das outras (com um afastamento máximo da ordem da diagonal da base), os efeitos dinâmicos mais importantes do martelamento aparecem com um distanciamento maior entre as edificações. Mesmo com o prédio de barlavento situado à cerca de dez vezes a dimensão característica da base da edificação em estudo, podem aparecer efeitos consideráveis (BLESSMANN, 1998).

Blessmann (1998) alerta que o termo em inglês *buffeting* tem sido usado também para designar a excitação da estrutura pelas rajadas de vento, fenômeno tratado no item anterior. Neste trabalho, a exemplo de Blessmann (1998) e vários outros autores, tanto o termo *buffeting* como sua tradução para o português, martelamento, serão usados apenas para definir o fenômeno tratado neste item.

### 2.2.2.3 Vibrações causadas por desprendimento de vórtices

A principal resposta dinâmica de um edifício esbelto, em geral, deve-se a esforços laterais decorrentes do desprendimento cadenciado de vórtices. Esta resposta pode levar a movimentos laterais exagerados passando a ser o principal problema do projeto.

Em corpos com formato não aerodinâmico sujeitos a escoamentos com número de Reynolds a partir de, aproximadamente, 30, ocorre o fenômeno de desprendimento alternado de vórtices, cuja frequência característica é bem definida. São os chamados vórtices de Kármán, que originam forças periódicas, oblíquas em relação à direção do vento médio. Considerando suas componentes, as forças alternadas na direção do vento ocorrem na frequência do desprendimento individual dos vórtices, enquanto que as forças alternadas na direção transversal ao vento ocorrem na frequência de desprendimento de cada par de vórtices (BLESSMANN, 1998).

Essas componentes das forças tendem a produzir oscilações nas direções em que agem. Entretanto, as forças na direção do vento são pequenas em comparação com as forças

na direção transversal ao vento. Na prática, oscilações importantes na direção do vento, por desprendimento de vórtices alternados, raramente acontecem. Por outro lado, oscilações causadas pelas forças periódicas transversais ocorrem em muitas edificações cilíndricas ou quase cilíndricas (seção transversal variando suavemente), e podem chegar a grandes amplitudes, quando a frequência de desprendimento de um par de vórtices entra em ressonância com uma das frequências naturais da edificação em estudo. Cilindros de seção retangular (incluindo a quadrada), triangular ou com outras formas de cantos vivos estão sujeitos a excitações mais fortes. Em adição, como essas forças transversais não são produzidas necessariamente sobre o centro de gravidade da seção, elas também podem gerar momentos alternados, o que pode resultar em movimentos de rotação com grandes amplitudes.

Para que o fenômeno do desprendimento cadenciado de vórtices em um corpo imerso no escoamento ocorra de forma efetiva, é necessário que a forma do corpo seja considerada rombuda, de contorno curvo ou poligonal e alteada (relação entre o comprimento do eixo e a largura) e que exista uma boa correlação do desprendimento ao longo de todo o cilindro. O escoamento deve ser de baixa turbulência (suave) e aproximadamente uniforme (em termos de velocidade média). Não deve haver recolamento após a primeira separação (mais propenso em corpos muito alongados). A figura 2.7 mostra o sincronismo do desprendimento de vórtices.

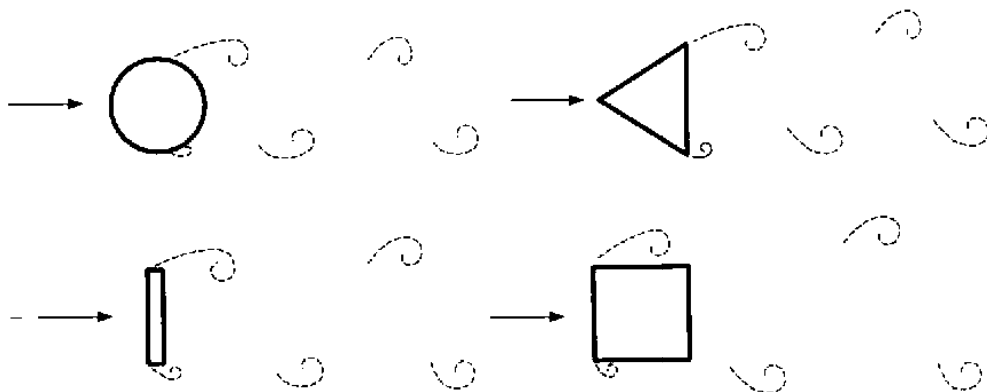


Figura 2.7 - Vórtices de Kármán (BLESSMANN, 1998).

Nos casos em que os pulsos de pressão são interceptados na esteira, seja pelas próprias faces do corpo em estudo, seja por outros corpos presentes a sotavento, não são formados

vórtices de Kármán, mas sim vórtices aleatoriamente desprendidos. Esse mecanismo pode ser visualizado na figura 2.8, a seguir:

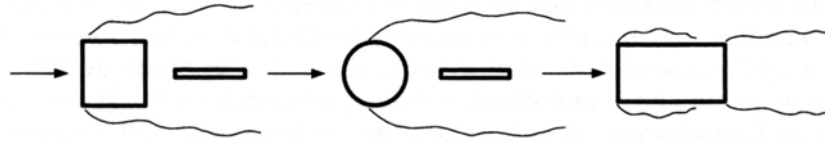


Figura 2.8 – Vórtices aleatórios (BLESSMANN 1998).

A chamada velocidade crítica para desprendimento de vórtices é aquela na qual a frequência do desprendimento de um par de vórtices coincide com uma das frequências naturais da estrutura. O número de Strouhal, que estabelece uma relação entre a frequência de desprendimento de um par de vórtices, as dimensões do cilindro e a velocidade do vento, é um parâmetro de grande importância na estimativa da velocidade crítica para desprendimento de vórtices. A equação seguinte é a definição do número de Strouhal:

$$S_t = \frac{f_s \times L}{V} \quad (2.17)$$

Onde:

- $S_t$  número de Strouhal;
- $f_s$  frequência de desprendimento de um par de vórtices;
- $L$  dimensão linear característica;
- $V$  velocidade do vento.

A velocidade crítica para desprendimento de vórtices é obtida a partir da equação (2.17), adaptada para situações de ressonância, chegando-se a:



$$S_t = \frac{f_n \times L}{V_{cr}} \Rightarrow V_{cr} = \frac{f_n \times L}{S_t} \quad (2.18)$$

Onde:

- $f_n$                       freqüência natural, ou fundamental, da estrutura;
- $V_{cr}$                       velocidade crítica do vento para desprendimento de vórtices.

A figura 2.9 mostra uma tabela, retirada de Blessmann (1998), com o número de Strouhal para diversos tipos de seções.



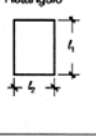















Direção do vento	Forma da seção	$S_t$
Qualquer	 Círculo $Re = 70000 \bar{V}d$ ( $\bar{V}$ sobre 10 min)	$10^3 \leq Re \leq 2 \times 10^6$ ..... 0,20
		$Re \geq 10^6$ ..... 0,28 (interpolando linearmente)
→	 Placa	0,16
		↓
→	 Retângulo	$h/b = 0,5$ ..... 0,15
		1,0 ..... 0,12
		1,5 ..... 0,09
		2,0 ..... 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
↓	 $t = a/25$	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
↓	$t = a/25$	0,14
↓	$t = a/12,5$	0,15

Figura 2.9 - Número de Strouhal para várias seções transversais (BLESSMANN 1998).

A turbulência atmosférica exerce grande influência sobre o desprendimento de vórtices, e, conseqüentemente, sobre a resposta da estrutura. A figura 2.10, retirada de Cook (1985, *apud* BLESSMANN 1998) mostra que, em escoamento suave, o pico alto e estreito na frequência reduzida  $fa/\bar{V} = 0,12$  indica desprendimento de vórtices no número de Strouhal previsto para uma seção quadrada. Já em escoamento turbulento, com uma escala de turbulência próxima à largura do cilindro, a contribuição do desprendimento de vórtices para o espectro é drasticamente reduzida, sendo substituída por flutuações aleatórias em uma larga banda de frequências mais altas.

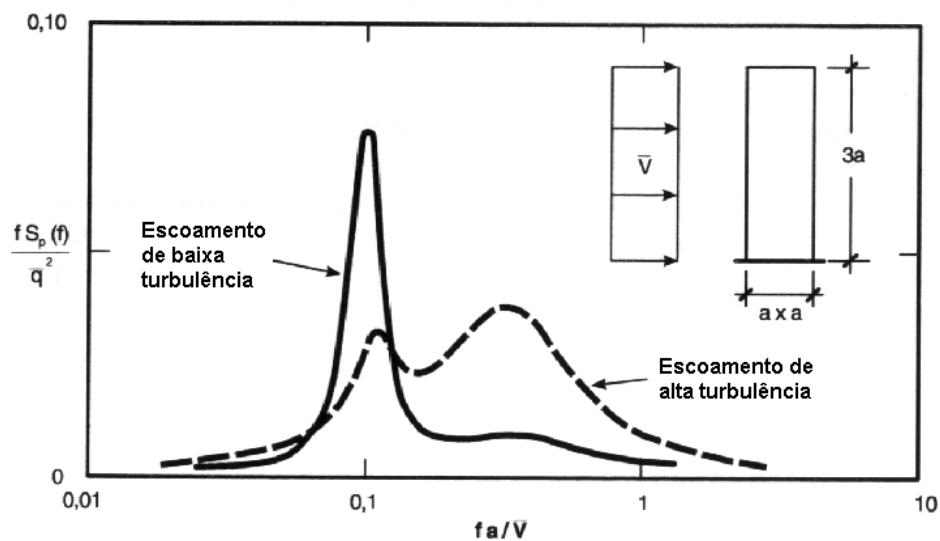


Figura 2.10 - Influência da turbulência sobre o espectro de pressões (BLESSMANN, 1998).

Kawai (1993) conduziu uma investigação da ocorrência de vibrações em edifícios altos através de ensaios com modelos aeroelásticos de seção retangular em túnel de vento. Foram utilizados cinco modelos, com variações na relação comprimento/largura, de 1/2 a 4, e no amortecimento estrutural, de 0,2% a 6%, que foram submetidos a dois tipos de escoamento, um suave e outro turbulento. Nos ensaios do modelo de relação  $C/L$  igual a 1/2 foram observadas vibrações ressonantes devidas ao desprendimento de vórtices, tanto com escoamento suave quanto com escoamento turbulento. Nos modelos de amortecimento muito baixo, a velocidade crítica para desprendimento de vórtices observada foi a metade da velocidade esperada, determinada pela expressão (2.18). O autor chama atenção que, para este modelo, considerado de pouca profundidade, a turbulência teve um efeito encorajador sobre o desprendimento de vórtices, ao contrário do que era esperado. Nos modelos em que a largura

---

e o comprimento eram iguais,  $C/L$  igual a 1, foram observadas vibrações ressonantes devidas ao desprendimento de vórtices apenas nos ensaios com escoamento suave. Nos ensaios desta seção com escoamento turbulento foram observadas vibrações típicas do galope, que será visto mais adiante, no item 2.2.2.4, e estas ocorreram a partir da velocidade crítica para desprendimento de vórtices calculada. Nos modelos com relação  $C/L$  iguais a 2 e 3 foram observadas, nos ensaios com escoamento suave, vibrações ressonantes por desprendimento de vórtices em velocidades entre  $1/2$  e  $1/3$  da velocidade crítica calculada, e a partir da velocidade crítica foram observadas vibrações provocadas por galope. Em escoamento turbulento, o comportamento das vibrações destas seções foi muito parecido com a vibração aleatória associada à turbulência atmosférica, apesar de terem ocorrido vibrações por desprendimento de vórtices no modelo com relação  $C/L$  igual a 3 e no modelo menos amortecido com  $C/L$  igual a 2.

A partir dos resultados de seus ensaios, Kawai (1993) observa, ainda, que quando a relação  $C/L$  é maior do que 2, as vibrações por desprendimento de vórtices são caracterizadas pelo comprimento  $C$ , ao invés da largura  $L$ . Segundo o autor, para esses modelos de  $C/L$  maior do que 2, as características básicas da resposta são as mesmas nos dois tipos de escoamentos utilizados, porém no escoamento turbulento as amplitudes das vibrações são menores. Particularmente, a amplitude das vibrações no vento turbulento cresce muito mais devagar do que no vento suave, e o comportamento dessas vibrações parece mais com vibrações aleatórias induzidas pela turbulência do que com galope. Resumidamente, Kawai (1993) conclui que as vibrações por desprendimento de vórtices estão relacionadas com a forma geométrica do prédio, além de poderem ser suprimidas pelo aumento da turbulência atmosférica ou pelo aumento do amortecimento estrutural. A figura 2.11 mostra as respostas dos modelos com relação  $C/L$  igual a 2, 3 e 4, quando submetidos aos escoamentos suave e turbulento.

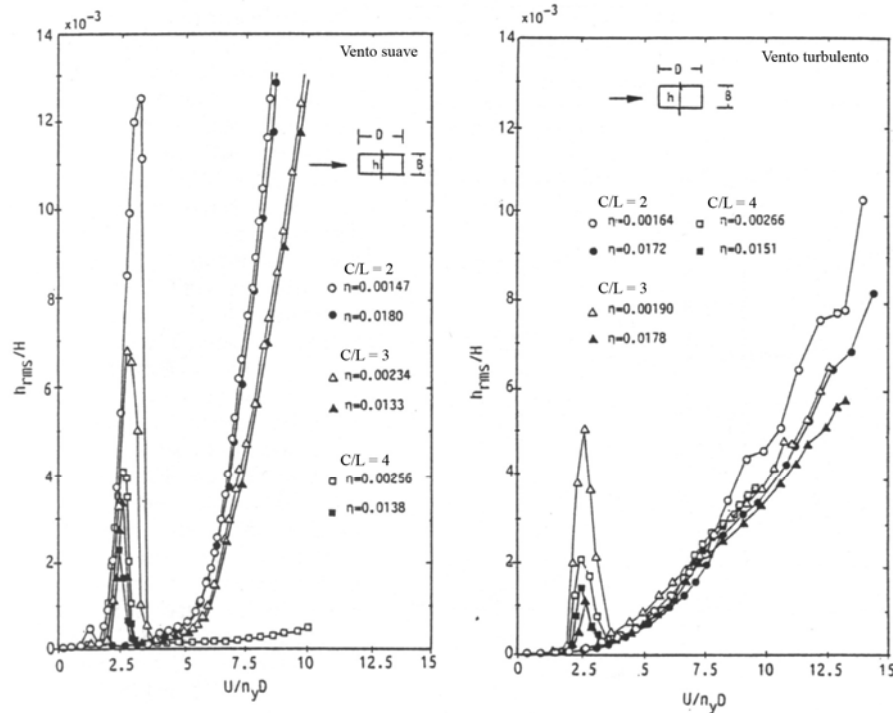


Figura 2.11 – Respostas transversais ao vento obtidas por Kawai (1993)

O movimento do cilindro, ou seja, a interação fluido-estrutura, também exerce algum controle sobre o desprendimento de vórtices. Se o corpo de onde os vórtices estão se desprendendo é sujeito a se deformar, como um todo ou localmente, ele irá, com esta ação, influenciar o escoamento local. Simiu e Scanlan (1996) citam o exemplo de um cilindro, que sob a ação de vórtices alternados na sua esteira, será excitado periodicamente. Porém, esta excitação provocará apenas uma resposta pequena, a não ser que a frequência de desprendimento de um par de vórtices,  $f_s$ , aproxime-se da frequência natural de vibração do cilindro na direção perpendicular ao vento incidente,  $f_n$ . Grandes oscilações são provocadas no cilindro próximo a esta frequência, e ele começa a interagir fortemente com o escoamento. Neste ponto, pode-se observar experimentalmente que a frequência natural do cilindro passa a controlar a frequência do desprendimento de vórtices, mesmo quando variações na velocidade do escoamento deslocam, em um percentual pequeno, a frequência de Strouhal para desprendimento de vórtices da frequência natural de vibração transversal ao vento incidente do cilindro. Este controle do fenômeno aeroelástico por forças mecânicas é comumente conhecido como sincronização, captura, ou em inglês *lock-in*. Observações mostram que a amplitude das oscilações durante a captura atinge uma fração, raramente excedendo a metade, da dimensão do corpo em estudo na direção perpendicular ao vento incidente. Segundo

Blessmann (1998), este fenômeno acontece para amplitudes de deslocamento superiores a cerca de 5% da largura da estrutura em uma faixa relativamente extensa de velocidades, na qual a frequência se mantém constante, ao invés de ser uma função linear da velocidade, como sugere a equação (2.17). A figura 2.12 ilustra o que foi exposto mostrando uma evolução da frequência do desprendimento de vórtices com a velocidade do vento atuante sobre a estrutura.

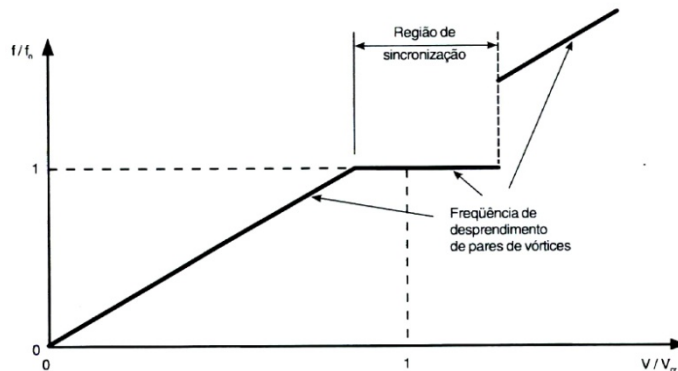


Figura 2.12 - Captura de vórtices (BLESSMANN, 1998)

Segundo Blessmann (1998), os principais efeitos causados pelo movimento do cilindro são os seguintes:

- aumento da energia contida nos vórtices;
- melhora da correlação das forças de sustentação ao longo do eixo do cilindro;
- aumento da força de arrasto;
- geração do efeito de ruptura.

Novak e Tanaka (1975, *apud* BLESSMANN 1998) realizaram ensaios com um cilindro circular com diâmetro de 76,5mm e comprimento de 914mm em um escoamento bidimensional em um regime subcrítico. Durante os ensaios foram forçadas oscilações no cilindro de até 10% de seu diâmetro, em escoamentos suave e turbulento, ambos de velocidade média uniforme. A frequência de oscilação do cilindro era muito próxima da frequência dominante de desprendimento de vórtices. Os autores concluíram que a turbulência causou uma diminuição na correlação longitudinal das pressões, para todas as amplitudes de oscilação ensaiadas, enquanto que o movimento do cilindro provocou um aumento considerável, tanto para escoamento suave como para escoamento turbulento.

#### 2.2.2.4 Vibrações provocadas por galope

Estruturas ou elementos estruturais leves e flexíveis, com pequeno amortecimento, podem sofrer oscilações causadas pelo fenômeno de instabilidade aerodinâmica denominado galope. Neste fenômeno, a amplitude de oscilação na direção transversal a do vento aumenta com a velocidade deste. Durante esta oscilação, o ângulo de incidência do vento em relação ao corpo oscilante está continuamente mudando. Se, em resposta a esta incidência variável, for desenvolvida uma força na direção e sentido do movimento do corpo, energia será retirada do vento e a oscilação será mantida (BLESSMANN, 1998).

De acordo com Simiu e Scanlan (1996), o ângulo de ataque relativo do vento sobre a estrutura depende diretamente da velocidade das oscilações desta na direção transversal ao vento incidente. Os autores afirmam ainda que as oscilações provocadas por galope ocorrem em frequências muito mais baixas do que as por desprendimento de vórtices alternados para uma mesma seção.

Segundo Blessmann (1998), as principais características do galope são:

- intensidade violenta;
- seu súbito aparecimento, que ocorre quando o vento atinge a chamada velocidade de disparo, que varia de um modo aproximadamente linear com o amortecimento estrutural. Essa velocidade limite é usualmente muito alta para edifícios, entretanto, o amortecimento cada vez menor de certas estruturas está fazendo com que a velocidade de disparo se aproxime cada vez mais próxima da de projeto;
- aumento da amplitude de vibração com o aumento da velocidade do vento, sem um limite superior;
- movimento oscilatório em um modo simples, não acoplado, perpendicular à direção do vento médio.

Há um grande número de seções usuais na construção civil que são susceptíveis, potencialmente, a este fenômeno: prismas de seção quadrada, retangular, triangular, poligonal, semicircular e cantoneiras, por exemplo.

---

Para Simiu e Scanlan (1996), o conhecimento dos coeficientes médios de sustentação e arrasto de uma seção, obtidos sob condições estáticas como função do ângulo de ataque do vento, é suficiente para construir uma descrição analítica satisfatória do fenômeno aeroelástico do galope. O galope seria, então, influenciado especialmente por forças quase-estáticas.

#### 2.2.2.5 Divergência torcional

O fenômeno da divergência torcional foi, a princípio, mais associado com asas de avião e a sua susceptibilidade à torção a velocidades do ar excessivas. Simiu e Scanlan (1996) citam como exemplo um aerofólio fino, como o mostrado na figura 2.13. Sob o efeito do vento, a estrutura será submetida a forças de arrasto e sustentação, além de um momento torçor, como já havia sido comentado anteriormente, no item 2.2.1.1. À medida que a velocidade do vento cresce, o momento torçor induzido pela ação do vento cresce também. Isso faz com que a estrutura se deforme, sofrendo uma rotação, o que faz com que o ângulo de ataque do vento sobre a estrutura também aumente, o que demanda em mais um incremento no momento torçor. O crescimento da velocidade do vento pode chegar ao ponto em que a estrutura ficará instável, atingindo a ruptura.

A ocorrência do fenômeno depende da flexibilidade da estrutura e da maneira como os momentos aerodinâmicos se desenvolvem com a deformação. Simiu e Scanlan (1996) adicionam que, no caso de aerofólios finos, o momento torçor aerodinâmico aumenta com o crescimento do ângulo de ataque do vento sobre a estrutura. Pode acontecer, no caso de estruturas mais complexas, que essa tendência não se repita. Os autores observam, ainda, que, dependendo da relação entre o momento aerodinâmico e o ângulo de ataque do vento sobre a estrutura, algumas estruturas podem ser imunes à divergência torcional. Finalmente, deve ser notado que, na maioria dos casos de interesse da engenharia civil, as velocidades críticas para divergência torcional são extremamente altas, bem acima das velocidades normalmente consideradas em projeto.

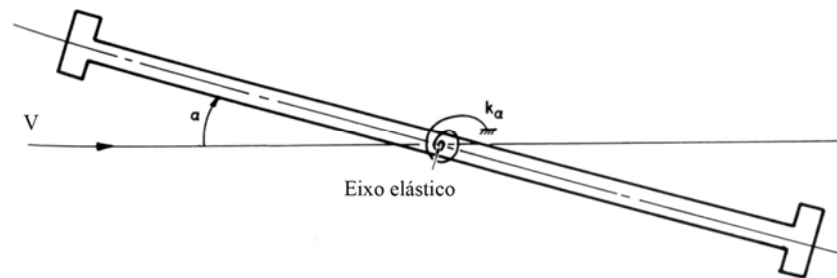


Figura 2.13 - Geometria e parâmetros para o problema da divergência torcional (SIMIU e SCANLAN, 1996).

#### 2.2.2.6 Drapejamento (*flutter*)

Segundo Simiu e Scanlan (1996), um dos primeiros tipos de oscilações aerodinâmicas a serem reconhecidas foi o drapejamento de aerofólios. O termo drapejamento já foi usado para designar diferentes tipos de vibrações, porém, atualmente, o seu uso se tornou mais restrito. As aplicações atuais mais comuns vêm acompanhadas de um termo mais específico, por exemplo: drapejamento clássico, drapejamento de um grau de liberdade e drapejamento de painel. Neste trabalho será abordado apenas o drapejamento clássico ou torcional, e este será referido como apenas drapejamento.

A instabilidade aerodinâmica denominada drapejamento pode ser descrita como um fenômeno no qual dois graus de liberdade da estrutura, torção e flexão, se acoplam em uma oscilação instável dirigida pelo escoamento. Esta instabilidade é devida basicamente às forças de amortecimento aerodinâmico negativo que aumentam com a velocidade do vento. Deste fenômeno podem resultar níveis de amplitude destrutivos, caso as velocidades do vento associadas à sua ocorrência se encontrem abaixo das máximas velocidades consideradas no projeto. No caso de edifícios altos isso raramente ocorre. Porém, Kawai (1993), em seu estudo sobre vibrações devidas ao vento em edifícios altos, identificou a ocorrência de drapejamento em modelos com relação  $C/L$  (comprimento/largura) igual a 4, tanto em escoamento suave como em escoamento turbulento, em velocidades reduzidas  $\frac{V}{n_t C}$  a partir de 6, onde  $V$  é a velocidade do vento no ensaio,  $n_t$  é a frequência natural do modelo no modo de torção, e  $C$  é o comprimento do modelo. Segundo o autor, a possibilidade do drapejamento ocorrer em edifícios altos não é tão remota, uma vez que a frequência natural dessas estruturas nos modos



de torção e flexão são, geralmente, muito próximas. Ele adiciona ainda que, em alguns casos, o drapejamento pode ocorrer com velocidades do vento mais baixas do que o galope.

### 2.2.3 Resposta de edifícios altos submetidos à ação do vento

#### 2.2.3.1 Resposta estática e resposta flutuante

Davenport (1973 *apud* AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1980) estudou a resposta de edifícios altos através de medidas em escala real da tensão nos pilares em um edifício de apartamentos em Delft, Holanda, e no *John Hancock Center* em Chicago, Estados Unidos. Na figura 2.14, abaixo, é mostrado um registro de longa duração – 23 dias – da deformação dos pilares do edifício de Delft. Na figura 2.15 são mostrados registros de curta duração – 11 minutos – dos dois edifícios.

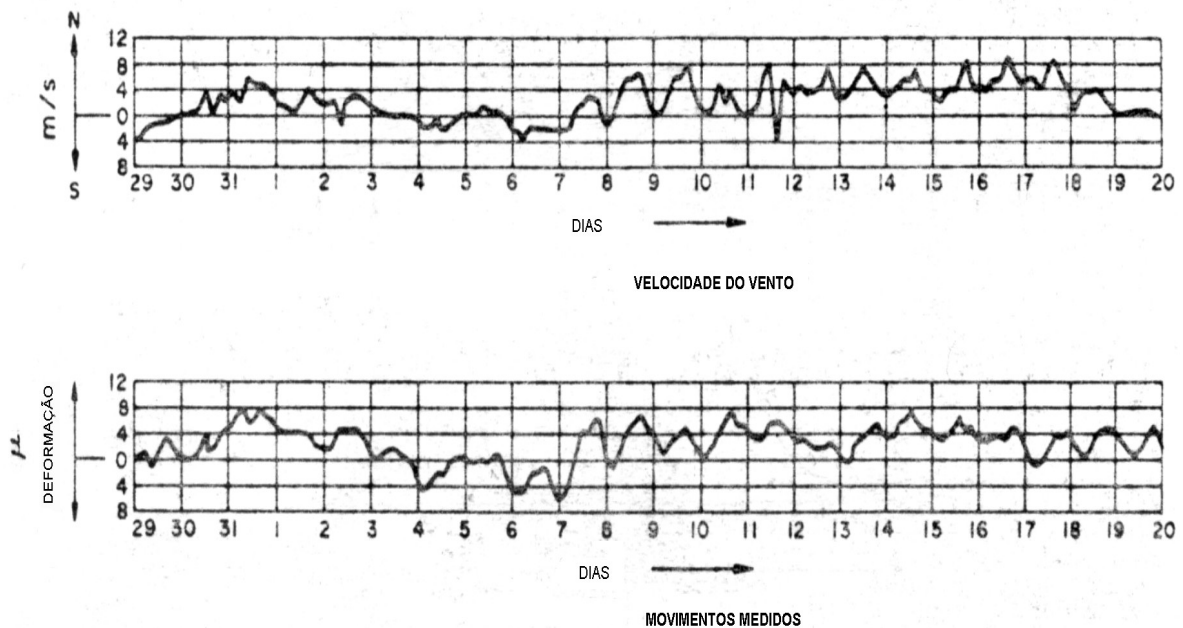


Figura 2.14 - Registro de longa duração da deformação nos pilares de edifício de apartamentos em Delft, - Holanda

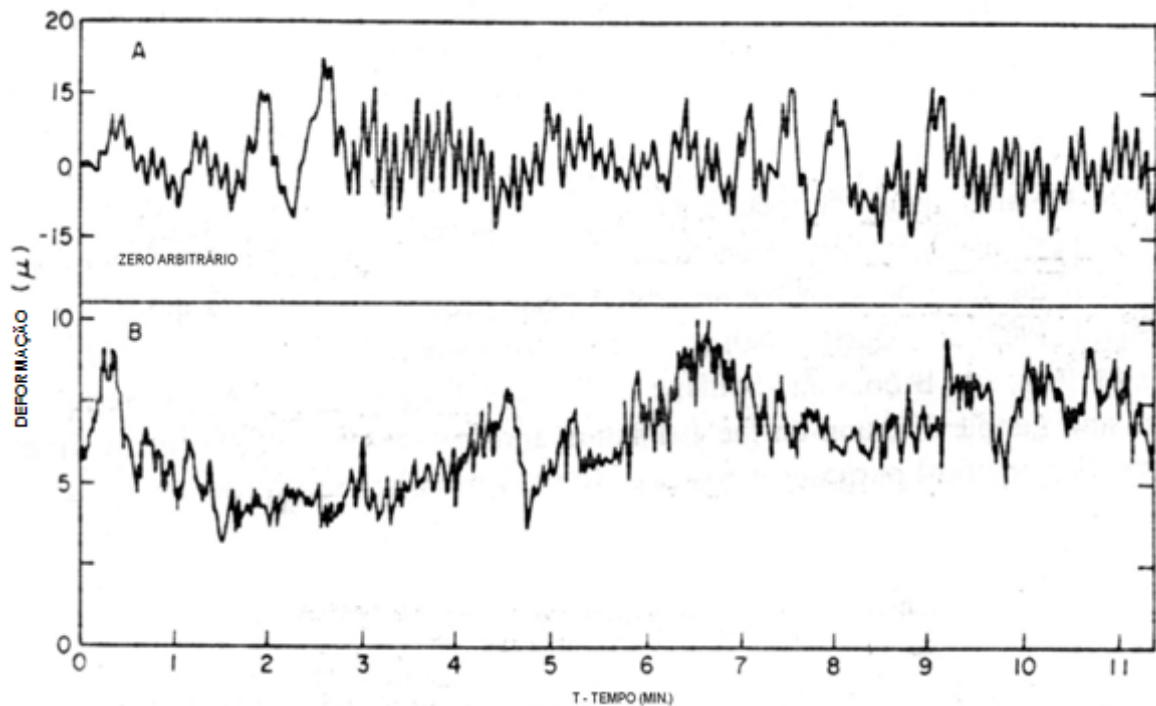


Figura 2.15 - Comparação das tensões induzidas nos pilares dos edifícios *John Hancock Center* (A) e residencial em Delft (B)

A figura 2.14 mostra registros simultâneos da componente da velocidade do vento perpendicular ao edifício e da deformação na mesma direção. É possível ver que, nesta escala de tempo – da ordem de dias –, as deformações tendem a acompanhar a velocidade do vento. Já na figura 2.15, com intervalos de tempo muito menores entre pontos, pode ser visto que ocorreram deformações dinâmicas significantes, com sugestão de resposta ressonante na frequência natural. No registro do *John Hancock Center*, edifício mais alto e esbelto do que o edifício residencial de Delft, pode-se notar um caráter de ressonância muito mais forte, com menos evidências de variações lentas. A figura 2.16 confirma isso, mostrando a diferença na distribuição de energia com a frequência da resposta para as duas flutuações (AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1980).

Ainda segundo American Society of Civil Engineers (1980), percebe-se que as flutuações da resposta de edifícios altos submetidos à ação do vento podem ser classificadas em dois grupos principais: aquelas associadas com flutuações na velocidade média do vento, convenientemente descritas como resposta média, ou estática, e aquelas associadas com as rajadas ou turbulência do vento, que têm caráter predominantemente dinâmico e são descritas como resposta flutuante, ou r.m.s., do termo em inglês *root mean square*.

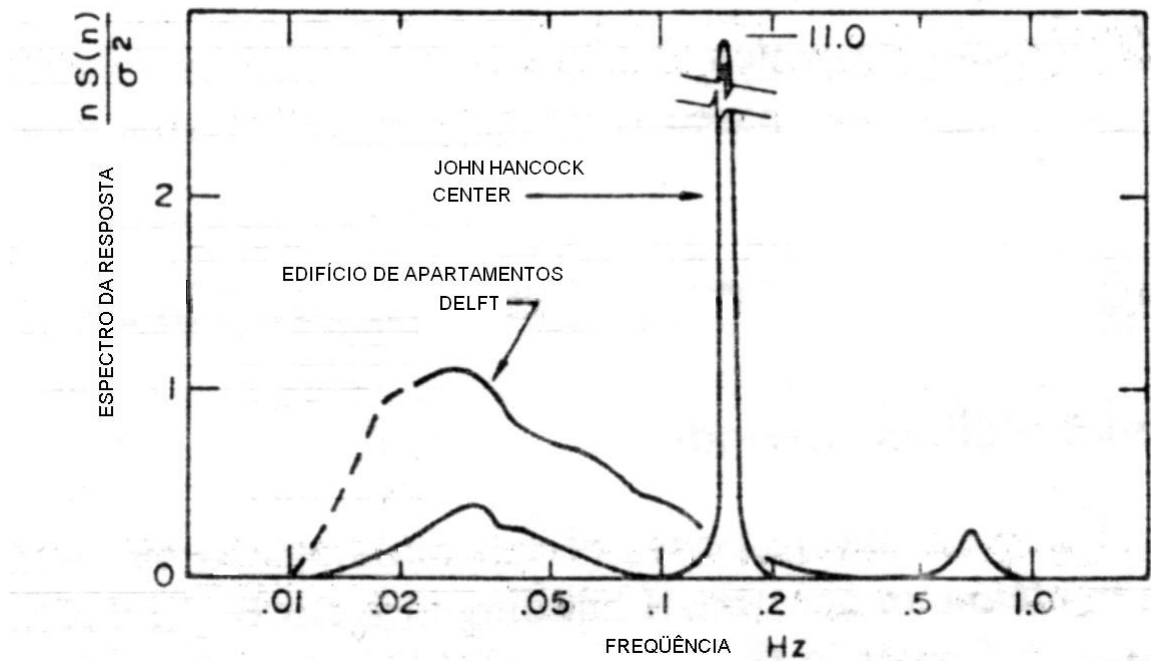


Figura 2.16 - Comparação do espectro de potência da resposta dos edifícios analisados por Davenport

A figura 2.17, extraída do trabalho *An Approach to Human Comfort Criteria for Environmental Wind Conditions*, de Davenport (1972 *apud* AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1980), mostra densidades espectrais da velocidade do vento e da resposta de um edifício alto submetido ao vento monitorado. Nela pode-se notar que há uma lacuna nos dois espectros de potência em uma frequência de aproximadamente um ciclo por hora. Segundo o autor, isto sugere que uma conveniente separação entre a velocidade média do vento e as rajadas, bem como entre a resposta estática e a resposta dinâmica, ou flutuante, possa ser feita usando-se esta lacuna. Segundo ele, isto também implica que valores médios calculados sobre intervalos de aproximadamente meia hora são razoáveis para serem considerados estáticos.

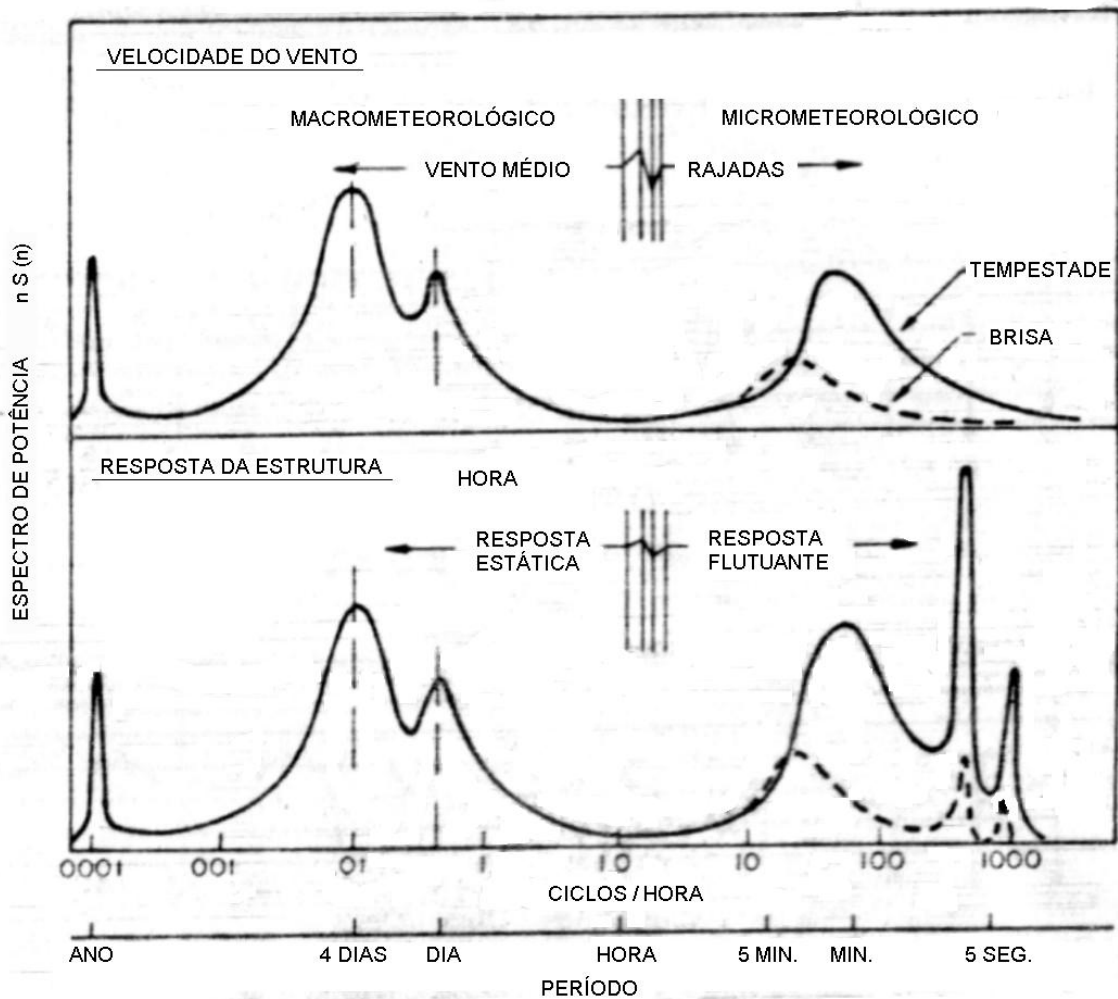


Figura 2.17 - Espectro de potência da velocidade do vento e da resposta da estrutura submetida ao vento medido.

### 2.2.3.2 Divisão da resposta quanto à direção

Além da divisão da resposta nas parcelas média e flutuante, comentadas no item anterior, é conveniente dividi-la também quanto à direção em que ela ocorre. Essa divisão é feita de acordo com os modos de vibração da estrutura: modos flexionais e de torção. Segundo American Society of Civil Engineers (1980), está provado ser apropriado dividir a resposta flexional de edifícios altos à ação do vento em dois movimentos: um na direção longitudinal ao vento incidente e outro na direção transversal ao vento incidente. Esta distinção se deve mais aos mecanismos causadores do que a resposta propriamente dita, visto que em muitos casos as repostas longitudinal e transversal das estruturas submetidas à ação do vento têm magnitudes semelhantes, resultando numa resposta em formato elíptico, com eixos de comprimentos parecidos.

A justificativa desta análise separada está na ausência de uma correlação entre esses dois movimentos. Se no caso de um edifício alto de formato simétrico submetido à ação do vento houvesse uma correlação significativa entre os dois movimentos em questão, os extremos tenderiam a ficar sobre alguns eixos preferenciais, que não os eixos determinados pelo vento incidente. Se independentes, ou seja, sem correlação, os extremos seriam simetricamente distribuídos nos eixos determinados pelo vento incidente.

A falta de correlação entre as respostas longitudinal e transversal ao vento incidente já foi observada por inúmeros pesquisadores. A figura 2.18, retirada de American Society of Civil Engineers (1980), que mostra o traçado dos deslocamentos sofridos pelo topo do *London Post Office Tower*, ilustra essa falta de correlação. Pode-se notar nesta figura, que a resposta é dominada por deslocamentos transversais ao vento incidente.

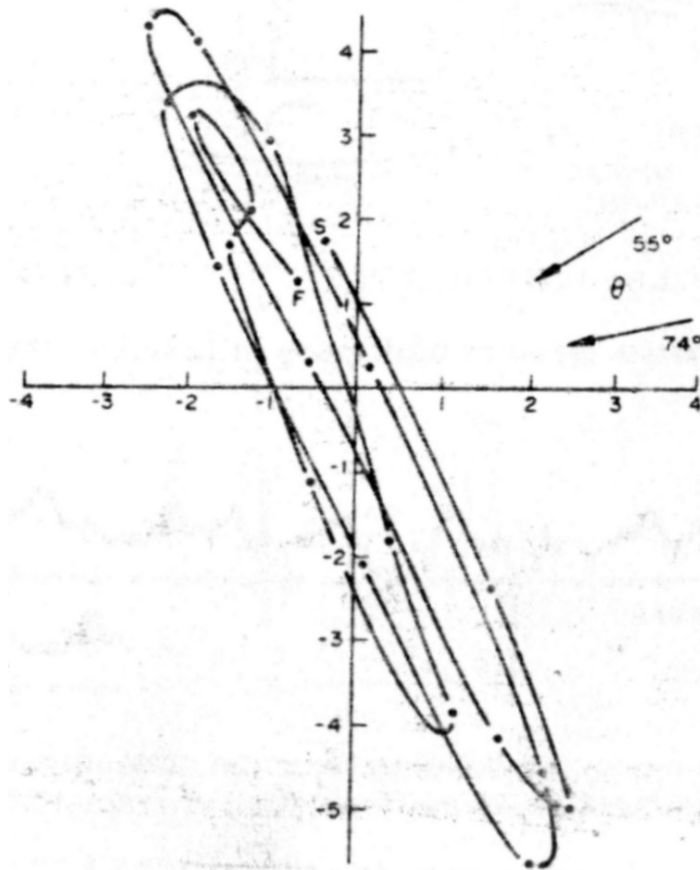


Figura 2.18 - Deslocamentos do topo do *London Post Office Tower*.

### 2.2.3.2.1 Resposta longitudinal ao vento incidente

Desde o início da década de 1960, a partir dos trabalhos de Vickery, *On the Assessment of Wind Effects on Elastic Structure*, publicado em 1966, e de Davenport, *Gust Loading Factors*, publicado em 1967, pôde ser concluído que a resposta de edifícios altos à ação do vento, na direção deste, é originada, quase totalmente, pela ação da componente longitudinal da turbulência atmosférica da velocidade do vento incidente (parcela flutuante), somada à resposta média, devida ao arrasto médio. Seus métodos analíticos, usando considerações de correlação espectral e espacial para determinar a resposta longitudinal devida ao vento, se tornaram altamente desenvolvidos, a ponto da utilização de fatores de rajada estar incluída em um grande número de normas de dimensionamento de estruturas (AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1980).

Como já foi mencionado anteriormente, a eficiência de uma rajada em termos de produção de carregamento em uma grande estrutura dependerá muito do tamanho do turbilhão em relação ao tamanho da estrutura, ou seja, a taxa  $\lambda/h$ . Segundo American Society of Civil Engineers (1980), para estruturas de frequência alta, com a taxa  $\lambda/h$  muito menor do que 1, as pressões produzidas são bem correlacionadas apenas em áreas bem pequenas do edifício. Isso faz com que o efeito total seja muito pequeno, já que, enquanto em algumas áreas os turbilhões tenderão a produzir um aumento no carregamento, em outras haverá uma diminuição no carregamento. Por outro lado, para estruturas de baixa frequência, associadas com uma taxa  $\lambda/h \gg 1$ , a influência das rajadas é observada na estrutura toda, ou, pelo menos, em grandes áreas do edifício simultaneamente.

### 2.2.3.2.2 Resposta transversal ao vento incidente

Os mecanismos que geram esforços na direção transversal ao vento são tão complexos, quando comparados aos que geram esforços na direção longitudinal, que ainda não existe um método analítico generalizado disponível para calcular a resposta de edifícios altos na direção transversal ao vento incidente. Em muitos casos, o critério mais importante para o projeto de edifícios altos é a resposta transversal. Isso significa que o recurso disponível mais confiável para determinar esta resposta é a modelagem aeroelástica para ensaios com simulação do vento natural em túnel de vento.

Provavelmente a principal razão para os métodos teóricos de determinação da resposta transversal à ação do vento serem, geralmente, de difícil tratamento, é a existência de vários mecanismos de excitação que são freqüentemente superpostos (AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1980).

Os edifícios altos são corpos rombudos que, quando submetidos à ação do vento, fazem com que as linhas do escoamento se separem, ao invés de seguir o seu contorno. Dependendo de certas condições, a esteira criada a sotavento destes edifícios exhibe vários graus de periodicidade, variando de virtualmente periódica, com uma única freqüência, até totalmente turbulenta. Em cada um desses casos, a qualquer instante, a esteira é assimétrica, como mostra a figura 2.19. A resposta na direção transversal ao vento incidente é devida principalmente a esta assimetria, embora a componente transversal da turbulência atmosférica também possa contribuir para o surgimento de forças nesta direção. (SIMIU E SCANLAN , 1996)

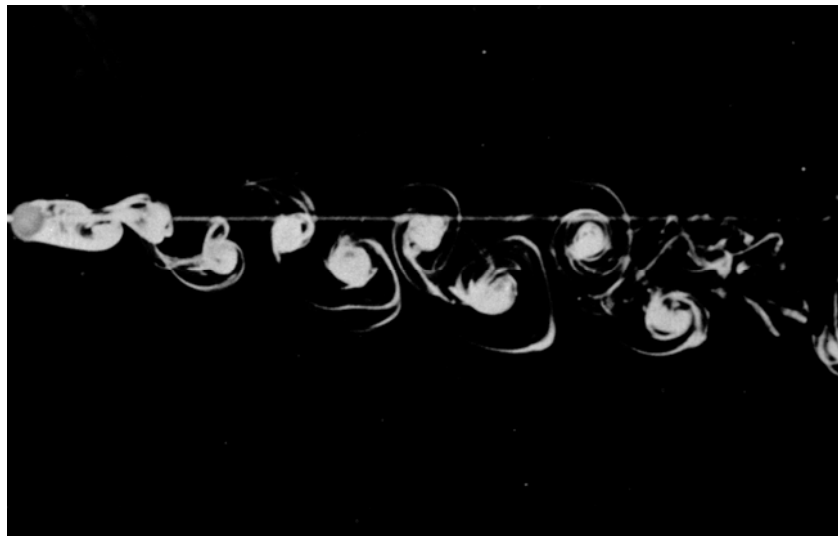


Figura 2.19 – Visualização de vórtices em esteira de corpo rombudo submetido a escoamento em túnel de água.

Para Melbourne (1975, *apud* AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1980) em seu trabalho *Cross Wind Response of Structures to Wind Action*, os mecanismos de excitação das vibrações de edifícios altos na direção transversal ao vento estão associados com o arrasto, a turbulência atmosférica incidente, e o deslocamento transversal à direção do vento. O autor conclui afirmando que o movimento transversal ao vento da maioria, senão de todos os edifícios altos de seção retangular, sob ação de vento forte, é principalmente devido

---

ao desprendimento de vórtices. Apenas quando a seção do prédio é suficientemente longa na direção do escoamento, causando recolamento dos vórtices, é que a turbulência atmosférica incidente torna-se dominante. O galope torna-se dominante em algumas seções apenas para valores muito baixos de frequência reduzida.

Segundo Matsumoto (1986), trabalhos publicados por vários autores, como Davenport, Saunder e Melbourne, Mori, Kareem, Reinhold e Sparks, e Kwok e Melbourne indicam que as características do escoamento, a velocidade do vento, o formato do edifício e suas características aerodinâmicas determinam em conjunto qual dos três mecanismos citados por Melbourne (arrasto, turbulência ou deslocamento transversal) se tornará dominante na formação da resposta transversal ao vento de edifícios altos.

#### 2.2.3.2.3 *Resposta torcional*

Edifícios altos submetidos à ação do vento sofrem momentos torçores quando o ponto de aplicação da resultante instantânea das forças aerodinâmicas não coincide com o centro de massa e/ou com o centro elástico da estrutura. Até mesmo em um prédio simétrico, as forças longitudinais ao vento podem causar momentos torçores, como resultado de forças não correlacionadas agindo transversalmente à largura do edifício. Entretanto, a maior fonte de torque aerodinâmico se deve às assimetrias na força de sustentação induzidas pelo escoamento e à flutuação nas pressões na face de sotavento, causadas pelo desprendimento de vórtices. Qualquer excentricidade entre o centro de massa e o centro de rigidez pode amplificar os efeitos de torção (BALENDRA, 1993).

Para Boggs, Hosoya e Cochran (2000), a torção em edifícios altos se origina das seguintes causas: geometria do edifício, interferência da vizinhança e características dinâmicas da estrutura. Segundo os autores, os engenheiros podem ter pequena influência sobre o primeiro fator, nenhuma sobre o segundo e muita sobre o terceiro.

A torção aerodinâmica ocorre mesmo em prismas de base regular (não redondas) sempre que o ângulo de incidência do vento não for paralelo a um dos eixos de simetria. A figura 2.20, retirada de Boggs, Hosoya e Cochran (2000), mostra esquematicamente as linhas do escoamento e distribuição de pressões em um prisma de base quadrada submetido a um escoamento uniforme. A distribuição positiva de pressões na parede a barlavento é levemente assimétrica, resultando em um pequeno torque no sentido anti-horário. A parede de sotavento



é uma zona de separação do escoamento, e a pressão negativa que ali age é aproximadamente uniforme. Talvez menos óbvio, porém mais importante, é a pressão nas paredes laterais. O escoamento é totalmente descolado da parede localizada na parte superior da figura, a qual é submetida a pressões negativas relativamente uniformes. Na parede localizada na parte inferior da figura ocorre o descolamento do escoamento no canto de barlavento, porém ele eventualmente se religa à superfície do sólido. A pressão na região do descolamento é mais negativa do que na zona em que ocorre o religamento do escoamento, resultando em um torque anti-horário, somando-se ao torque na parede de barlavento.

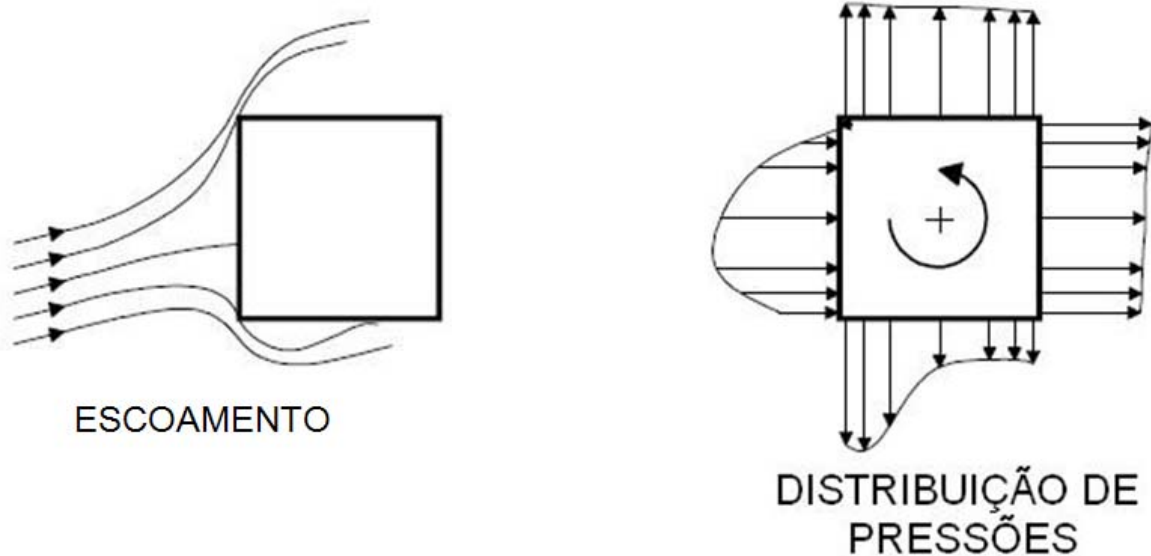


Figura 2.20 - Escoamento inclinado sobre objeto simétrico gerando torção.

Segundo Blessmann (1998), o vento incidindo axial ou quase axialmente em uma edificação profunda provoca sucções elevadas na zona mais de barlavento das paredes laterais e da cobertura. Essas sucções decaem rapidamente na zona mais de sotavento. Para o autor, certos edifícios, de pouca largura, funcionam como verdadeiras asas para ventos incidentes com pequenos ângulos de ataque. O autor cita o exemplo do Edifício Pirelli, de 127m de altura, construído no final da década de 1950, em Milão, Itália, mostrado na figura 2.21, para o qual ensaios de tomadas de pressão em túnel de vento indicaram um nítido “efeito de asa”. A figura 2.22 mostra dois perfis horizontais dos testes de tomadas de pressão do Edifício Pirelli.



Figura 2.21 - Ilustração do Edifício Pirelli (CARPEGGIANI, 2004).

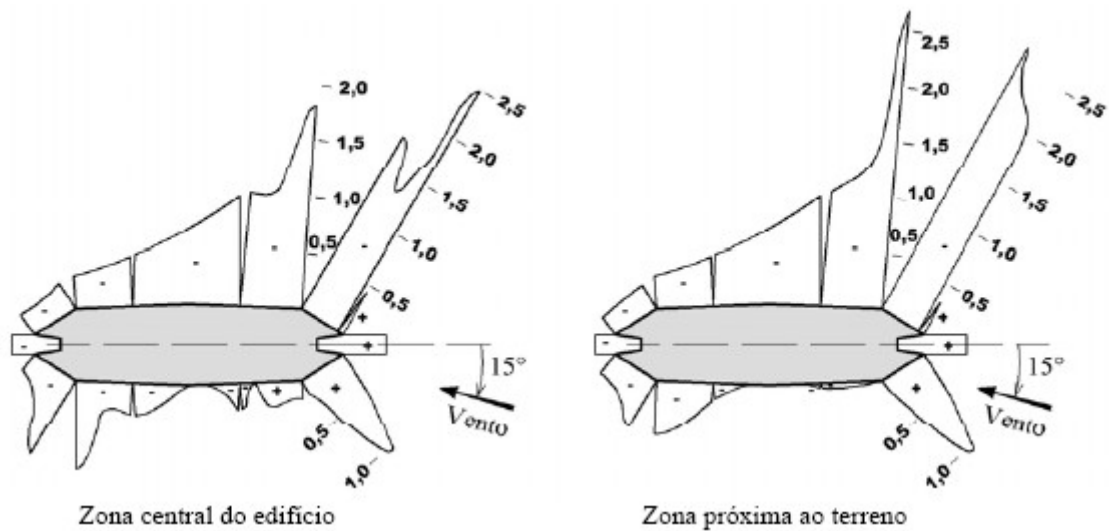


Figura 2.22 - Perfis horizontais de pressão no Edifício Pirelli (BLESSMANN, 1989).

Beneke e Kwok (1993) estudaram a influência do formato dos edifícios na resposta de torção induzida pela ação do vento. Foram testados modelos com quatro seções diferentes: retangular, triangular, em forma de losango e na forma da letra D. Aspectos como densidade e amortecimento foram mantidos constantes. Cada modelo foi ensaiado com variações na

---

velocidade e no ângulo de incidência do vento. Os resultados indicaram que a resposta torcional varia drasticamente com variações na seção do edifício. O modelo de formato triangular apresentou valores para resposta torcional muito superiores aos dos demais modelos, ao passo que os modelos em forma de losango e no formato da letra D apresentaram resultados significativamente menores.

Blessmann e Riera (1985) realizaram um estudo em túnel de vento sobre a interação de dois prismas de base quadrada. Foram investigadas quinze posições relativas entre os prismas, para orientações do vento incidente a cada  $15^\circ$ , sob escoamento turbulento e suave. Os autores observaram que a presença de obstáculos nas proximidades do prédio em estudo faz variar muito os coeficientes aerodinâmicos, podendo gerar incrementos nas pressões, forças e, principalmente, nos momentos torçores.

Zhang, Kwok e Xu (1994) investigaram os efeitos de vizinhança na resposta torcional de um edifício alto de base quadrada. A vizinhança foi simulada com a utilização de modelos de diferentes formas e tamanhos, localizados em diversas posições a barlavento e a sotavento do edifício em estudo. Foi utilizado um suporte aeroelástico para simular de forma constante o modo fundamental de torção. Os autores concluíram que a presença de edificações vizinhas pode aumentar a resposta torcional em até 2,2 vezes, comparando-se com a resposta torcional do prédio isolado. Este aumento foi observado quando a frequência de desprendimento de vórtices de um dos modelos vizinhos entrou em ressonância com a frequência natural do prédio em estudo.

To e Lam (2003) estudaram a interferência causada por cinco edifícios posicionados em fila. As forças e os momentos nos modelos foram medidos com balanças de força em diferentes membros da fila, sob diferentes ângulos de incidência do vento, variando-se a distância entre os modelos. Os resultados mostraram que a vizinhança pode causar reduções ou incrementos nos carregamentos devido ao vento. Os maiores incrementos foram observados nos modelos localizados nas extremidades da fila.

Medições dos efeitos de vizinhança em edifícios altos realizadas por Boggs, Hosoya e Cochran (2000), com o posicionamento de um edifício a barlavento do modelo em estudo, mostraram incrementos de 33% até 100% na excentricidade entre a aplicação da carga imposta pela ação do vento e o centro de rigidez.

No mesmo estudo, os autores verificaram que a resposta dinâmica da estrutura nos modos de flexão afeta duramente a excentricidade máxima para torção. Segundo eles, o torque dinâmico cresce aproximadamente na mesma proporção que o corte dinâmico. Em outras palavras, a existência de uma resposta dinâmica significativa nos modos de flexão agrava os problemas de torção.

Thepmongkorn e Kwok (2002) estudaram os efeitos da excentricidade entre o centro de massa e centro de rigidez de um edifício alto de base retangular nas características da resposta induzida pela ação do vento. Os resultados indicaram efeitos significantes da excentricidade sobre as respostas de torção, longitudinal e transversal ao vento. Os momentos torçores periódicos, criados tanto pelo desprendimento de vórtices como pelo recolamento do escoamento, ou pela excentricidade entre a força de sustentação resultante e o centro de rigidez, foram o mecanismo de excitação pela ação do vento dominante, causando incrementos significantes na resposta torcional do modelo.

## 2.3 Ensaio de edifícios altos em túnel de vento

Basicamente, os ensaios realizados em túnel de vento com modelos em escala reduzida de edifícios altos podem ser divididos em dois grupos: aqueles que visam à determinação dos efeitos do carregamento devido ao vento e aqueles que estudam as alterações no escoamento produzidas pela presença do edifício, visando garantir o conforto de pedestres e a correta dispersão de poluentes.

Por sua vez, os testes feitos para determinar os efeitos do carregamento devido ao vento atuante podem ser divididos em estáticos e aqueles que modelam os efeitos dinâmicos tanto do vento quanto da estrutura. Essa divisão diz respeito à divisão da resposta das estruturas submetidas à ação do vento nas parcelas média e flutuante.

Os testes estáticos geralmente envolvem medidas da distribuição das pressões médias ou das forças médias atuando em modelos submetidos à ação do vento. Deve-se salientar que mesmo medidas médias dependem de características da turbulência do vento incidente, sendo, portanto, necessário simular a turbulência atmosférica. Deste modo são determinados coeficientes de pressão ou força, que serão usados para calcular carregamentos em estruturas reais. Este método, relativamente simples, é satisfatório para muitas estruturas e é recomendado por muitas normas de projeto.

Os testes dinâmicos são necessários quando o carregamento devido à ação do vento na estrutura sofre variações significativas devido à resposta em frequências ressonantes. Conforme Isyumov (1982), no caso de edifícios altos, esbeltos e flexíveis, a parcela dinâmica da resposta da estrutura pode ser amplificada, ou seja, tornar-se ressonante. Isso acontece quando a frequência da excitação coincide com uma das frequências naturais da estrutura. Em situações desse tipo, a componente dinâmica da resposta, ou resposta flutuante, representa tipicamente de 50% a 67% da resposta total (soma das parcelas média e flutuante), tendo, portanto, importância vital em considerações sobre a integridade da estrutura e controle de vibrações. Para que um ensaio dinâmico seja representativo da resposta estrutural, é necessário que se faça uma correta modelagem do perfil de velocidades do vento e das características da turbulência atmosférica, bem como dos modos estruturais que são significativos na resposta e do amortecimento da estrutura.

### 2.3.1 Testes dinâmicos

A resposta de um edifício alto submetido à ação do vento é descrita pela expressão abaixo:

$$m^* \cdot \ddot{\xi} + c^* \cdot \dot{\xi} + k^* \cdot \xi = P^* \quad (2.19)$$

Onde  $m^*$ ,  $c^*$ ,  $k^*$  e  $P^*$  são a massa, o coeficiente de amortecimento, a rigidez e a carga generalizados, respectivamente.  $P^*$  pode ser expressa da seguinte forma:

$$P^* = \sum_i P_i \times \phi_i \quad (2.20)$$

Onde  $P_i$  é o carregamento aerodinâmico atuando no andar  $i$  e  $\phi_i$  é a deflexão modal no andar  $i$ .

Tem-se que as deflexões reais são dadas por:

$$\delta_i = \xi \times \phi_i \quad (2.21)$$

Em geral, o carregamento é dependente da resposta da estrutura, então o carregamento generalizado deve ser escrito  $P^* = P^*(t, \xi, \dot{\xi}, \ddot{\xi})$ . A presença de  $\xi$  do lado direito da equação (2.19) representa a retro-alimentação (*feedback*) aeroelástica.

Destas considerações, percebe-se a importância de se simular, além das características do vento natural, as características dinâmicas da estrutura, de forma a representar corretamente a interação fluido-estrutura. A técnica de modelagem que satisfaz estas condições é chamada de modelagem aeroelástica. Segundo Simiu e Scanlan (1996), a

---

aeroelasticidade estuda o fenômeno no qual as forças aerodinâmicas e movimentos estruturais interagem significativamente.

Segundo Boggs (1992), o modelo aeroelástico é perfeitamente análogo à equação (2.19), e a resposta  $\xi$  pode ser observada diretamente. O carregamento generalizado,  $P^*$ , é simulado, porém geralmente não é medido diretamente.

Ainda segundo Boggs (1992), por razões práticas, muitos pesquisadores têm usado outro tipo de modelagem para medir a resposta dinâmica das estruturas alteadas submetidas à ação do vento. Esses modelos, conhecidos como modelos aerodinâmicos, se baseiam nas técnicas de medições de pressão ou em balanças de força, e permitem medidas diretas do carregamento generalizado,  $P^*$ , mas têm deslocamentos desprezíveis, não representados dentro da escala de comprimento do modelo.

### 2.3.1.1 Modelagem aerodinâmica

A técnica de modelagem aerodinâmica mais utilizada atualmente é a que se baseia na utilização de balanças de força de alta frequência – na casa de centenas de hertz. Esse método foi desenvolvido originalmente pelo *The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory*, na Universidade de Western Ontário no Canadá, e tem sido reproduzido por vários pesquisadores, como Boggs (1992), To e Lam (2003), Holmes, Rofail e Aurelius (2003), Xie e Gu (2004) e Li *et al.* (2006). São utilizados modelos rígidos, leves, com a necessidade de representar apenas a geometria externa do seu protótipo. Segundo *The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory* (2007), são obtidas boas aproximações para o carregamento estático e flutuante devido ao vento nos modos fundamentais de flexão e torção, desde que o amortecimento aerodinâmico possa ser negligenciado. A figura 2.23 mostra a balança aerodinâmica utilizada por Boggs (1992).

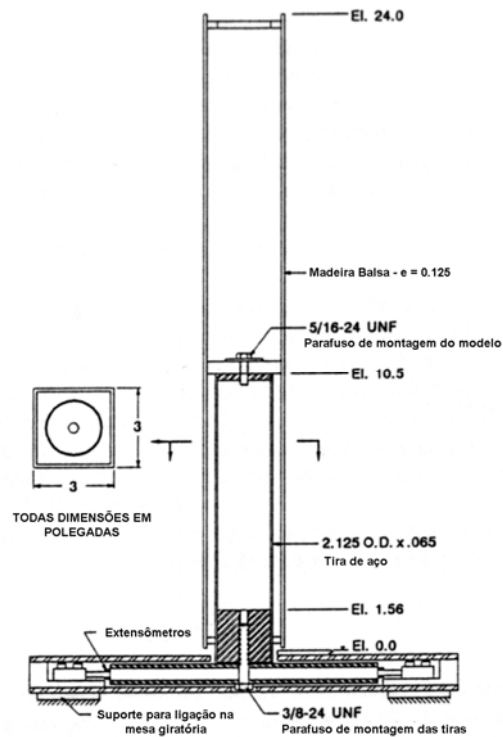


Figura 2.23 - Balança aerodinâmica utilizada por Boggs (1992)

As respostas dinâmicas são obtidas analiticamente para cada modo. Segundo The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory (2007), isso traz a vantagem de o método ter fácil adaptação às mudanças nas propriedades da estrutura mesmo depois dos testes, uma vez que o procedimento analítico pode ser repetido usando os mesmos resultados experimentais que continuam válidos enquanto as características aerodinâmicas do edifício permaneçam as mesmas.

O método se baseia no fato de que a resposta temporal de um sistema elástico pode ser expressa de maneira geral por:

$$R(t) = \bar{R} + g(t)\sigma_R \quad (2.22)$$

Onde:

- $\bar{R}$  - resposta média;
- $\sigma_R$  - valor r.m.s. da resposta flutuante;



- $g(t)$  - fator adimensional dependente do tempo.

Segundo The Boundary Layer Wind Tunnel (2007), a resposta flutuante pode ser obtida através da equação (2.23), abaixo, válida para sistemas pouco amortecidos (estrutura) submetidos a forças randômicas cujo espectro seja razoavelmente regular, como no caso de forças aerodinâmicas.

$$\sigma_R = \frac{\sigma_F}{K} \sqrt{1 + \frac{\pi}{4} \times \frac{1}{\xi_E + \xi_A} \times \frac{f_0 \times S_F(f_0)}{\sigma_F^2}} \quad (2.23)$$

Onde:

- $\sigma_F$  - força flutuante generalizada;
- $K$  - rigidez generalizada, que pode ser determinada a partir da frequência natural e da massa generalizada;
- $\xi_E$  - amortecimento estrutural;
- $\xi_A$  - amortecimento aerodinâmico;
- $S_F(f_0)$  - espectro de potência da força generalizada na frequência natural  $f_0$ .

Ainda de acordo com The Boundary Layer Wind Tunnel (2007), o maior problema na aplicação da equação (2.22) sempre foi a determinação da força flutuante generalizada,  $\sigma_F$ , e do seu espectro de potência normalizado,  $f_0 \times S_F(f_0) / \sigma_F^2$ , dados medidos diretamente pela balança de força.

Outra técnica de modelagem aerodinâmica é a baseada nos modelos para medição de pressões. O método, empregado por Matsuyama, Kanda e Maruta (2003) e Shuguo *et al.* (2004), se baseia na utilização de vários sensores que, distribuídos pelas faces do modelo, realizam medidas instantâneas da pressão devida à ação do vento. Esses dados permitem o cálculo, através de integração, das forças modais atuando em qualquer número de modos de vibração do modelo.

The Boundary Layer Wind Tunnel (2007) aponta como principal vantagem do método da integração de pressões, o fato de que o mesmo modelo pode servir tanto para determinação do carregamento devido ao vento em toda estrutura, como para determinação de pressões localizadas em elementos das fachadas. Outra vantagem citada é a capacidade desta técnica determinar as forças generalizadas para modos tridimensionais não lineares, sem a necessidade de correções, como nas balanças de força de altas frequências, sendo mais econômica e despendendo menos tempo do que nos modelos aeroelásticos com  $n$  graus de liberdade, que serão vistos mais adiante. A principal desvantagem desta técnica é a necessidade de um grande número de sensores, seguida pelo fato de que, assim como as balanças de força de altas frequências, essa técnica não simula a interação fluido-estrutura. Outra limitação está na necessidade de simular todos os detalhes da superfície do edifício, o que pode não ser possível para estruturas com geometrias complexas ou pequenos componentes.

Boggs (1992) relata que, por não simularem a amplificação aeroelástica, os modelos aerodinâmicos não têm a chamada retro-alimentação aeroelástica, ou seja, o  $P^*$ , da equação (2.19), é função apenas do tempo, não dependendo da resposta  $\xi$ . O autor sugere que essa seja a fonte de erros inaceitáveis nos resultados obtidos com esse tipo de modelagem. Para ele, é necessário que se estabeleça um limite no qual essa técnica seja válida. Com este objetivo, Boggs (1992) apresenta resultados de ensaios realizados em túnel de vento de um mesmo modelo com a utilização de uma balança aerodinâmica, já mostrada na figura 2.23, e de um suporte aeroelástico do tipo *stick*, que será visto mais adiante. São mostrados valores para duas taxas de amortecimento, medidas a partir da razão de amortecimento crítico  $\zeta$ . Os dados foram graficados de duas maneiras: primeiro, (a) e (c), como coeficiente de momentos, caso em que os resultados da balança aerodinâmica são independentes da taxa de massa; segundo, (b) e (d), como deslocamento normalizado no topo do modelo, que é a forma mais comum de apresentação de dados na literatura existente. É fácil observar que o erro se torna grande após a velocidade reduzida  $(U/f_0D)$  crítica para desprendimento de vórtices, especialmente para taxas de massa e amortecimento mais baixos. Boggs (1992) sugere, então, que a velocidade crítica para desprendimento de vórtices seja o limite, em velocidades do vento, para o qual a técnica de modelagem aerodinâmica conduz a resultados confiáveis.

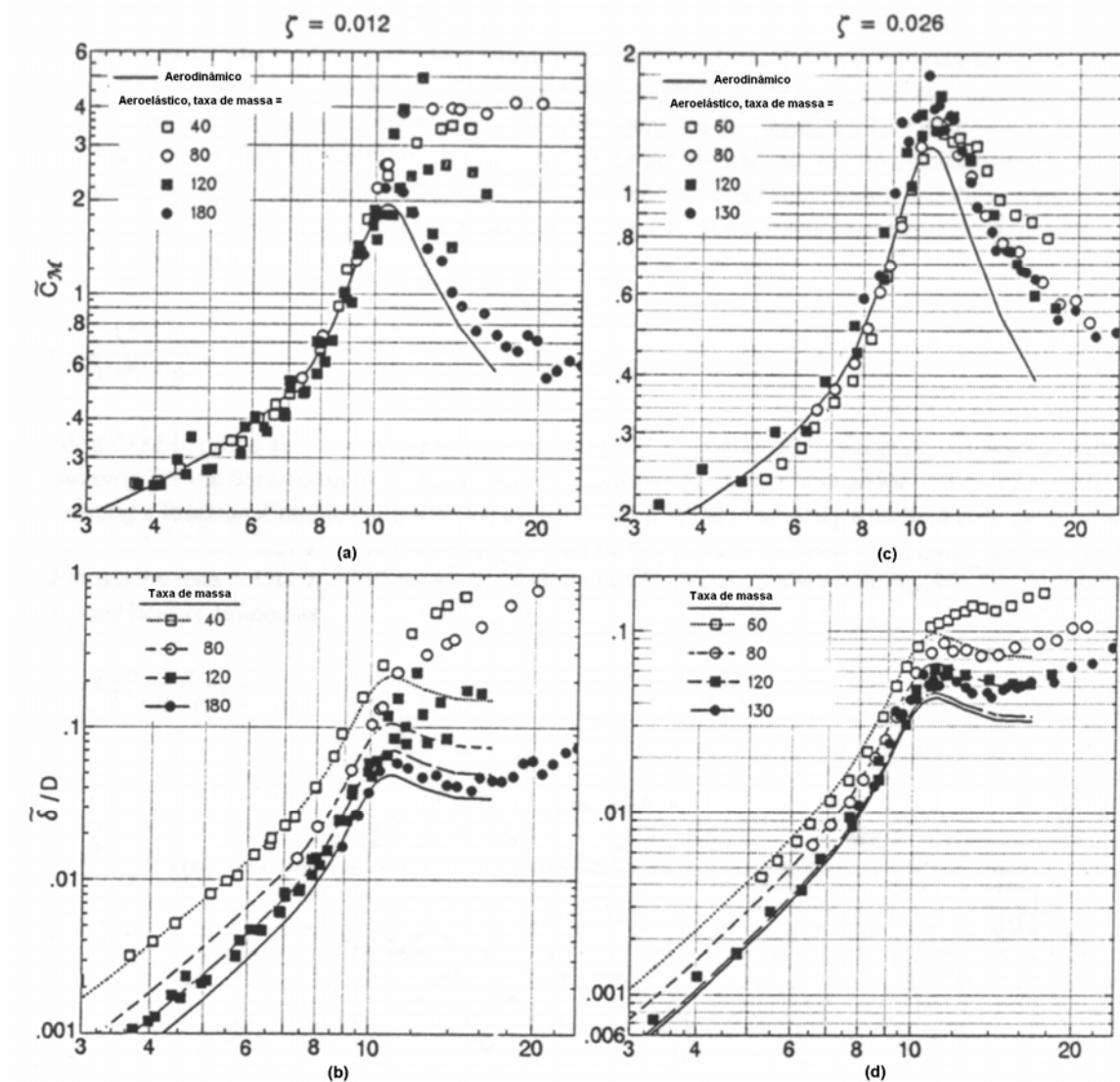


Figura 2.24 - Comparação entre respostas obtidas com modelos aerodinâmicos e aeroelásticos (BOGGS, 1992).

### 2.3.1.2 Modelagem aeroelástica

Segundo American Society of Civil Engineers (1980), o carregamento do vento em uma estrutura só é fielmente reproduzido quando vento e estrutura são completamente modelados, ou seja, a simulação da estrutura pode responder ao carregamento da mesma maneira que o protótipo. Em outra publicação, American Society of Civil Engineers (1987) afirma que a modelagem aeroelástica de estruturas é apropriada para simular propriedades dinâmicas dos modos de vibração que contribuem significativamente para a resposta induzida pelo vento em edifícios altos. Nesta técnica, além de simular o escoamento natural do vento e

a geometria externa da edificação, é necessário reproduzir rigidez, inércia e o amortecimento da estrutura.

Afortunadamente, segundo The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory (2007), a ação do vento em edifícios altos fica restrita aos modos fundamentais de vibração de flexão (longitudinal e transversal ao vento incidente) e torção, o que permite que sejam usados modelos dinamicamente mais simples no seu estudo. Compartilhando esta opinião, Kareem (1982) afirma que, em geral, os modos de vibração mais altos têm contribuições pequenas à resposta total de estruturas alteadas.

Segundo Cheong *et al.* (1992) os edifícios altos são, geralmente, compostos de paredes e de uma malha estrutural, formada por vigas e pilares. Sob ação de carregamento lateral, as paredes se deformam em modo de flexão, enquanto a malha estrutural se deforma em um modo de corte. Quando as paredes e a malha estrutural trabalham em conjunto, unidas por lajes rígidas, o edifício, como um todo, deforma-se em um modo de flexo-corte, que, segundo American Society of Civil Engineers (1980), pode ser aproximado por uma linha reta. Isso permite uma simplificação maior ainda nos modelos usados para determinar o comportamento dinâmico dos edifícios altos submetidos à ação do vento. A figura 2.25, retirada de Carpeggiani (2004), ilustra a deformação de um edifício alto submetido a cargas laterais:

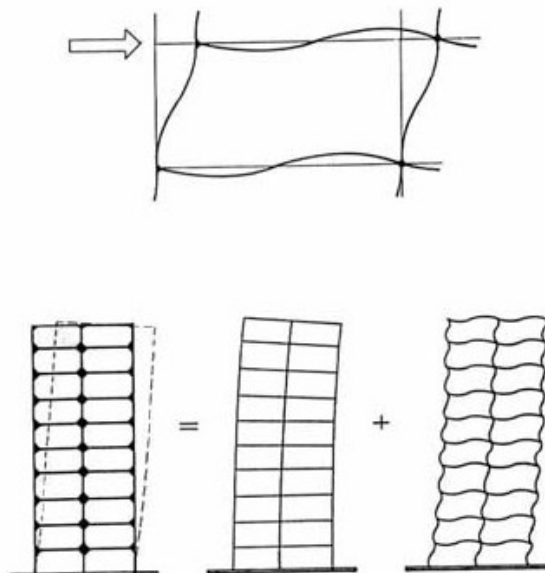


Figura 2.25 - Deformação de um edifício alto devido a cargas laterais (CARPEGGIANI, 2004).

---

Isyumov (1982) relata que existem extensos estudos de critérios de semelhança para estudos aeroelásticos em túnel de vento que podem ser encontrados na literatura, e cita os seguintes como principais:

- semelhança das características médias e turbulentas do escoamento;
- semelhança geométrica da estrutura em uma escala consistente com a escala de comprimento do vento natural, incluindo a espessura da camada limite e as escalas integrais da turbulência atmosférica;
- semelhança das forças aerodinâmicas alcançada mantendo-se um número de Reynolds mínimo para estruturas com cantos vivos e levando em consideração diferenças relacionadas do número de Reynolds para formas arredondadas;
- semelhança das forças de inércia e características de rigidez;
- semelhança das forças de amortecimento.

Para Isyumov (1982), a representação em escala do número de Froude é uma consideração dispensável para edifícios altos em geral, nos quais a rigidez depende predominantemente de forças elásticas, uma vez que a modelagem aeroelástica reproduz apenas o comportamento estrutural elástico. Normalmente, em casos em que se deseja saber a máxima capacidade devido à falha do material, instabilidade ou fadiga, as informações obtidas sobre o comportamento elástico são extrapoladas, analiticamente ou através de métodos numéricos.

Segundo American Society of Civil Engineers (1987), os modelos aeroelásticos, que devem representar as estruturas totalmente ou em parte, são classificados em três categorias:

- Réplicas;
- Modelos seccionais;
- Modelos equivalentes.

Réplicas são modelos que reproduzem em escala todas as dimensões e formas geométricas, bem como as propriedades dos materiais. Daí resulta a completa reprodução em escala das características dinâmicas do protótipo. Esse tipo de modelagem é mais

recomendado para estruturas que têm suas propriedades elásticas concentradas ao longo da geometria exterior, como é o caso de estruturas tubulares, chaminés, torres de comunicação, entre outras. Esta é a técnica de modelagem aeroelástica com a qual se consegue a melhor simulação do protótipo, porém o alto nível de detalhamento necessário para construção dos modelos faz com que ela seja, também, a mais trabalhosa e, conseqüentemente, a mais dispendiosa. Na figura 2.26 é mostrado um modelo equivalente de um edifício alto do tipo réplica, construído no Laboratório de Aerodinâmica das Construções da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

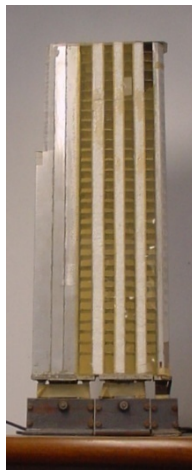


Figura 2.26 - Modelo do tipo réplica.

Já os modelos seccionais são partes ou seções rígidas de estruturas montadas dinamicamente para avaliar forças do vento atuando sobre estruturas esbeltas, como cabos, torres, pontes, chaminés, e outras estruturas para as quais se pode considerar o vento como um escoamento bidimensional. Devido ao fato de representar apenas parte da estrutura, essa técnica permite o uso de fatores de escala de comprimento grandes, da ordem de 1:10 a 1:100. Na figura 2.27 são mostrados modelos seccionais de uma torre de transmissão de energia (a) e de uma ponte (b), também construídos no LAC/UFRGS.



(a)

(b)

Figura 2.27 - Modelos seccionais de (a) uma torre de transmissão e de (b) uma ponte.

Os chamados modelos equivalentes, por sua vez, se valem de alguma analogia mecânica para representar as características dinâmicas do protótipo. Geralmente, os modelos aeroelásticos equivalentes são compostos de uma “casca” rígida que representa a geometria do protótipo em escala, o que garante, juntamente com a correta representação do vento natural, a correta representação das forças aerodinâmicas, e de um sistema mecânico que simula as características de rigidez e amortecimento. Essa técnica traz bons resultados em estruturas nas quais os modos flexionais, torcional ou axial têm efeito predominante. É possível representar também estruturas que oscilem em modos de vibração elevados, reproduzindo a estrutura através de um sistema discreto no qual massa, rigidez e amortecimento são concentrados em determinadas posições. A figura 2.28 mostra um modelo equivalente de edifício alto com 2 graus de liberdade utilizado por Oliveira (2003).

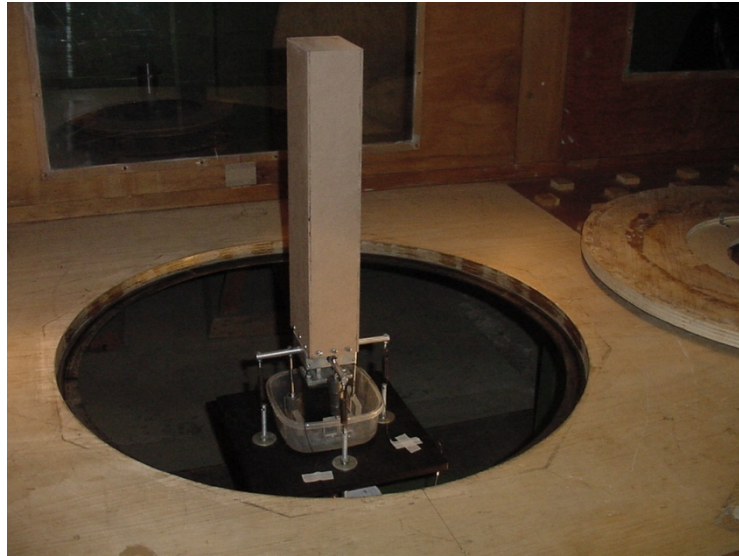


Figura 2.28 - Modelo do tipo equivalente.

#### 2.3.1.2.1 Técnicas de modelagem aeroelástica equivalente já desenvolvidas

Segundo Isyumov (1982), os chamados *stick models* foram o primeiro tipo de modelo aeroelástico a ser utilizado em ensaios em túnel de vento. Essa técnica se baseia no uso de modelos rígidos, que são fixados, em uma cota próxima da base, a um mecanismo que promove movimentos de rotação em uma ou duas direções ortogonais entre si, simulando os modos fundamentais de vibração em flexão. No caso particular do suporte mostrado na figura 2.29, desenvolvido no *The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory*, da Universidade de Western Ontário, no Canadá, o mecanismo consiste, basicamente, em haste rígida (daí o nome *stick*) instalada em uma rótula que permite movimentos em duas direções. Esses movimentos são restringidos por molas de tração, instaladas ligando a haste a um componente fixo, deste modo reproduzindo a rigidez do prédio. O amortecimento da estrutura é simulado com a utilização de um ímã eletro-magnético localizado no extremo inferior da haste. Um lastro de massa permite a regulagem da inércia do modelo, através da mudança do peso ou do deslocamento da massa ao longo da haste. Transdutores de força instalados nos pontos de fixação das molas permitem determinar o momento fletor na base do modelo. Os modelos são fixados à haste em uma cota selecionada para permitir o melhor ajuste entre os modos de vibração do modelo e do protótipo.



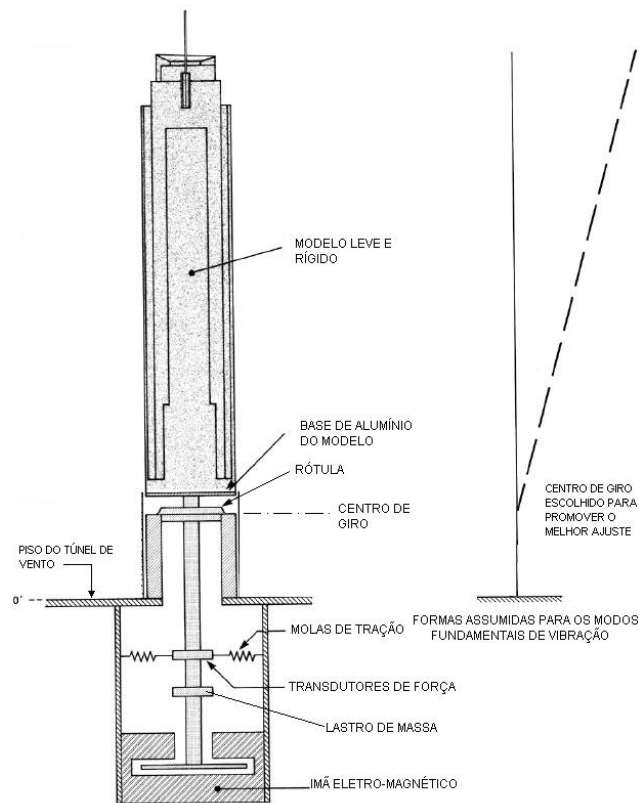


Figura 2.29 - *Stick model* desenvolvido no *The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory*.

Este tipo de modelo é - com algumas variações no mecanismo de suporte - tradicionalmente utilizado em estudos de edifícios altos e esbeltos, para os quais a resposta induzida pela ação do vento se dá principalmente nos dois modos fundamentais de vibração, sendo os modos mais altos de vibração e os efeitos de torção induzidos pela ação do vento julgados considerações secundárias. Para Isyumov (1982), o fato de serem capazes de simular apenas os dois modos fundamentais de vibração em flexão é a principal desvantagem dos *stick models*. A técnica admite, ainda, que os modos são lineares, e ajustes podem ser necessários se houverem diferenças entre os modos do modelo e do protótipo. Outra desvantagem deste tipo de modelo é a incapacidade de informar a distribuição do carregamento ao longo da altura do modelo.

Segundo Zhou e Kareem (2003), a inconsistência resultante da diferença nos modos de vibração do modelo e do edifício real tem sido tratada de duas formas distintas. A primeira, proposta por Isyumov (1982), utiliza uma linha reta como aproximação para o modo de vibração do modelo, englobando a maior parte do modo de vibração real através do ajuste do centro de giro do modelo. Alternativamente, a segunda forma compreende procedimentos

analíticos que podem ser usados para ajustar as observações dos testes dos modelos rígidos a modos não lineares. Os autores citam trabalhos publicados com este foco por Vickery, Kareem, Holmes, Boggs, Xu, Kijewki e Kareem, e Zhou. A figura 2.30, retirada de Zhou e Kareem (2003), mostra uma comparação entre o modo de vibração da estrutura real e os modos obtidos experimentalmente com modelos do tipo *stick* por Zhou e Kareem (2003), com centro de giro na base, por Isyumov (1982), com o centro de giro deslocado para cima, e por Boggs (1992), com o centro de giro deslocado para baixo (por motivos inerentes ao projeto do suporte). A solução adotada por Isyumov (1982) é claramente a de melhor ajuste, e é a recomendada pela American Society of Civil Engineers (1999, *apud* ZHOU e KAREEM 2003).

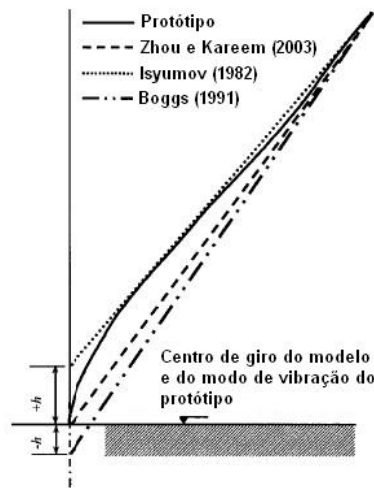


Figura 2.30 - Ajuste do modo de vibração com a utilização de modelos rígidos.

Para Isyumov (1982), a principal vantagem dos modelos aeroelásticos do tipo *stick* é a sua simplicidade. As necessidades, tanto para projeto quanto para construção dos modelos são bastante modestas, gerando grande economia de tempo e de dinheiro. Outra vantagem citada é a facilidade que os mecanismos de suporte oferecem para regular massa, rigidez e amortecimento dos modelos.

A simulação da massa dos modelos do tipo *stick*, e de todas as demais técnicas que serão vistas a seguir que utilizam modelos rígidos que giram em torno da base, ou de um ponto escolhido de modo a promover o melhor ajuste linear da forma modal, pode ser feita de várias maneiras (AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1987). A publicação indica que se a densidade do ar no modelo e no edifício real é a mesma, então, para manter

---

uma relação constante das forças de inércia, a densidade da estrutura também deveria ser a mesma no modelo e no edifício real. Na seqüência, o trabalho adiciona que geralmente não é necessário manter a exata densidade em todos os pontos do modelo, desde que a distribuição de massa que afeta os modos de vibração esteja corretamente simulada. Para estruturas lineares, como é o caso de edifícios altos, pode-se, geralmente, substituir a simulação da distribuição de massa pela correta representação do momento de inércia de massa em torno de qualquer eixo em torno do qual ocorra rotação. Então, nas técnicas que utilizam modelos rígidos que sofrem movimentos de rotação, a simulação da massa é feita através da modelagem do momento de inércia de massa, o que pode ser considerado bastante simples.

Provavelmente os modelos aeroelásticos do tipo *stick* sejam a técnica de modelagem aeroelástica mais difundida pelos centros de estudo de aerodinâmica de estruturas civis. Já em 1975, no *The Boudary Layer Wind Tunnel Laboratory*, da Universidade de Western Ontário, no Canadá, Isyumov *et al.* (1975) utilizaram um *stick model*, de um grau de liberdade, na determinação da resposta dinâmica à ação do vento do edifício do *The First National City Corporation*, construído na ilha de Manhattan, em Nova Iorque.

Van Koten e Speet (1997) utilizaram um modelo do tipo *stick* no estudo da resposta dinâmica transversal ao vento incidente em chaminés. Os resultados obtidos em testes realizados no túnel de vento da *Technical University*, em Delft, Holanda, foram comparados com os valores obtidos a partir da aplicação dos métodos descritos no *CICIND Model Core* e da teoria linear usada na norma DIN 4133, do *EURO CODE*. Houve boa concordância entre resultados experimentais com os determinados pela aplicação do *CICIND Model Core*, ao passo que os resultados obtidos a partir da aplicação da DIN 4133 divergiram dos valores experimentais.

Trein (2005) utilizou um suporte para modelos aeroelásticos do tipo *stick* com 1 grau de liberdade em um estudo das respostas flutuantes longitudinal e transversal ao vento incidente do *CAARC Standard Tall Building*. Os resultados experimentais, obtidos em ensaios na Universidade Federal do Rio Grande do Sul, foram comparados com os publicados por outros autores e com os determinados com a utilização da norma canadense NBCC-85 e da norma brasileira NBR-6123. O autor concluiu que a norma canadense NBCC-85 fornece valores superestimados para a resposta dinâmica, já os valores determinados pela norma brasileira NBR-6123 mostraram-se próximos aos resultados experimentais.

Os modelos aeroelásticos do tipo *stick* também têm sido utilizados por muitos pesquisadores em trabalhos que visam avaliar o desempenho de ADS (atenuadores dinâmicos sincronizados) na supressão da resposta dinâmica de edifícios altos submetidos à ação do vento: Xu, Kwok e Samali (1992a) e Facioni, Kwok e Samali (1995), por exemplo, utilizaram modelos aeroelásticos do tipo *stick* com 1 grau de liberdade em testes realizados na Universidade de Sidney, Austrália; Marukawa *et al.* (1996) e Chang e Gu (1999) utilizaram suportes de 2 graus de liberdade em testes realizados no Japão e na Universidade de Tongji, na China, respectivamente; Gerges e Vickery (2003) utilizaram um suporte para modelos do tipo *stick* com 1 grau de liberdade que se diferencia dos demais por substituir as molas de tração por chapas de alumínio na simulação da rigidez do prédio. A figura 2.31 mostra o suporte utilizado por Gerges e Vickery (2003).

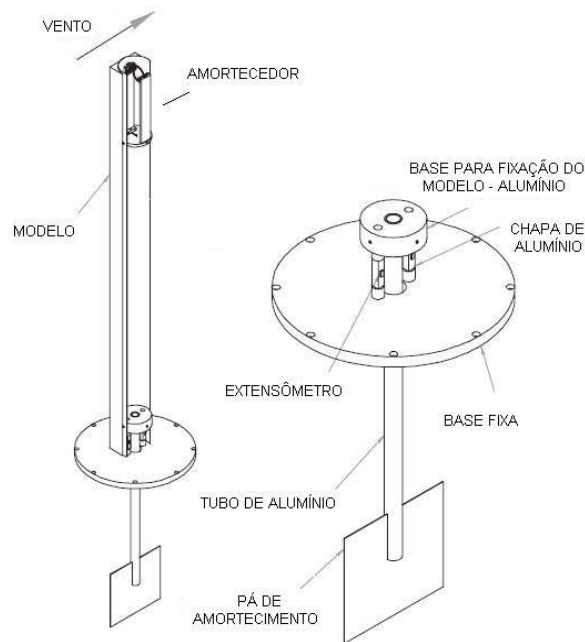


Figura 2.31 - Suporte para modelos aeroelásticos do tipo *stick* desenvolvido por Gerges e Vickery (2003).

Xu, Kwok e Samali (1992b) apresentaram um suporte para ensaios de modelos aeroelásticos de estruturas alteadas com um grau de liberdade que simula o primeiro modo de torção, aproximado de forma constante. O princípio do projeto do suporte é o mesmo dos suportes para modelos aeroelásticos do tipo *stick*. O modelo do prédio, rígido, é fixado em uma barra de alumínio que é montada em dois mancais, desta maneira mantendo a magnitude constante no formato do modo. O modelo é restringido mais além por uma tira flexível de aço

e quatro molas helicoidais, que provêm ao conjunto a rigidez torcional necessária. Uma ponte de extensômetros presa à tira flexível de aço é utilizada para dar uma indicação do ângulo de torção induzido pelo vento e do torque na base. Dois potes com óleo, nos quais são imersas hastes, foram projetados para simular o amortecimento do movimento de torção, enquanto dois lastros de pesos ajustáveis são usados para atingir a correta escala de inércia. O modelo foi ensaiado na Universidade de Sidney, Austrália, e os resultados obtidos foram comparados com valores empíricos sugeridos por Greig e Isyumov (1987, *apud* XU, KWOK e SAMALI, 1992b). Os autores concluíram que os valores obtidos no ensaio para o máximo torque médio estavam coerentes com os indicados, já no caso do máximo torque dinâmico havia algumas diferenças, mesmo após correções na forma modal terem sido consideradas. A figura 2.32, abaixo, mostra uma representação esquemática deste mecanismo:

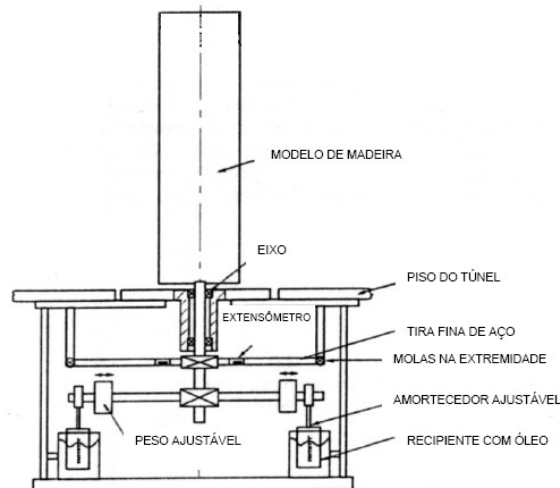


Figura 2.32 - Modelo aeroelástico de um grau de liberdade para simulação de torção proposto por Xu, Kwok e Samali (1992b).

Kawai (1993) estudou as características das vibrações induzidas por desprendimento de vórtices, do galope e do drapejamento torcional em edifícios altos de seção retangular, submetidos a escoamentos suaves e turbulentos. Nesta análise, desenvolvida no túnel de vento da Universidade Tokyo Denki, em Tóquio, no Japão, foi utilizado um suporte que em uma configuração tem 2 graus de liberdade, simulando linearmente os modos fundamentais de vibração livre em flexão, e em outra configuração tem um grau de liberdade, simulando o modo fundamental de torção, considerado constante ao longo da altura do modelo. Este suporte em muito lembra os suportes para modelos aeroelásticos do tipo *stick*. Kawai (1993) descreve o aparato utilizado em sua pesquisa da seguinte forma: o modelo é preso à haste

suspensa pelas molas de torção que são conectadas às rotulas que giram na direção do vento e transversalmente a este. Quando o modelo vibra nas direções longitudinal e transversal ao vento incidente fica com o mecanismo simulador de torção travado, e vice-versa. Os amortecimentos estruturais nos modos de flexão e torção são ajustados mudando a viscosidade do óleo no qual fica imerso um disco que é preso à haste vertical. A figura 2.33, a seguir mostra o equipamento desenvolvido por Kawai (1993):

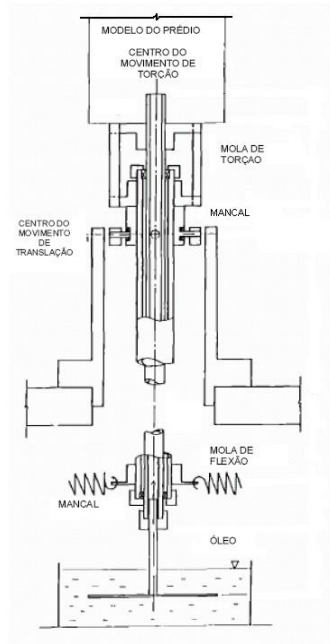


Figura 2.33 - Suporte para modelos aeroelásticos utilizado por Kawai (1993).

Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) criaram, na Universidade de Sidney, na Austrália, um suporte para ensaios de modelos aeroelásticos do tipo equivalente de estruturas alteadas com dois graus de liberdade, que foi denominado *Base Hinge Aeroelastic* (BHA). Como mostrado na figura 2.34, ABCD e KLMN são duas estruturas perpendiculares e rigidamente conectadas entre si no ponto O. Existem elementos flexíveis, 1-2, 3-4, 5-6 e 7-8, dos quais 1-2 e 3-4 são especialmente projetados para examinar o momento  $M_{y-y}$ , e os elementos flexíveis 5-6 e 7-8 são projetados para examinar o momento  $M_{x-x}$ . A base do modelo rígido do prédio a ser ensaiado é presa ao BHA nos pontos Q e S. A instrumentação é feita com extensômetros, fixados aos elementos flexíveis, e ligados a amplificadores dinâmicos e filtros, para maximizar o sinal e minimizar o ruído elétrico. A interação dos movimentos perpendiculares do BHA é dada pelos autores como sendo menos de 2%.

Segundo os autores, o BHA tem todas as vantagens dos suportes aeroelásticos para modelos do tipo *stick*, em termos da simplicidade dos modelos e da facilidade de ajustar massa, rigidez, amortecimento estrutural e a geometria do modelo do prédio. A validade dos resultados determinados com a utilização do BHA foi verificada através da comparação das respostas obtidas com a sua utilização em ensaios em túnel de vento de um modelo do *CAARC Standard Tall Building* com os resultados obtidos pelos mesmos pesquisadores com a utilização de um suporte para modelos do tipo *stick*, e com os valores de resposta obtidos para o mesmo modelo por Xu (1991 *apud* THEPMONGKORN, KWOK e LAKSHMANAN, 1999), em ensaios realizados para sua tese de doutorado, e com os valores publicados por Melbourne (1980), em um trabalho no qual foram confrontados resultados de medidas de pressão estática nas fachadas e de ensaios dinâmicos obtidos por seis diferentes laboratórios de aerodinâmica de construções civis, também com a utilização de modelos do *CAARC Standard Tall Building*.

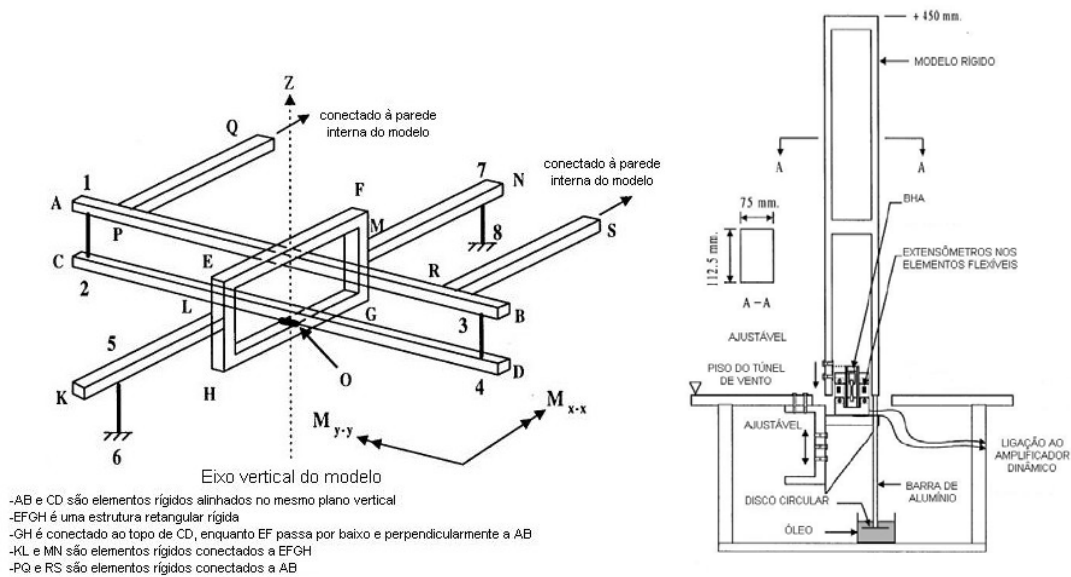


Figura 2.34 - Suporte para ensaios de modelos aeroelásticos BHA.

Oliveira (2003) desenvolveu, na Universidade Federal do Rio Grande do Sul, um suporte para ensaios de modelos aeroelásticos de estruturas alteadas com dois graus de liberdade, capaz de simular, linearmente, os modos fundamentais de vibração em flexão. O mecanismo, mostrado na figura 2.35, foi construído em alumínio e pode ser resumidamente descrito como dois eixos perpendiculares entre si, que giram independentemente em torno de um mesmo ponto, com possibilidade de regular inércia, rigidez rotacional e amortecimento,

para cada eixo individualmente. A rigidez dos prédios é simulada por molas de tração localizadas nas pontas dos eixos, o amortecimento estrutural é atingido através de hastes conectadas aos eixos e imersas em um fluido de viscosidade adequada, e o momento de inércia de massa pode ser regulado com a utilização de um lastro de massas. A instrumentação utilizada no trabalho permitiu apenas a determinação da parcela flutuante das respostas longitudinal e transversal ao vento incidente. Os resultados de ensaios realizados em túnel de vento com um modelo em escala reduzida do *CAARC Standard Tall Building* foram comparados com os resultados publicados no trabalho de Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), a partir do que o autor considerou que a técnica proposta conduzia a resultados confiáveis.

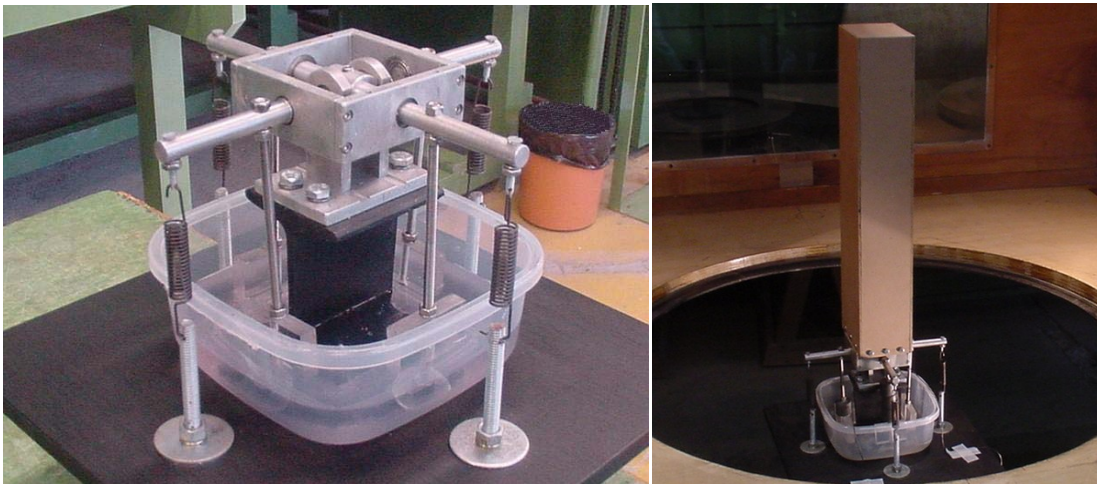


Figura 2.35 - Suporte para ensaios de modelos aeroelásticos de estruturas alteadas proposto por Oliveira (2003).

Zhou e Kareem (2003) e Melbourne (2003) mostram o esquema de um suporte para modelos aeroelásticos do tipo *stick* com um mecanismo de simulação de torção implementado, capaz de simular, portanto, além dos dois modos fundamentais de vibração livre em flexão, o primeiro modo de vibração em torção. Os dois modos de flexão são simulados linearmente, ao passo que o modo de torção é simulado de forma constante, necessitando, segundo os autores, de correções na forma modal. Nestes trabalhos não são apresentados resultados com a utilização deste equipamento, mas o desenho esquemático mostrado na figura 2.36 permite identificar que as molas responsáveis pela modelagem da rigidez à flexão também são solicitadas em movimentos de torção, e, por isso, acabam incrementando, indesejavelmente, a rigidez torcional.



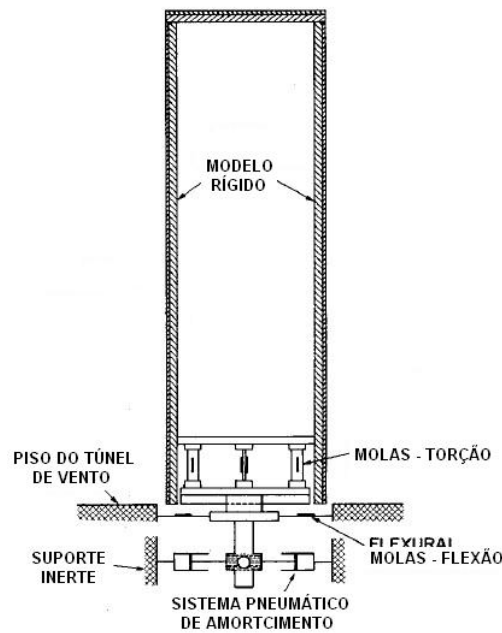


Figura 2.36 - Suporte para modelos aeroelásticos com 3 GDL proposto por Zhou e Kareem (2003) e Melbourne (2003).

Nos casos de edifícios com estruturas mais complexas, nos quais os efeitos de torção têm grande importância, e os modos mais altos de vibração contribuem de maneira significativa para as respostas da estrutura, os modelos aeroelásticos com  $n$  graus de liberdade aparecem como uma opção confiável para determinação do comportamento dinâmico induzido pela ação do vento. The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory (2007) descreve este tipo de modelo como um sistema discreto composto por diversas massas concentradas, no qual cada massa tem dois graus de liberdade de translação e um grau de liberdade de torção. A figura 2.37 mostra uma representação esquemática de um modelo aeroelástico de edifício alto com 12 graus de liberdade construído no *The Boundary Layer Wind Tunnel Laboratory*, na Universidade de Western Ontário, no Canadá. Nesta representação as massas consistem em diafragmas rígidos ou flexíveis, feitos de alumínio ou magnésio. Os diafragmas (ou pisos) são conectados por colunas de alumínio que provêm a rigidez necessária para flexão e torção. O amortecimento estrutural é simulado adicionando-se tiras de espuma entre os pisos. Essas tiras não contribuem para a rigidez, enquanto dissipam energia das vibrações. A geometria externa do prédio é simulada por seções de madeira balsa (extremamente leve) presas a cada piso, envolvendo o sistema mecânico de maneira que a “casca” de um piso não entre em contato com a “casca” dos pisos adjacentes.

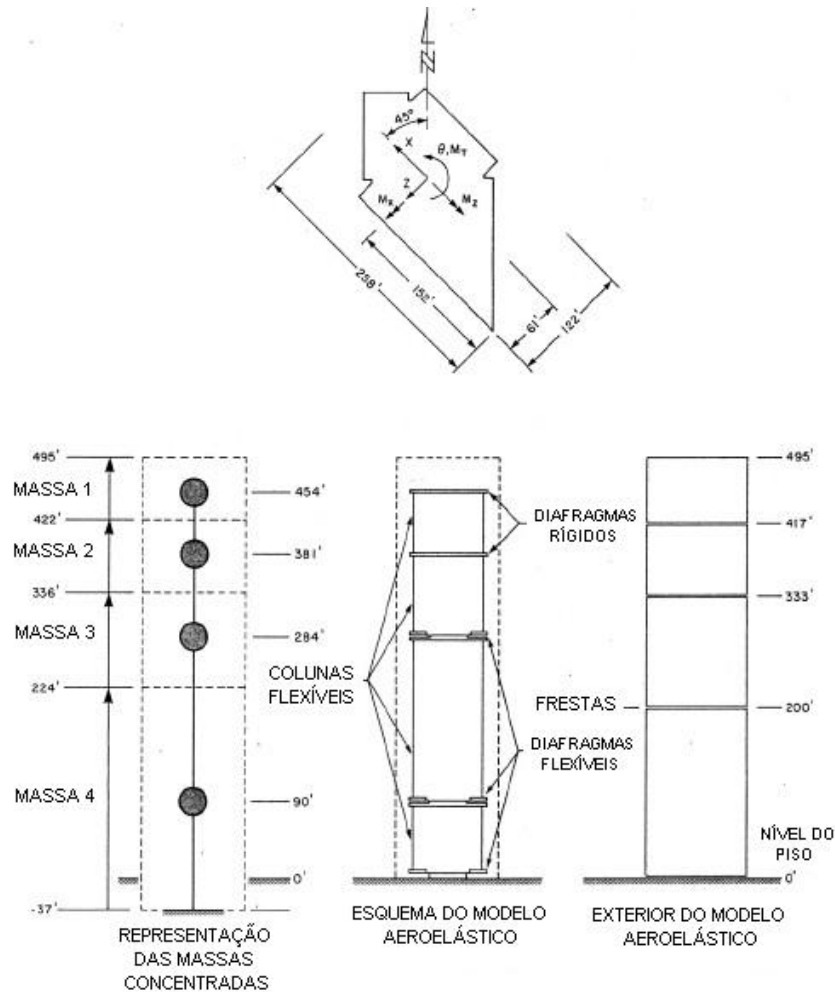


Figura 2.37 - Modelo com  $n$  graus de liberdade

Isyumov (1982) comenta que no estudo dinâmico do projeto Sears, considerado de complexidade não usual, realizado por ele, Davenport e Jandali, em 1971, foram utilizadas mais de 7 massas concentradas, ao passo que apenas 3 massas foram consideradas suficientes no estudo de um prédio de altura intermediária, realizado por Surry, Kitchen e Davenport, em 1977. Para Isyumov (1982), a resposta de flexão em edifícios altos é dada, em geral, predominantemente nos modos fundamentais de vibração em flexão, e a inclusão de modos mais altos em simulações com  $n$  graus de liberdade resulta, apenas, em aperfeiçoamentos marginais. Cheong *et al.* (1992), em um estudo que utilizou um modelo aeroelástico com 12 graus de liberdade para determinação da distribuição do carregamento devido ao vento ao longo da altura de edifícios altos e esbeltos, chegou a uma conclusão semelhante: se tivesse utilizado um modelo rígido, simulando apenas os modos fundamentais de vibração em flexão, a resposta não sofreria alterações significativas. A figura 2.38 mostra uma comparação feita por Isyumov (1982) entre as respostas longitudinal e transversal ao vento incidente de um

edifício alto, determinadas com a utilização de um modelo aeroelástico com 21 graus de liberdade, e de um modelo aerolástico do tipo *stick* com dois graus de liberdade. Pode ser observada uma excelente concordância entre os resultados obtidos pelas duas técnicas para a resposta longitudinal ao vento incidente. Isso suporta a tese da predominância dos modos fundamentais de vibração nas repostas translacionais. O autor atribui as diferenças existentes entre os resultados obtidos para a resposta transversal ao vento a pequenas variações entre os valores de amortecimento atingidos pelas duas técnicas durante os ensaios.

Então, pode-se citar como principal vantagem dos modelos aeroelásticos com  $n$  graus de liberdade a capacidade de simular o comportamento de estruturas mais complexas, gerando resultados confiáveis. Já a maior desvantagem desta técnica é a grande complexidade de projeto e construção dos modelos, bem como da instrumentação e calibragem destes, o que inevitavelmente eleva o custo dos ensaios. Segundo Isyumov (1982), este tipo de simulação não provê convenientemente informações sobre a distribuição do carregamento médio devido ao vento.

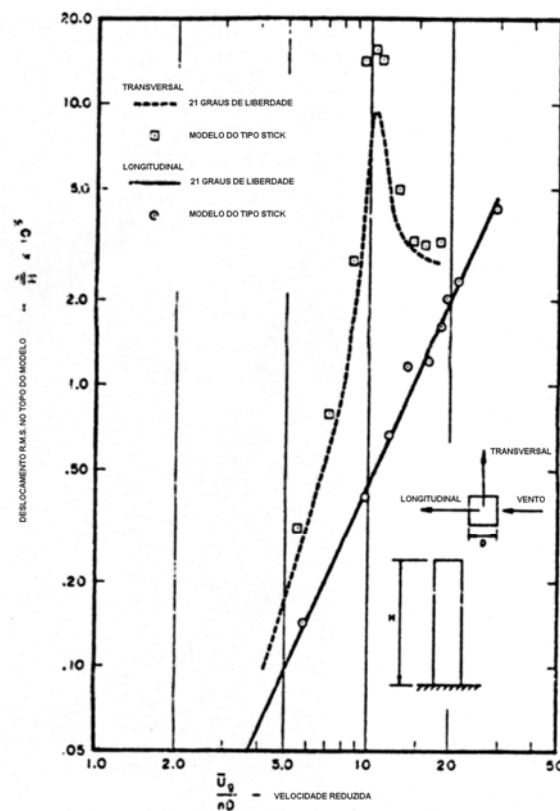


Figura 2.38 - Comparação entre as respostas de um edifício alto à ação do vento com a utilização de um modelo de 21 graus de liberdade e outro do tipo *stick* – Isyumov (1982)

### 3 Balança dinâmica de 3 graus de liberdade

O equipamento desenvolvido neste trabalho consiste em um sistema mecânico com três graus de liberdade – rotação de três eixos ortogonais entre si em torno de um mesmo ponto -, construído em aço inox e liga de alumínio *ALCAST*. O mecanismo possibilita a regulagem do momento de inércia de massa, da rigidez rotacional e do amortecimento estrutural de cada um dos três movimentos. A figura 3.1 mostra uma perspectiva do sistema denominado balança dinâmica de três graus de liberdade (BD3GDL):

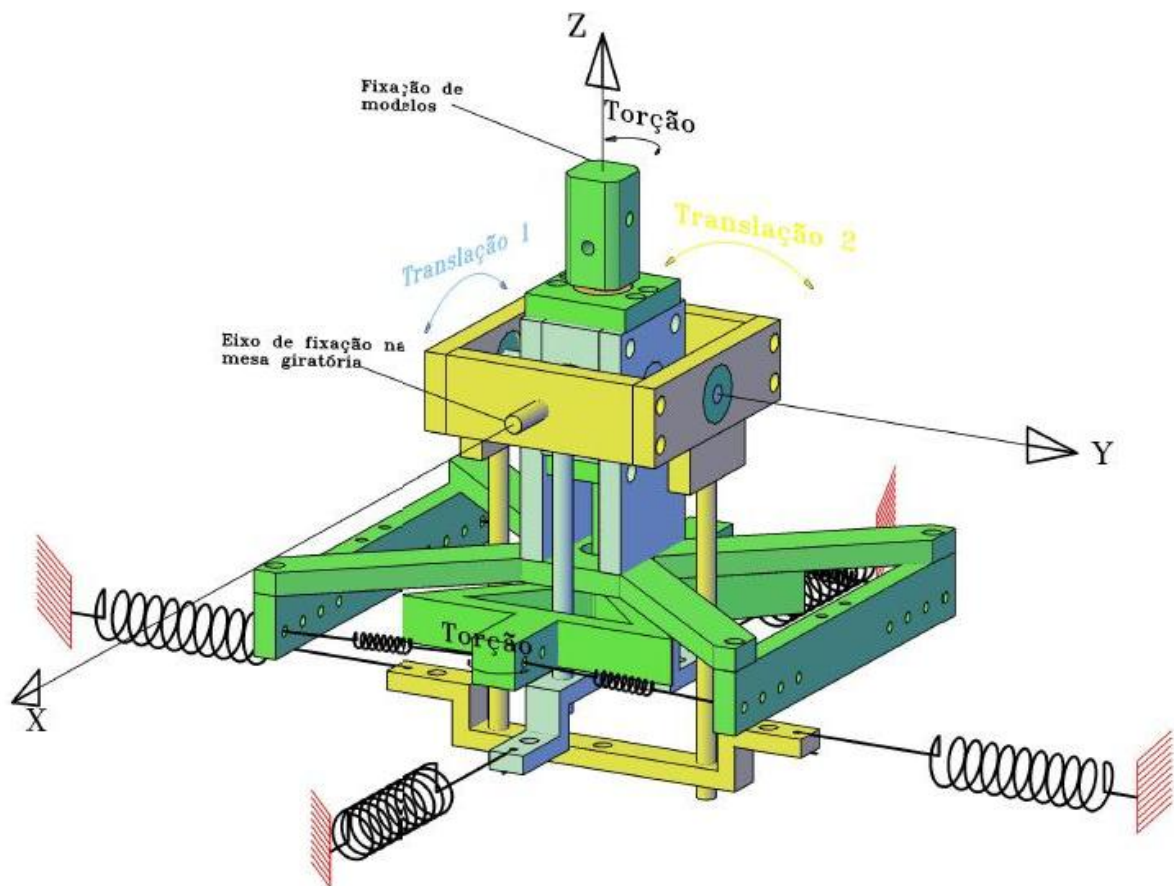


Figura 3.1 – Perspectiva da balança dinâmica de 3 graus de liberdade para ensaios de modelos aeroelásticos em túnel de vento.

Como pode ser observado no esquema da figura 3.1, na parte mais externa do mecanismo existe um conjunto de peças na cor amarela. Este conjunto compreende um prisma de base quadrada feito em aço inox, com 22mm de altura, lado igual a 69mm e 6,35mm de espessura, cujas faces paralelas ao eixo X têm engastadas em suas partes

inferiores duas hastes cilíndricas de inox com 5mm de diâmetro e 101,40mm de comprimento (uma em cada face), que, por sua vez, em sua outra extremidade são fixadas a uma peça de inox cujo formato que lembra a letra grega  $\Omega$ , com 5mm de espessura, 10mm de largura e 125mm de comprimento. No centro das faces do prisma de base quadrada paralelas ao eixo Y, estão engastados dois cilindros de aço inox (um em cada face), com 5mm de diâmetro e 21,05mm de comprimento, posicionados de forma que seus eixos são coincidentes com o eixo X, e que são ligados à mesa giratória por meio de pares de rolamentos de uma carreira de esferas rígidas, modelo 625-ZZ da marca SKF (um par de cada lado). Esta ligação dá sustentação vertical ao mecanismo inteiro, além de permitir que o sistema gire em torno do eixo X. Distantes 3,75mm dos extremos da peça em forma da letra grega  $\Omega$  são fixadas molas de tração (uma em cada lado), as quais determinam a rigidez rotacional do movimento indicado na figura 3.1 como Translação 2 (rotação em torno do eixo X).

Um conjunto de peças na cor azul também pode ser observado na figura 3.1. Este grupo é formado por um prisma de base quadrada feito em aço inox, com 66,60mm de altura, 30mm de lado e 6,35mm de espessura, de cujas faces paralelas ao eixo Y descem duas hastes cilíndricas dobradas em forma de L, com 5mm de diâmetro, 12mm de comprimento no trecho horizontal e 90mm de comprimento no trecho vertical (uma em cada face), que, por sua vez, em sua outra extremidade são fixadas a uma peça de inox cujo formato lembra a letra grega  $\Omega$ , com 5mm de espessura, 10mm de largura e 106mm de comprimento. A sustentação vertical deste conjunto é feita por um cilindro de aço inox com 5mm de diâmetro e 69mm de comprimento que atravessa o prisma de base quadrada 18,30mm abaixo do seu topo, passando pelo centro horizontal das faces paralelas ao eixo X, nas quais ele é engastado. Este cilindro se liga ao conjunto externo (amarelo) por meio de rolamentos de uma carreira de esferas rígidas, modelo 625-ZZ da marca SKF, instalados no centro das faces paralelas ao eixo X do prisma de base quadrada representado em amarelo na figura 3.1, o que faz com que seu eixo coincida com o eixo Y quando o sistema está na posição de equilíbrio. Essa ligação também é responsável pela rotação do conjunto azul em torno do eixo Y. Assim como no conjunto representado em amarelo, responsável pelo movimento Translação 2, no conjunto azul, distantes 3,75mm dos extremos da peça em forma da letra grega  $\Omega$  são fixadas molas de tração (uma em cada lado), as quais determinam a rigidez rotacional do movimento indicado na figura 3.1 como Translação 1 (rotação em torno do eixo Y). A ligação das hastes cilíndricas em forma de L com o prisma de base quadrada é feita com pares de rolamentos de uma carreira de esferas rígidas, modelo 625-ZZ da marca SKF, instalados nas faces paralelas

ao eixo Y a 18,30mm do seu topo e centrados horizontalmente, impedindo, desta forma, que esforços sejam transmitidos às molas responsáveis pela rigidez do movimento Translação 1 quando houver solicitação na direção do movimento Translação 2.

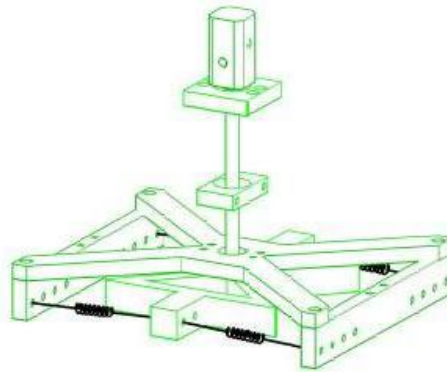


Figura 3.2 – Detalhe do conjunto do mecanismo de torção da balança dinâmica de 3 graus de liberdade.

Por fim, também pode ser notado um conjunto de peças representado na cor verde na figura 3.1. Este conjunto, mostrado isoladamente na figura 3.2, se subdivide em outros dois. O primeiro, detalhado na figura 3.3, é formado por uma peça no formato da letra X, usinada em liga de alumínio *ALCAST*, e duas barras chatas de aço inox de 120mm de comprimento, 17,70mm de altura e 6,35mm de espessura, cada uma aparafusada em dos extremos da peça em forma de X. Esse primeiro conjunto é aparafusado na parte inferior do prisma de base quadrada do conjunto azul, anteriormente descrito, o que faz com que ele acompanhe os movimentos Translação 1 e Translação 2. O segundo subconjunto, detalhado na figura 3.4, tem, na sua parte inferior, uma peça usinada em liga de alumínio *ALCAST*, engastada em uma haste de aço inox de 5mm de diâmetro, que em sua outra extremidade é rigidamente conectada a uma barra roscada de 18mm de diâmetro e 30mm de comprimento, chanfrada de modo a formar um prisma de base quadrada de lado igual a 16mm, com cantos arredondados. Dois rolamentos de esferas rígidas, modelo 625-ZZ, da marca SKF, ligam o segundo conjunto (através da haste de aço inox de 5mm de diâmetro) a duas chapas de aço inox que, por sua vez, são aparafusadas ao prisma de base quadrada do conjunto azul, uma em seu topo e a outra 36,60mm abaixo, sustentando-o verticalmente. Esta ligação permite o giro deste conjunto em torno do eixo Z, com o qual seu eixo vertical é coincidente quando o mecanismo inteiro se encontra em equilíbrio, além de fazer com que ele acompanhe os movimentos Translação 1 e Translação 2. Furos localizados a 5mm e 15mm dos extremos das barras

chatas de aço inox do conjunto mostrado na figura 3.3, e a 5mm e 15mm dos extremos da peça usinada em liga de alumínio *ALCAST* da peça mostrada na figura 3.4 permitem a instalação de molas de tração que determinam a rigidez rotacional do movimento indicado na figura 3.1 como Torção (rotação em torno do eixo Z).

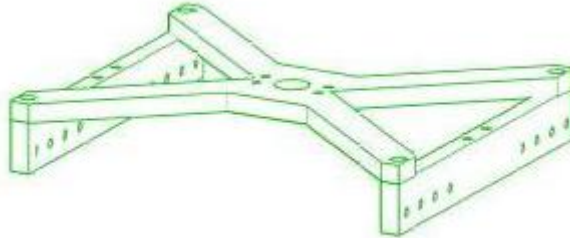


Figura 3.3 – Detalhe da parte fixa em relação ao eixo Z do mecanismo de torção da balança dinâmica de 3 graus de liberdade.

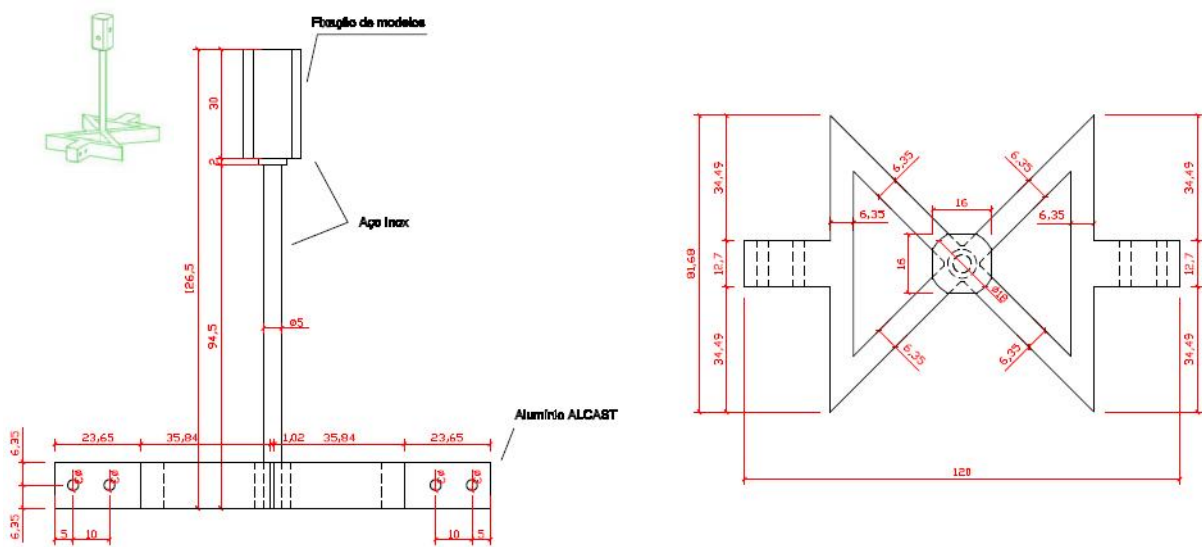


Figura 3.4 – Detalhe e dimensões da parte móvel em relação ao eixo Z do mecanismo de torção da balança dinâmica de 3 graus de liberdade.

Montado desta forma, o mecanismo permite, sem instalação de molas, deslocamentos angulares de até  $14^\circ$  em torno do eixo Y,  $37^\circ$  em torno do eixo Z e giro livre em torno do eixo X. Levando em consideração resultados publicados por diversos autores para diferentes edifícios, e recomendações normativas para limites de deformações em estruturas, as amplitudes dos deslocamentos angulares da BD3GDL podem ser consideradas suficientes para ensaios de modelos em escala reduzida de edifícios altos em túnel de vento.

A instalação dos modelos de edifícios altos a serem ensaiados na BD3GDL é feita fixando-se sua estrutura interna na barra roscada de 18mm de diâmetro detalhada na figura 3.4, pressionando essa estrutura entre duas porcas. Nas faces chanfradas desta barra roscada existem furos que a atravessam horizontalmente, permitindo a fixação da estrutura dos modelos com parafusos perpendiculares a barra roscada, impedindo o giro do modelo em relação à balança dinâmica de 3 graus de liberdade. Este mecanismo de fixação permite que o centro de giro seja deslocado verticalmente no interior do modelo, de modo que este possa ser fixado na cota vertical que confira o melhor ajuste linear para os modos de vibração em flexão, conforme a indicação de Isyumov (1982), comentada no item 2.3.1.2.1. A Figura 3.5 ilustra o processo de fixação dos modelos na BD3GDL.

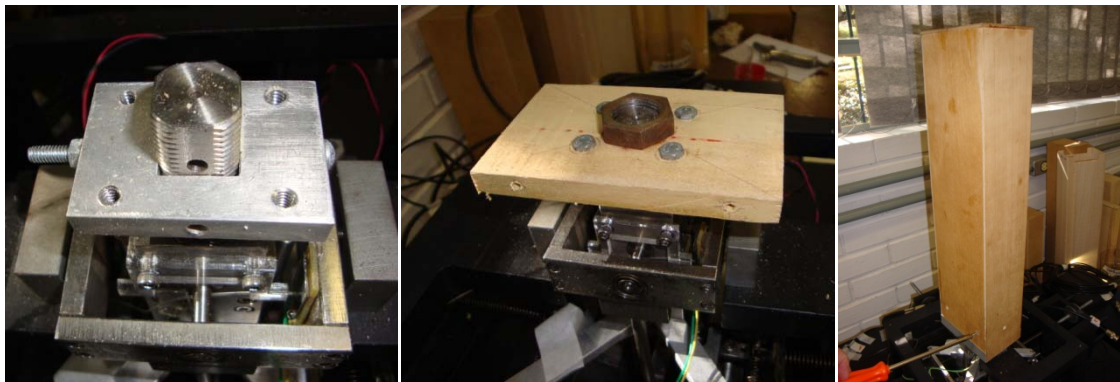


Figura 3.5 – Fixação de modelo na BD3GDL.

As rigidezes rotacionais dos modelos e, por conseqüência, suas freqüências de vibração podem ser ajustadas em cada grau de liberdade individualmente, ou seja, a regulagem feita em um movimento em nada afeta as freqüências e rigidezes dos outros dois. Essa regulagem pode ser feita através da escolha da constante elástica  $K$  das molas de tração utilizadas em cada movimento. Em adição a isto, no movimento de torção (rotação em torno do eixo  $Z$ ) existem duas outras possibilidades de regulagens da rigidez rotacional: o equipamento tem oito pontos de instalação das molas de tração do movimento de torção, quatro distantes 45mm do eixo  $Z$  e quatro distantes 55mm do eixo  $Z$ , ou seja, pode-se fazer diferentes combinações de braços de alavanca e quantidade de molas (2 a 8), alterando-se a rigidez rotacional do movimento. A Figura 3.6, a seguir, mostra molas de tração utilizadas neste trabalho.



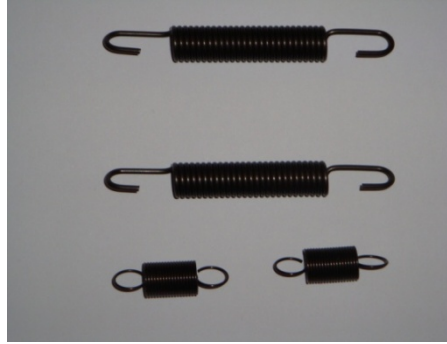


Figura 3.6 – Molas de tração.

A escolha da constante elástica das molas é função das freqüências de vibração desejadas para o modelo, que, conforme será visto mais adiante, implica na determinação das velocidades do vento a serem utilizadas nos ensaios. A expressão (3.1), retirada de Thomson (1978), é utilizada na determinação da freqüência de vibração de osciladores mecânicos, como vigas rotuladas em uma extremidade e livres na outra, e, portanto, pode ser usada no cálculo da freqüência de vibração, em cada grau de liberdade, dos modelos a serem ensaiados:

$$f_m = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_\theta}{I_m}} \quad (3.1)$$

Onde:

- •  $f_m$  freqüência de vibração do modelo em torno do eixo considerado [Hz];
- •  $K_\theta$  rigidez rotacional em torno do eixo considerado [Nm];
- •  $I_m$  momento de inércia de massa do modelo acoplado ao suporte em relação ao eixo considerado [kg m<sup>2</sup>].

A rigidez rotacional  $K_\theta$  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. A seguir é demonstrada a dedução da rigidez rotacional fornecida por uma mola de tração, conforme ilustra a Figura 3.7.

$$F = r \cdot \theta \cdot K \quad (3.2)$$

$$M_o = r \cdot F = r^2 \cdot \theta \cdot K \quad (3.3)$$

$$K_{\theta \text{mola}} = \frac{M_o}{\theta} = r^2 \cdot K \quad (3.4)$$

Onde:

- $F$  força da mola[N];
- $r$  distância perpendicular entre o vetor da força da mola e o centro de giro (92,9mm para Translação 1 e Translação 2, e 45 e/ou 55mm para Torção);
- $\theta$  deslocamento angular [rad];
- $K$  constante elástica da mola [N/m];
- $M_o$  momento em torno do centro de giro O [Nm]
- $K_{\theta \text{mola}}$  rigidez torcional de uma mola [Nm]

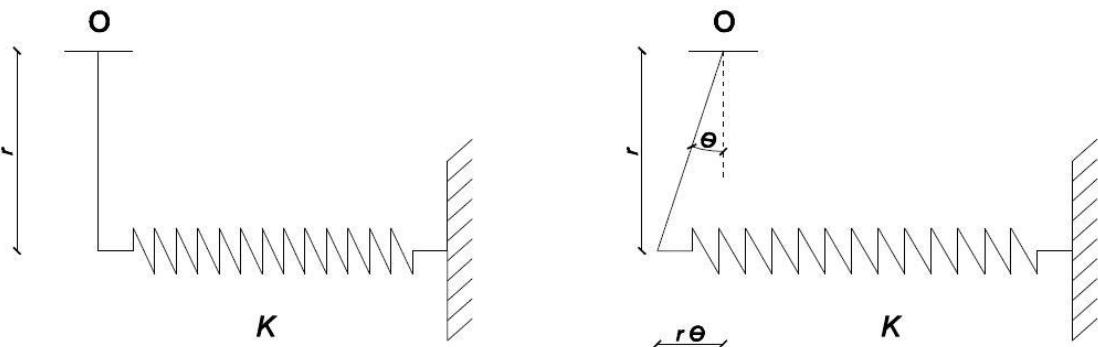


Figura 3.7 – Deformação de uma mola de tração

Portanto, substituindo-se (3.4) em (3.1):

$$f_m = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{n \cdot r^2 \cdot K}{I_m}} \quad (3.5)$$

Onde:

- $n$  número de molas utilizado;

A instalação das molas de tração deve ser feita com o cuidado de que elas sejam tensionadas o suficiente para que a sua abertura seja compatível com as amplitudes dos deslocamentos que serão simulados. Ao mesmo tempo deve-se atentar para que não se ultrapasse o limite de deformação para o qual as molas trabalham em regime elástico.

O ajuste do momento de inércia de massa é feito a partir da adição de massas no mecanismo de cada um dos três graus de liberdade, e da aproximação ou afastamento dessas massas em relação ao centro de giro. Primeiramente deve ser ajustado o momento de inércia de massa em torno do eixo Z, através da adição de massas na parte inferior da peça detalhada na Figura 3.4, próximo ao ponto de fixação das molas. A anteposição do ajuste do momento de inércia de massa do movimento de Torção em relação aos demais se deve ao fato de que o mecanismo deste grau de liberdade se desloca juntamente com os movimentos Translação 1 e Translação 2, ou seja, variando-se o momento de inércia de massa deste movimento altera-se esta propriedade nos outros dois graus de liberdade. Uma vez regulado o momento de inércia de massa do movimento de Torção a calibração deve ser realizada nos outros dois movimentos, independentemente de ordem de precedência. Tanto no movimento Translação 1, quanto no movimento Translação 2, o ajuste do momento de inércia de massa é feito a partir da fixação de massas nas peças em formato da letra grega  $\Omega$ , que ambos mecanismos possuem. Essas peças têm furos distantes 12,50mm de suas extremidades, onde podem ser fixadas barras roscadas de diâmetro 5mm, e nas quais podem ser fixadas as massas necessárias.

O acréscimo de amortecimento estrutural, quando necessário, é obtido a partir da fixação de pás no mecanismo de cada um dos três graus de liberdade, seguida da imersão destas pás em um líquido de viscosidade adequada. A calibração do amortecimento é

realizada variando-se a viscosidade do líquido no qual as pás são imersas, o número de pás e a área de contato destas com o líquido. Deve ser respeitada a mesma ordem de precedência do ajuste do momento de inércia de massa, ou seja, deve-se iniciar o processo pelo ajuste do amortecimento torcional. As pás de amortecimento dos movimentos Translação 1 e Translação 2 são fixadas nas mesmas barras roscadas utilizadas para suporte das massas, anteriormente descritas. Já para o movimento de torção, as pás de amortecimento podem ser fixadas nos pontos de instalação de molas da peça detalhada na Figura 3.4, podendo a fixação ser feita juntamente com uma mola, no mesmo parafuso.

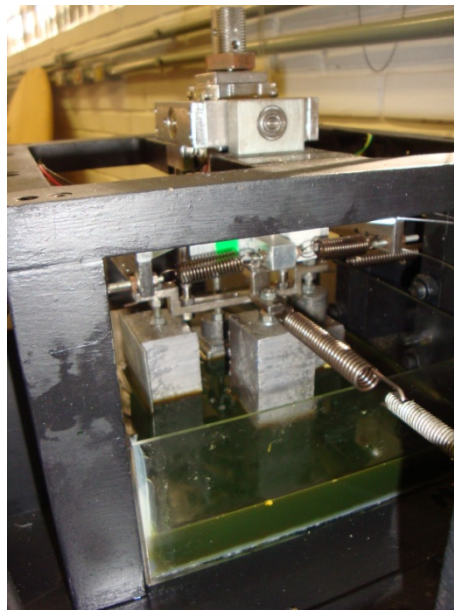


Figura 3.8 – BD3GDL com molas, lastro de massas e amortecedores instalados.

A determinação do momento de inércia de massa da BD3GDL foi feita experimentalmente, através de medições da frequência de vibração de cada grau de liberdade quando submetido a cargas do tipo impulso. A instrumentação e o sistema de aquisição de dados utilizados neste processo serão abordados mais adiante, nos itens 4 e 5.4, respectivamente. Os valores medidos foram:

- Rotação em torno do eixo X:  $3,338 \times 10^{-3} \text{kg m}^2$ ;
- Rotação em torno do eixo Y:  $2,450 \times 10^{-3} \text{kg m}^2$ ;
- Rotação em torno do eixo Z:  $1,575 \times 10^{-4} \text{kg m}^2$ .

---

## 4 Instrumentação

As publicações existentes sobre estudos dinâmicos de edifícios altos em túnel de vento mostram que, em geral, os deslocamentos devido à ação do vento medidos por técnicas de modelagem aeroelásticas são determinados de duas maneiras: medições de rotação em modelos semi-rígidos, posteriormente relacionadas ao deslocamento no topo do modelo, ou a partir da dupla integração de acelerações medidas no topo do modelo. No primeiro grupo são utilizados extensômetros e no segundo grupo acelerômetros.

A utilização de extensômetros implica no emprego de uma base com certa elasticidade na qual os instrumentos são instalados. O uso de bases pouco flexíveis exige uma grande amplificação do sinal. No caso particular do mecanismo proposto neste trabalho, a instalação de extensômetros seria viável apenas nos pontos de fixação das molas, que são suficientemente rígidos a fim de não interferirem na rigidez determinada para o sistema. O emprego de acelerômetros pode se tornar problemático, pois, além do fato de que alguns tipos não medem a resposta média, segundo Balendra, Anwar e Tey (2005), a dupla integração de acelerações visando a obtenção de deslocamentos pode conduzir a erros em situações nas quais o sinal elétrico é fraco, ou seja, para baixas velocidades.

Balendra, Anwar e Tey. (2005) propuseram, então, um novo método para medição de deslocamentos em ensaios de modelos aeroelásticos de edifícios altos em túnel de vento. Esta técnica se baseia na utilização de um feixe de laser incidindo diretamente sobre um sensor óptico de posição bidimensional. O movimento do laser sobre o sensor de posição gera diferenças de tensão que são relacionadas a deslocamentos, conforme prévia calibração. A validade da técnica foi verificada após um estudo comparativo dos resultados obtidos com a sua utilização em ensaios em túnel de vento de um modelo em escala reduzida do *CAARC Standard Tall Building* com resultados publicados por outros autores para o mesmo prédio. Como mostra a Figura 4.1, o diodo laser foi posicionado em um suporte rígido localizado no teto do túnel de vento, e o sensor de posição, com dimensões de 10mm x 10mm, foi instalado no topo do modelo. Deve-se notar que, convenientemente, os ensaios foram realizados com velocidades de vento relativamente baixas, o que provocou deslocamentos pequenos, dentro das dimensões do sensor adotado.

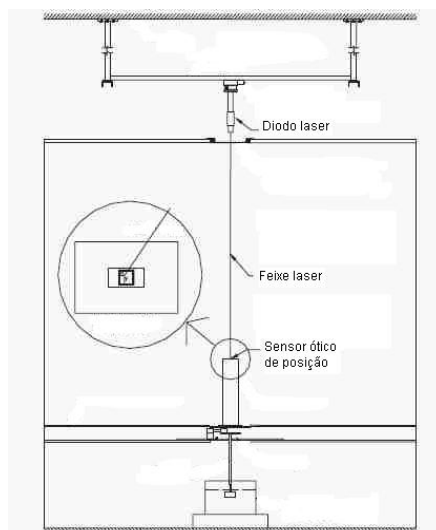


Figura 4.1 - Sistema de medição de deslocamentos com sensor óptico de posição utilizado por Balendra, Anwar e Tey (2005).

Visando atender o objetivo deste trabalho de medir a resposta média e flutuante de modelos aeroelásticos de edifícios altos em ensaios em túnel de vento, optou-se por utilizar um sistema de medições de deslocamentos baseado em sensores ópticos de posição. Porém, em função da magnitude dos deslocamentos a serem medidos, uma vez que modelos aeroelásticos de edifícios altos em ensaios em túnel de vento são susceptíveis a terem respostas ressonantes em determinadas velocidades, e do fato de que os sensores ópticos de posição disponíveis no mercado têm, em geral, dimensões bastante reduzidas, raramente ultrapassando 40mm, o sistema de medições diretas de deslocamentos no topo dos modelos utilizado por Balendra, Anwar e Tey (2005) foi descartado. A solução adotada foi instrumentar a BD3GDL com um sensor óptico de posição para cada grau de liberdade, medindo as rotações de cada um dos três movimentos. Desta forma se ganha agilidade, pois a instrumentação na BD3GDL será a mesma para qualquer modelo que venha a ser ensaiado nela. Já os deslocamentos no topo dos modelos a serem ensaiados poderão ser facilmente calculados a partir da inclinação medida e da geometria dos próprios modelos.

#### 4.1 Sensores ópticos de posição

Os sensores ópticos de posição utilizados neste trabalho foram gentilmente cedidos pelo Prof. Henri Ivanov Boudinov que os desenvolveu no Laboratório de Microeletrônica do Instituto de Física da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Construídos com

---

tecnologia planar de silício, eles têm seu princípio de funcionamento relacionado com o efeito de fototensão lateral, que é a geração de um campo potencial ao longo da superfície do dispositivo como resultado da injeção localizada de portadores através de um feixe de luz. Os portadores em excesso se difundem e geram uma queda de potencial lateral que pode ser medida através de eletrodos colocados na superfície do sensor. Maiores detalhes sobre o processo de fabricação e sobre os princípios físicos do funcionamento destes sensores podem ser encontrados em Silva (2004).

O tempo de recuperação dos sensores – grandeza que indica a gama de frequências de aquisição de dados na qual o uso do sensor é indicado – foi medido no término do processo de fabricação, em ensaios utilizando um laser pulsado posicionado em um dos extremos da região ativa do sensor (próximo a um dos contatos), e medindo o potencial gerado pelas cargas em excesso. Nesta medição foi utilizado um laser de estado sólido Nd:YAG operando em regime pulsado a 20Hz, com pulsos de 8ns de duração, com uma densidade de potência na ordem de 2000W/cm<sup>2</sup>. A injeção dos portadores foi feita durante o tempo em que o laser estava ligado, ou seja, 8ns, entretanto, na evolução temporal do sinal, mostrada na Figura 4.2 percebe-se que a tensão medida começa a aumentar após a incidência da luz e continua a crescer até aproximadamente 100ns (tempo de subida). Segundo Silva (2004), isso se deve ao atraso dos portadores, pois o sinal elétrico é medido no momento em que estes alcançam os contatos. Na ausência de injeção (luz), os portadores em excesso tendem a se recombinar, a tensão medida nos eletrodos diminui, e o sensor restabelece sua condição de equilíbrio anterior, comportamento observado durante aproximadamente 2μs (tempo de descida) na Figura 4.2. Portanto, em regime dinâmico, as respostas temporais dos sensores apresentaram tempos de recuperação de até aproximadamente 3μs, indicando que os sensores poderiam ser utilizados em frequências de até 330kHz, para a densidade de potência utilizada nos ensaios de determinação do tempo de recuperação (2000w/cm<sup>2</sup>). Segundo Silva (2004), para densidades de potência de iluminação mais baixas os tempos de recuperação dos sensores tendem a ser menores, ampliando o limite das frequências de utilização.

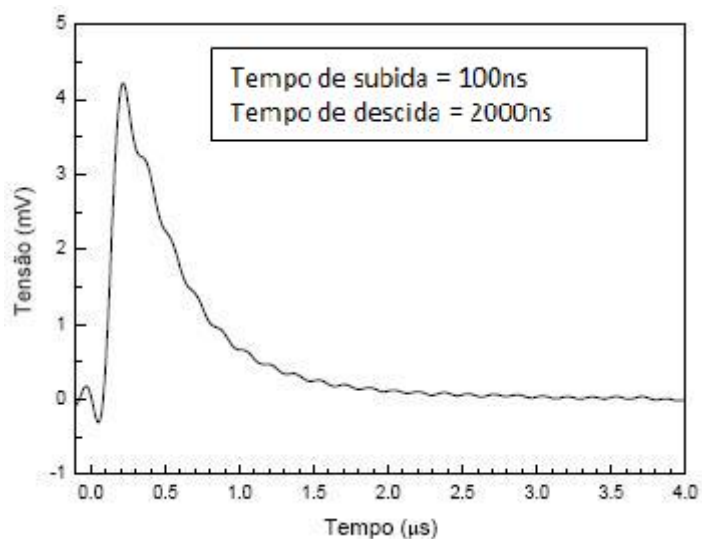


Figura 4.2 – Tempo de recuperação do sinal em sensor óptico de posição.

Como mencionado anteriormente, cada um dos três graus de liberdade da BD3GDL foi instrumentado individualmente. Portanto, três sensores ópticos de posição unidimensionais foram utilizados, dois com superfície de leitura de aproximadamente 10mm de largura e 20mm de comprimento, e o terceiro com superfície de leitura de aproximadamente 10mm de largura e 30mm de comprimento, sendo que os deslocamentos do feixe de luz incidente são medidos paralelamente ao comprimento de cada sensor. A Figura 4.3, mostra os sensores ópticos de posição utilizados.

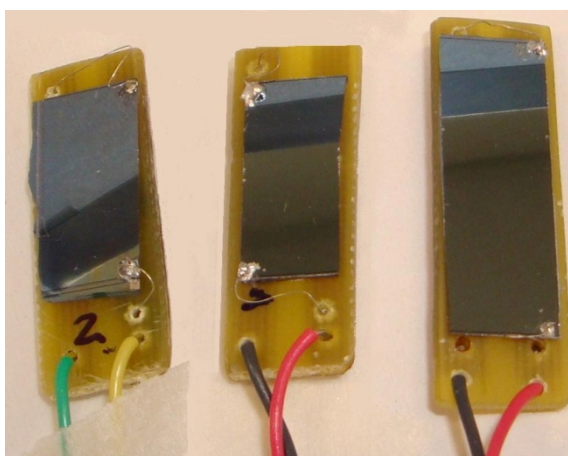


Figura 4.3 – Sensores ópticos de posição unidimensionais.

Tão importante quanto os sensores ópticos de posição é a fonte de luz que incide sobre eles. Para driblar a escassez de espaços livres na parte interna da BD3GDL, e para possibilitar



que as distâncias entre os sensores e as fontes de luz fossem as menores possíveis, foi utilizado um sistema de iluminação por fibra óptica. Fazem parte deste sistema um cabo encapado de 4m com fibras ópticas de 0,75mm de diâmetro e um iluminador, por sua vez composto de uma lâmpada dicrômica de 75W de potência, um sistema de dissipação de calor, e uma lente convergente, posicionada entre a lâmpada e a posição de encaixe do cabo de fibras ópticas, maximizando o aproveitamento da energia luminosa.

O movimento de rotação em torno do eixo Y, ou Translação 1, foi instrumentado com um sensor óptico de posição de 20mm de comprimento, colado em uma das faces internas paralelas ao eixo Y do prisma de base quadrada do conjunto de peças amarelo da Figura 3.1, e com uma fibra óptica de 0,75mm de diâmetro, fixada ao prisma de base quadrada do conjunto de peças azul da Figura 3.1, através de um suporte de acrílico, de modo a ficar a aproximadamente 1mm de distância da superfície de leitura do sensor e paralela ao eixo X, na posição de equilíbrio (perpendicular a superfície de leitura do sensor). Desta forma, o sensor óptico de posição fica estático em relação ao eixo Y cabendo a fibra óptica acompanhar o movimento Translação 1. A Figura 4.4 ilustra esquematicamente o posicionamento da instrumentação do movimento Translação 1.

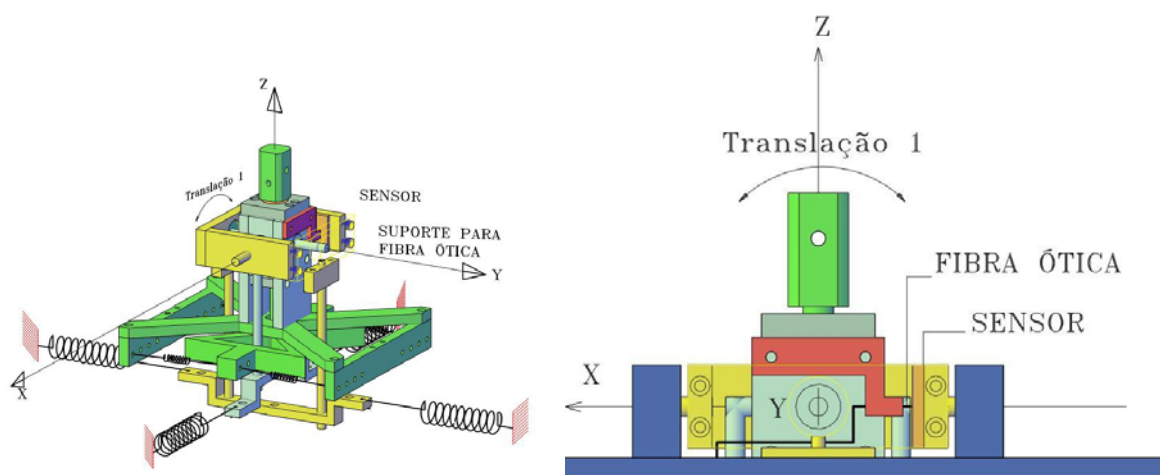


Figura 4.4 – Instrumentação do movimento Translação 1.

O movimento de rotação em torno do eixo X, ou Translação 2, foi instrumentado com o outro sensor óptico de posição de 20mm de comprimento, colado em uma das faces internas paralelas ao eixo X do prisma de base quadrada do conjunto de peças amarelo da Figura 3.1, e com uma fibra óptica de 0,75mm de diâmetro, fixada à mesa giratória através de um suporte de alumínio, de modo a ficar aproximadamente 1mm distante do sensor e paralela ao eixo Y,

na posição de equilíbrio (perpendicular a superfície de leitura do sensor). Desta forma, a fibra óptica fica estática em relação ao eixo X cabendo ao sensor óptico de posição acompanhar o movimento Translação 2. A Figura 4.5 ilustra esquematicamente a instrumentação do movimento em torno do eixo X.

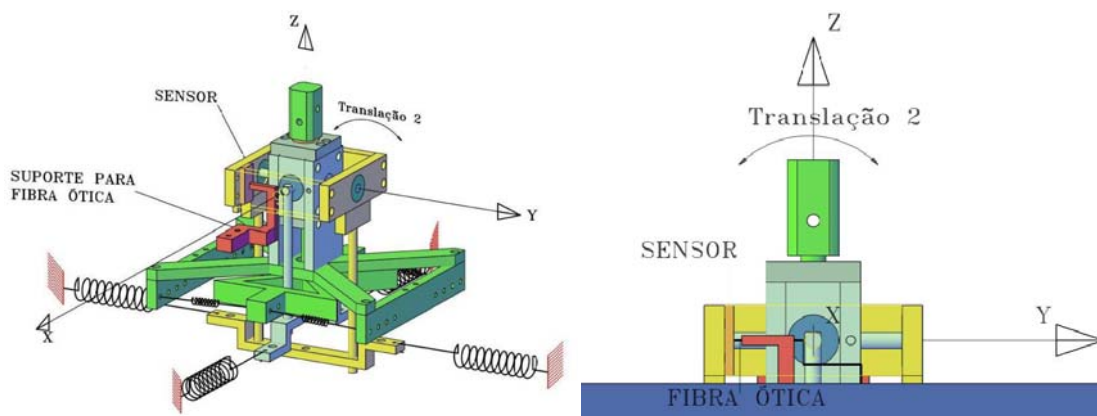


Figura 4.5 – Instrumentação do movimento Translação 2.

Já o movimento de rotação em torno do eixo Z, ou Torção, foi instrumentado com o sensor óptico de posição de 30mm de comprimento, colado a um suporte de acrílico rigidamente aparafusado nas barras chatas de inox do conjunto detalhado na Figura 3.3, ficando, portanto, inerte em relação ao eixo Z, e com uma fibra óptica de 0,75mm de diâmetro, fixada à parte inferior da parte móvel do mecanismo de torção (detalhada na Figura 3.4), de modo a ficar cerca de 1mm distante da superfície de leitura do sensor, perpendicularmente (na posição de equilíbrio). A Figura 4.6 ilustra esquematicamente a instrumentação do movimento ao redor do eixo Z.

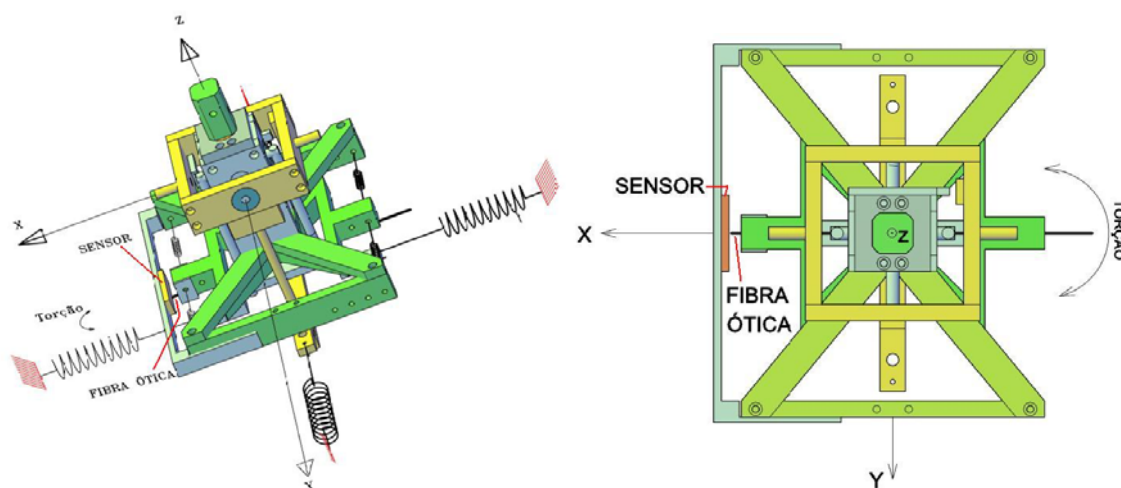


Figura 4.6 – Instrumentação do movimento Torção.

### 4.1.1 Calibração

Após a instalação dos sensores ópticos de posição e das fibras ópticas na BD3GDL, se fez necessário determinar as funções de transferência de cada sensor, ou seja, curvas de calibração relacionando o sinal elétrico medido com o deslocamento que o induziu.

O controle dos deslocamentos durante os ensaios de calibração foi feito com a utilização de uma fresadora ferramenta, equipada com controle eletrônico de deslocamentos tridimensional com precisão de  $5\mu\text{m}$ . Este equipamento, utilizado na usinagem de peças, possui uma mesa móvel, à qual a BD3GDL foi fixada, e um mandril fixo, no qual foi instalado um pino metálico em relação ao qual a BD3GDL foi deslocada durante os ensaios. Os ensaios de calibração foram conduzidos em um grau de liberdade por vez, ou seja, durante a medição de um movimento os outros dois permaneceram travados. Para os movimentos Translação 1 e Translação 2 foram medidos deslocamentos horizontais no topo da barra roscada de fixação de modelos (Figura 4.7), enquanto que para o movimento de Torção foram medidos deslocamentos horizontais paralelos ao eixo Y, à 50mm de distância do mesmo (Figura 4.8).

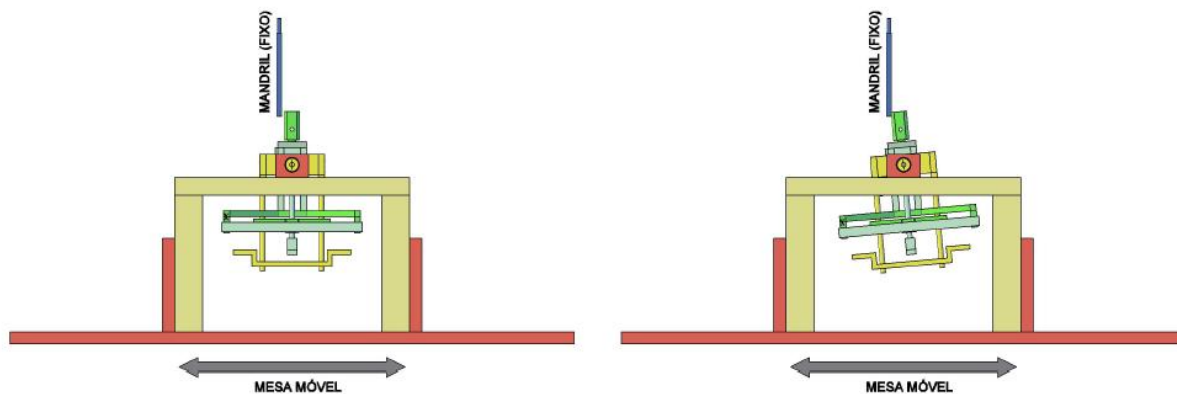


Figura 4.7 – Calibração dos movimentos Translação 1 e Translação 2.

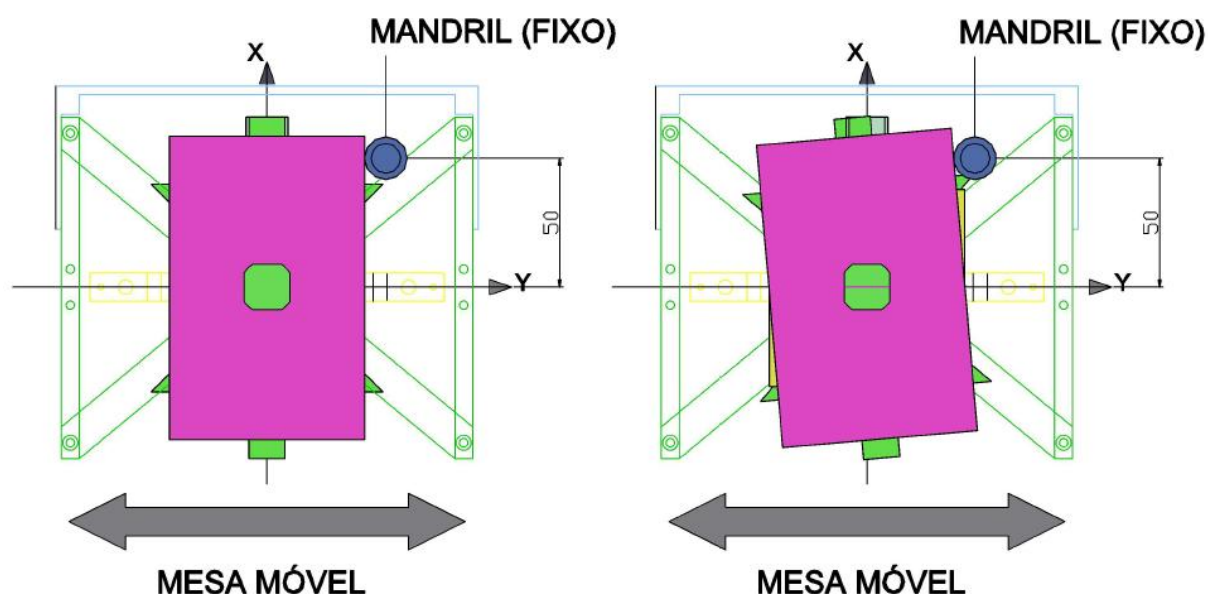


Figura 4.8 – Calibração do movimento de Torção.

O sinal elétrico gerado nos sensores ópticos de posição foi submetido a um condicionador de sinal, cujo circuito elétrico é mostrado na Figura 4.9, e no qual o sinal foi filtrado e amplificado 20 vezes. Os filtros utilizados no condicionador de sinal eram do tipo passa-baixa, sendo um de 1ª ordem, com frequência de corte igual à 159Hz, e o outro de 2ª ordem, de topologia *Butterworth*, com frequência de corte igual à 102Hz.

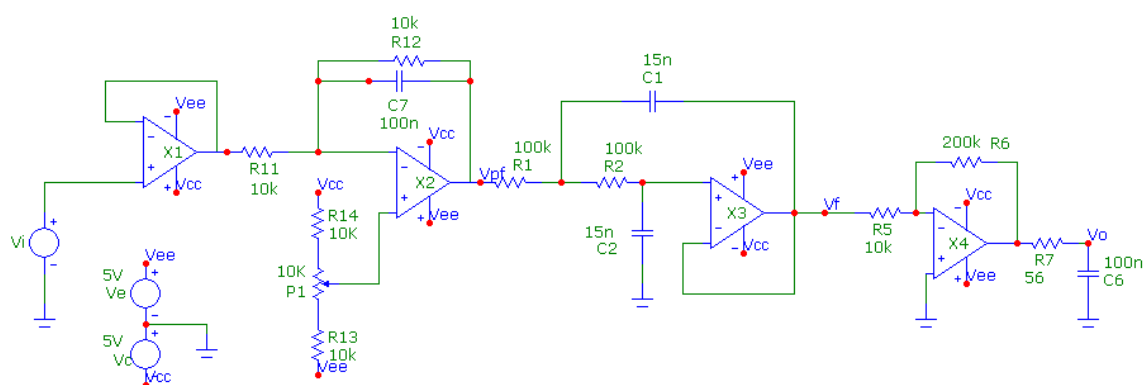


Figura 4.9 – Circuito elétrico do condicionador de sinal utilizado.

Na seqüência, o sinal foi adquirido por um multímetro digital modelo 34411A do fabricante *Agilent Technologies*, com resolução de seis dígitos decimais e imprecisão de

0,0026% na escala de tensão utilizada (1V). Foram adquiridos valores médios de tensão calculados sobre 100 amostras medidas com taxa de aquisição de 60Hz, chegando-se a sensibilidades de 12,07°/V para o movimento Translação 1, 9,72°/V para o movimento Translação 2 e 5,42°/V para o movimento Torção. A Figura 4.10 mostra as curvas de calibração obtidas para os três movimentos da BD3GDL.

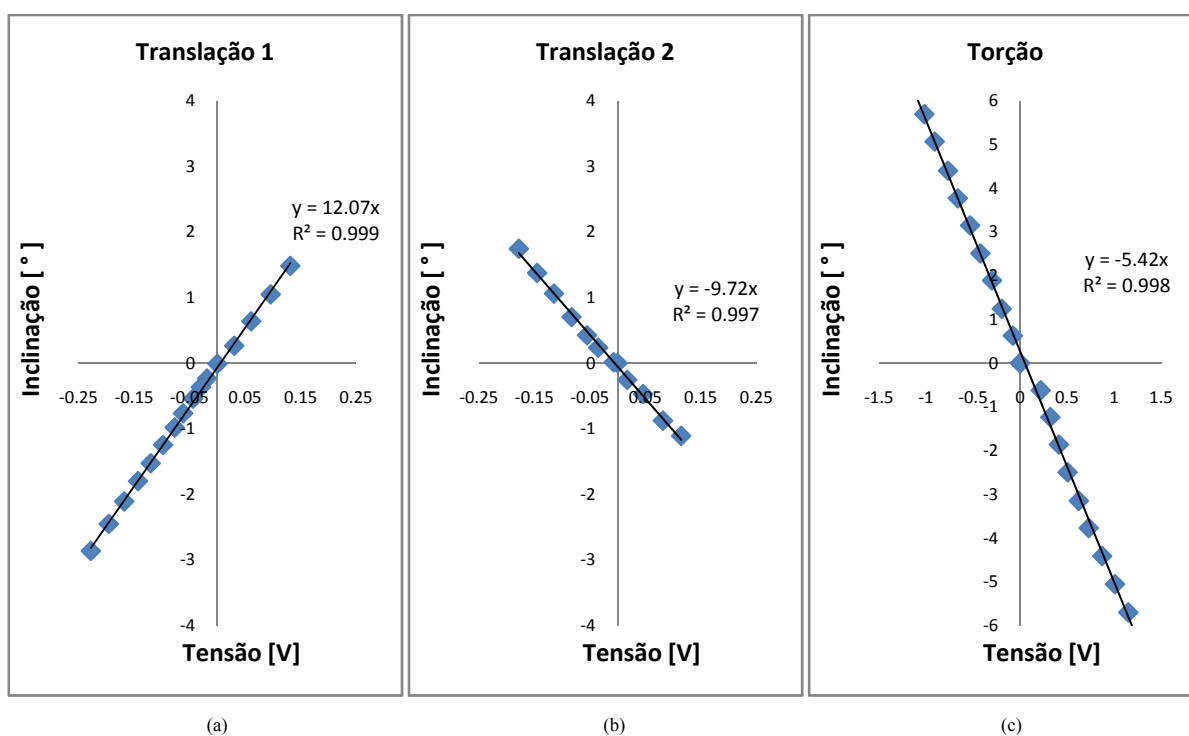


Figura 4.10 – Curvas de calibração da BD3GDL: (a) Translação 1; (b) Translação 2; (c) Torção.

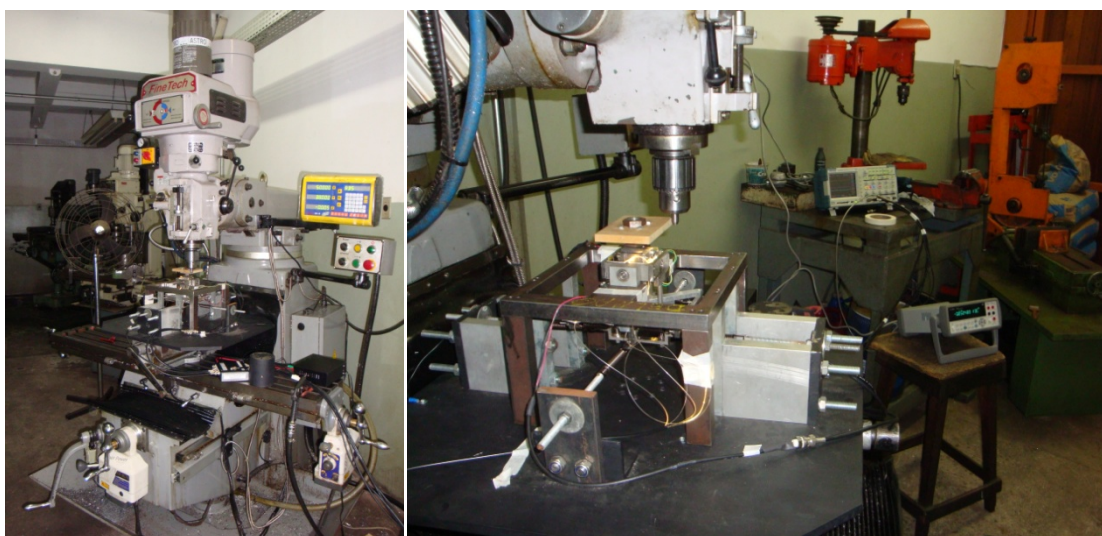


Figura 4.11 – Fresadora ferramenta utilizada na calibração da BD3GDL.

---

## 5 Programa experimental

Após instrumentar e calibrar a BD3GDL, se tornou necessário verificar o seu funcionamento e a confiabilidade dos resultados por ela medidos. Essa verificação foi feita através de um estudo comparativo do comportamento dinâmico do edifício *CAARC Standard Tall Building* frente à ação do vento. Os resultados obtidos em ensaios em túnel de vento utilizando a BD3GDL foram comparados com resultados obtidos para o mesmo edifício, através de técnicas de modelagem aeroelásticas, por Tang e Kwok (2003), Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), Xu (1991), Kwok, Wilhelm e Wilkie (1988) e Melbourne (1980), todos gentilmente cedidos pelo Prof. Sukit Thepmongkorn, PhD. Também entraram na comparação resultados obtidos a partir da integração de pressões medidas em ensaios de alta frequência (aproximadamente 500Hz).

### 5.1 *CAARC Standard Tall Building*

Em 1969, após um encontro do *Commonwealth Advisory Aeronautical Research Council Coordinators in the Field of Aerodynamics* – conselho criado na Austrália, após a Segunda Guerra Mundial, para coordenar o desenvolvimento da tecnologia de defesa na área da engenharia aeronáutica – Wardlaw e Moss criaram a especificação de um edifício alto padronizado, para comparação de ensaios de simulação do vento natural em túneis de vento. Foi proposto um experimento simples com o modelo para comparar as diferentes técnicas que estavam sendo utilizadas em vários túneis de vento. Era esperado que a comparação direta da resposta dinâmica do modelo e das medidas de pressão ajudassem no desenvolvimento de melhores técnicas, e dessem mais credibilidade ao considerável volume de dados de testes que estavam sendo obtidos em ensaios em túnel de vento. (MELBOURNE, 1980)

Até 1975, cinco centros de pesquisa haviam realizado medições no modelo do *CAARC Standard Tall Building*. Uma comparação inicial dos resultados dessas medições foi discutida na 5ª Conferência Internacional sobre Efeitos do Vento em Edifícios e Estruturas, realizada em Londres, em setembro de 1975. Naquele encontro ficou acordado que, após a realização de ajustes para atingir uma apresentação uniforme, seria preparada uma comparação desses resultados, para que, então, outros pesquisadores pudessem calibrar novas técnicas de

modelagem a partir desse conjunto de dados para um prédio alto com base retangular e isolado. (MELBOURNE, 1980)

Melbourne (1980) reuniu dados de ensaios dinâmicos e de medidas de pressão realizados em seis diferentes laboratórios, comparando-os. Os resultados dinâmicos, provenientes de ensaios com modelos aeroelásticos do tipo *stick* realizados por Melbourne na *Monash University*, na Austrália, Holmes na *The University of Western Ontário*, no Canadá, Walsh, Wills e Jones no *National Physical Laboratory* da Inglaterra, e Cooper no *National Aeronautical Establishment* do Canadá, mostraram apenas pequenas diferenças entre si, de no máximo 15%. Segundo o autor essas diferenças, a exemplo das observadas nas medidas de pressão, estão dentro da precisão aceitável para métodos experimentais. Esses resultados representam um importante banco de dados, amplamente utilizado por pesquisadores de diferentes laboratórios para calibrar técnicas de modelagem de edifícios altos.

### 5.1.1 Geometria do edifício

O *CAARC Standard Tall Building* tem o seu formato especificado como um prisma retangular com base de 30,48m por 45,72m e altura de 182,88m (100ft x 150ft x 600ft). O topo do edifício é horizontal, plano e sem parapeitos. As paredes externas também são planas, sem quaisquer detalhes geométricos. A Figura 5.1 mostra uma perspectiva do prédio com suas dimensões.

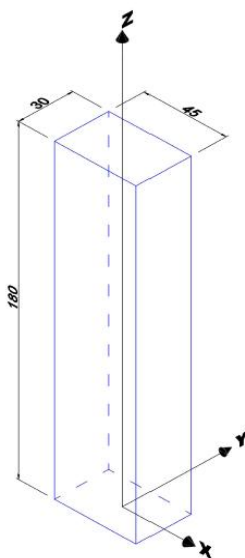


Figura 5.1 – *CAARC Standard Tall Building*.

### 5.1.2 Propriedades dinâmicas

Apenas o modo fundamental de vibração é considerado, e a forma deste deve ser tomada como linear, girando em torno de um ponto no nível do terreno. A frequência natural deve ser considerada como 0,2Hz em torno dos dois eixos, x e y, mostrados na figura 4.1, ambos ao nível do terreno. A distribuição de massa é uniforme, a uma taxa de 160kg/m<sup>3</sup>. O amortecimento estrutural, medido pela razão de amortecimento crítico, deve ser considerado 1%, para propósitos de comparação de resultados.

Os modos de torção do *CAARC Standard Tall Building* não foram especificados originalmente, entretanto existem trabalhos publicados sobre a sua resposta de torção frente à ação do vento. Thepmongkorn e Kwok (2002) e Tang e Kwok (2003), por exemplo, simularam o primeiro modo de torção de forma constante, com amortecimento de 1% (medido pela razão de amortecimento crítico), e adotando relações entre as frequências de flexão e de torção de 1,7 e 1,5, respectivamente. A frequência de torção adotada neste trabalho foi de 0,3Hz, que corresponde a uma relação entre as frequências de flexão e de torção de 1,5.

O fato de ter massa uniformemente distribuída torna muito fácil a determinação dos momentos de inércia de massa do prédio. Segundo Beer e Johnston (1994), os momentos de inércia de massa em torno dos eixos X, Y e Z de um prisma retangular como o mostrado na Figura 5.2 são dados pelas equações (4.1), (4.2) e (4.3), respectivamente.

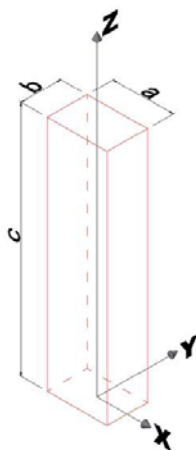


Figura 5.2 – Prisma retangular utilizado na determinação de momentos de inércia de massa.



$$Im_x = \frac{I}{12} m \cdot (b^2 + c^2) + m \cdot \left(\frac{c}{2}\right)^2 \quad (4.1)$$

$$Im_y = \frac{I}{12} m \cdot (a^2 + c^2) + m \cdot \left(\frac{c}{2}\right)^2 \quad (4.2)$$

$$Im_z = \frac{I}{12} m \cdot (a^2 + b^2) \quad (4.3)$$

Onde:

- $Im_x$  momento de inércia de massa em relação ao eixo X [kg m<sup>2</sup>];
- $Im_y$  momento de inércia de massa em relação ao eixo Y [kg m<sup>2</sup>];
- $Im_z$  momento de inércia de massa em relação ao eixo Z [kg m<sup>2</sup>];
- $m$  massa do prisma [kg].

Tendo-se que as dimensões a, b e c para o *CAARC Standard Tall Building* são 45,72m, 30,48m e 182,88m, respectivamente, e a distribuição de massa segue a taxa de 160kg/m<sup>3</sup>, pode-se então determinar a massa total:

$$m = a \cdot b \cdot c \cdot 160 \text{ kg/m}^3 = 40776259 \text{ kg} = 40776,259 \text{ t}$$

Substituindo-se esses valores nas equações (4.1), (4.2) e (4.3) chega-se aos momentos de inércia de massa em torno de X, Y e Z:

$$Im_x = \frac{I}{12} 40776259 \text{ kg} \cdot [(30,48 \text{ m})^2 + (182,88 \text{ m})^2] + 40776259 \text{ kg} \cdot \left(\frac{182,88 \text{ m}}{2}\right)^2$$

$$\Rightarrow Im_x = 457.745.475.861 \text{ kgm}^2$$

$$Im_y = \frac{I}{12} 40776259 \text{ kg} \cdot [(45,72 \text{ m})^2 + (182,88 \text{ m})^2] + 40776259 \text{ kg} \cdot \left(\frac{182,88 \text{ m}}{2}\right)^2$$

$$\Rightarrow Im_y = 461.691.557.550 \text{ kgm}^2$$

$$I_{m_z} = \frac{I}{12} 40776259 \text{ kg} \cdot [(45,72 \text{ m})^2 + (30,48 \text{ m})^2] = 10.259.812.390 \text{ kgm}^2$$

## 5.2 Projeto do modelo

### 5.2.1 Leis de semelhança

Além da correta simulação do vento natural, a modelagem aeroelástica em túnel de vento requer que sejam respeitadas uma série de relações entre características geométricas e dinâmicas das estruturas do edifício real e do modelo. Essas relações são os chamados fatores de escala, a seguir alguns deles são comentados.

#### 5.2.1.1 Escala de comprimento

O fator de escala de comprimento, dado pela equação (4.4), é a razão entre um comprimento do modelo e o seu correspondente no edifício real. No modelo construído foi utilizado um fator de escala de comprimento de 1:406,4.

$$\lambda_L = \frac{L_m}{L_p} \quad (4.4)$$

Onde:

- $\lambda_L$  fator de escala de comprimento;
- $L_m$  comprimento do modelo;
- $L_p$  comprimento do edifício real.

#### 5.2.1.2 Escala de massa

A escala de massa é determinada pela razão entre a massa do modelo e a do edifício real, como mostra a equação 4.4:

$$\lambda_m = \frac{m_m}{m_p} = \left( \frac{\rho_m L_m^3}{\rho_p L_p^3} \right) = \lambda_\rho \lambda_L^3 \quad (4.4)$$

Onde:

- $\lambda_m$  fator de escala de massa;
- $m_m$  massa do modelo;
- $m_p$  massa do edifício real;
- $\rho_m$  massa específica do modelo;
- $\rho_p$  massa específica do edifício real;
- $\lambda_\rho$  fator de escala de massa específica.

Como foi mencionado anteriormente na revisão bibliográfica, segundo American Society of Civil Engineers (1987), a simulação da massa e da sua distribuição em técnicas que utilizam modelos rígidos que giram em torno da base, ou de um ponto escolhido de modo a promover o melhor ajuste da forma modal, pode ser substituída pela correta simulação do momento de inércia de massa em torno de qualquer eixo em que possa ocorrer rotação. Em função disto, a massa do modelo construído não foi reproduzida em escala, optou-se por simular apenas o momento de inércia de massa na escala correta.

### 5.2.1.3 Escala de momento de inércia de massa

O fator de correspondência de escala para o momento de inércia de massa é obtido pela equação (4.5):

$$\lambda_{I_m} = \left( \frac{\rho_m L_m^5}{\rho_p L_p^5} \right) = \lambda_\rho \lambda_L^5 \quad (4.5)$$

Onde:

- $\lambda_{I_m}$  fator de escala de momento de inércia de massa.

Admitindo-se que  $\lambda_\rho = 1$ , tem-se que o fator de escala do momento de inércia de massa fica igual ao fator de escala de comprimento elevado à quinta potência, ou seja, igual à  $1:1,024 \times 10^{13}$ .

#### 5.2.1.4 Escala de frequência

O fator de escala de frequência é dado pela razão entre a frequência do modelo e a frequência da estrutura real, como mostra a equação (4.6).

$$\lambda_f = \frac{f_m}{f_p} \quad (4.6)$$

Onde:

- $\lambda_f$  fator de escala de frequência;
- $f_m$  frequência do modelo;
- $f_p$  frequência da estrutura real.

É fácil perceber que a independência da escala de comprimentos torna livre a escolha da escala de frequências. Como a equação (3.5) mostra, as frequências do modelo dependem do momento de inércia de massa do modelo, que deve ser representado em escala, do número de molas utilizado, da rigidez e da posição de instalação das molas.

Como será visto a seguir, a escala de frequências é determinante na definição das escalas de tempo e, por consequência, de velocidades. Frequências mais altas no modelo levam a velocidades de ensaio mais altas. Devido à faixa de velocidades possível de ser ensaiada, e devido a características das molas, como diâmetro do arame e curso de trabalho, determinou-se que as frequências de vibração do modelo em torno dos eixos X e Y deveriam ser 7Hz, e, consequentemente, 11Hz em torno do eixo Z (relação entre frequências de flexão e torção igual a 1,5).

Após ter sido decidido utilizar quatro molas no movimento em torno do eixo Z, na posição afastada 55mm do dito eixo, foram encomendados dois modelos de molas à empresa TECNOMOLA. Para os movimentos em torno dos eixos X e Y a constante elástica

encomendada foi de 4648,35N/m, enquanto que para o movimento em torno do eixo Z a constante elástica solicitada foi de 332,45N/m. Devido a incertezas e limitações no processo de fabricação, as constantes elásticas entregues foram ligeiramente diferentes das encomendadas. Segundo os laudos de fabricação das molas, exibidos na Figura 5.3, expedidos após ensaios de tração feitos em todas as molas, a constante elástica média das molas usadas no movimento de rotação em torno do eixo Z é de 370,69N/m, enquanto que as molas dos movimentos em torno dos eixos X e Y têm constante elástica média igual a 4501,25N/m.

A frequência de cada grau de liberdade pode, então, ser calculada aplicando-se na equação (3.5) o número de molas (2 para os movimentos em torno de X e Y, e 4 para o movimento em torno de Z), o braço de alavanca das forças aplicadas pelas molas (92,9mm para os movimentos em torno de X e Y, e 55mm para Torção), as constantes elásticas das molas, e os valores de momento de inércia de massa calculados para o modelo.

$$f_x = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2 \cdot 4501,3 \text{ N/m} \cdot (0,0929)^2}{0,041291 \text{ kg} \cdot \text{m}^2}} = 6,90 \text{ Hz}$$

$$f_y = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2 \cdot 4501,3 \text{ N/m} \cdot (0,0929)^2}{0,041647 \text{ kg} \cdot \text{m}^2}} = 6,87 \text{ Hz}$$

$$f_z = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{4 \cdot 370,7 \text{ N/m} \cdot (0,055)^2}{0,000925 \text{ kg} \cdot \text{m}^2}} = 11,08 \text{ Hz}$$

Assim sendo, aplicando-se as frequências da estrutura real e as frequências calculadas do modelo na equação (4.6), encontra-se os fatores de escala de frequência em torno de cada eixo:

$$\lambda_{f_x} = \frac{6,90}{0,2} = 34,50$$

$$\lambda_{f_y} = \frac{6,87}{0,2} = 34,35$$

$$\lambda_{f_z} = \frac{11,08}{0,3} = 36,93$$

TECNOMOLA Indústria de Molas Ltda		RELATÓRIO DE INSPEÇÃO FINAL		TECNOMOLA Indústria de Molas Ltda		RELATÓRIO DE INSPEÇÃO FINAL	
<b>DADOS GERAIS</b> CLIENTE: MARIO GUSTAVO KLAUS OLIVEIRA    RELAT. Nº: 21315/17.03.2009 DESENHO: MOLA 1,8 X 11,3 X 50 FV 21315    NOTA FISCAL Nº: 71242 DATA ENTREGA: 17/03/2009 QUANTIDADE: 11.00 (PC)				<b>DADOS GERAIS</b> CLIENTE: MARIO GUSTAVO KLAUS OLIVEIRA    RELAT. Nº: 21314/17.03.2009 DESENHO: MOLA 0,9 X 10,8 X 17, FV 21314    NOTA FISCAL Nº: 71242 DATA ENTREGA: 17/03/2009 QUANTIDADE: 15.00 (PC)			
<b>MATÉRIA-PRIMA</b> PROCEDÊNCIA: BELGO BEKAERT ARAMES LTDA DENOMINAÇÃO DO AÇO: DIN 17223/64 C - IDENTIFICAÇÃO: CORRIDA=4306300				<b>MATÉRIA-PRIMA</b> PROCEDÊNCIA: BELGO BEKAERT ARAMES LTDA DENOMINAÇÃO DO AÇO: DIN 17223/64 C - IDENTIFICAÇÃO: Corrida: 357856			
DIMENSIONAL			DIMENSIONAL				
CARACTERÍSTICA	ESPECIFICADO	ENCONTRADO	CARACTERÍSTICA	ESPECIFICADO	ENCONTRADO		
Ø Arame	1,8 mm	1,8	Diâmetro arame	0,9 mm	0,91		
Ø Externo	11,3 mm	11,2	Diâmetro externo	10,8 mm	10,95 a 11,05		
Nº espiras	27 un	27	Nº espiras	18	18		
Comprimento livre	mm	89,0 a 89,5	Comprimento livre	35,2 mm	34,9 a 35,1		
Abertura	10,0 mm	10,0 a 10,5	Abertura	0	0		
FÍSICO			FÍSICO				
CARACTERÍSTICA	ESPECIFICADO	ENCONTRADO	CARACTERÍSTICA	ESPECIFICADO	ENCONTRADO		
Constante	0,474 Kg/mm ± 10%	0,457 a 0,461	Constante elástica	0,0339 Kg/mm ±10%	0,0376 a 0,038		
VISUAL			VISUAL				
SENTIDO DE ENROLAMENTO: Direita		TIPO DE MOLLA: Tração	SENTIDO DE ENROLAMENTO: Direita		TIPO DE MOLLA: Tração		
ACABAMENTO: OLEADO		CÓDIGO INTERNO: GR 0	ACABAMENTO: OLEADO		CÓDIGO INTERNO: GM 0		
OBSERVAÇÃO:							
RESPONSÁVEL: Marcelo Silva Machado Data: 17/03/2009			RESPONSÁVEL: Benhur Rodrigues Da Silva Data: 17/03/2009				

(a)

(b)

Figura 5.3– Laudo de fabricação das molas utilizadas.

### 5.2.1.5 Escala de tempo

O fator de escala de tempo é dado simplesmente pelo inverso da escala de frequência:

$$\lambda_T = \frac{1}{\lambda_f} \quad (4.7)$$

Onde:

- $\lambda_T$  fator de escala de tempo.

Portanto, aplicando-se à equação (4.7) os valores calculados para os fatores de escala de frequência, tem-se os valores das escalas de tempo em torno dos eixos X, Y e Z respectivamente:

$$\lambda_{T_x} = \frac{1}{34,50} = 0,0290$$

$$\lambda_{T_y} = \frac{1}{34,35} = 0,0291$$

$$\lambda_{T_z} = \frac{1}{36,93} = 0,0271$$

### 5.2.1.6 Escala de velocidade

O produto da escala de comprimento e da escala de frequências define o fator de escala de velocidade:

$$\lambda_v = \frac{V_m}{V_p} = \frac{\frac{L_m}{L_p}}{\frac{t_m}{t_p}} = \frac{\lambda_L}{\lambda_T} = \lambda_L \cdot \lambda_f \quad (4.8)$$

Onde:

- $\lambda_v$  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.

Aplicando-se o valor da escala de comprimento e os valores das escalas de frequência em torno dos eixos X, Y e Z na equação (4.8), acha-se os valores da escala de velocidade em torno dos três eixos:

$$\lambda_{v_x} = 0,0025 \times 34,50 = 0,0863$$

$$\lambda_{v_y} = 0,0025 \times 34,35 = 0,0858$$

$$\lambda_{v_z} = 0,0025 \times 36,93 = 0,0923$$

### 5.2.1.7 Escala de aceleração

Fazendo-se uma análise de grandezas chega-se a:

$$\lambda_a = \frac{\lambda_v}{\lambda_T} = \frac{\lambda_L \cdot \lambda_f}{\lambda_T} = \lambda_L \cdot \lambda_f^2 \quad (4.9)$$

Onde:

- $\lambda_a$  fator de escala de aceleração.

Aplicando-se os valores de escala de comprimento e de escalas de frequências:

$$\lambda_{a_x} = 0,0025 \times 34,50^2 = 2,98$$

$$\lambda_{a_y} = 0,0025 \times 34,35^2 = 2,95$$

$$\lambda_{a_z} = 0,0025 \times 36,93^2 = 3,41$$

### 5.2.1.8 Escala de força

O fator de escala de forças também pode ser obtido por uma relação entre grandezas:

$$\lambda_F = \frac{F_m}{F_p} = \frac{m_m \cdot a_m}{m_p \cdot a_p} = \lambda_m \cdot \lambda_a = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^3 \cdot \lambda_L \cdot \lambda_f^2 = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^4 \cdot \lambda_f^2 \quad (4.10)$$



Onde:

- $\lambda_F$  fator de escala de força;
- $F_m$  força no modelo;
- $F_p$  força no edifício real.

Então, aplicando-se à fórmula (4.10) os valores já obtidos anteriormente:

$$\lambda_{F_x} = 0,0025^4 \times 34,50^2 = 4,65E - 8$$

$$\lambda_{F_y} = 0,0025^4 \times 34,35^2 = 4,61E - 8$$

$$\lambda_{F_z} = 0,0025^4 \times 36,93^2 = 5,33E - 8$$

#### 5.2.1.9 Escala de momentos

Lembrando-se que o momento é o produto de uma força pela distancia do ponto de aplicação ao centro giro tem-se:

$$\lambda_{M_f} = \frac{F_m \cdot L_m}{F_p \cdot L_p} = \lambda_F \cdot \lambda_L = \lambda_p \cdot \lambda_L^4 \cdot \lambda_f^2 \cdot \lambda_L = \lambda_p \cdot \lambda_L^5 \cdot \lambda_f^2 \quad (4.11)$$

Onde:

- $\lambda_{M_f}$  fator de escala de momentos.

Substituindo-se os valores já obtidos em (4.11) chega-se à:

$$\lambda_{M_{f_x}} = 0,0025^5 \times 34,50^2 = 1,16E - 10$$

$$\lambda_{M_{f_y}} = 0,0025^5 \times 34,35^2 = 1,15E - 10$$

$$\lambda_{Mfz} = 0,0025^5 \times 36,93^2 = 1,33E - 10$$

#### 5.2.1.10 Escala de amortecimento

Em modelagem aeroelástica, a razão de amortecimento crítico do modelo deve, por se tratar de um adimensional, ser igual a da estrutura real, ou seja,  $\zeta_m = \zeta_p$ . Portanto, o fator de escala de amortecimento é igual a 1.

### 5.3 Modelo construído

O modelo utilizado foi construído na oficina do Laboratório de Aerodinâmica das Construções da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pela equipe do Técnico Paulo Francisco Bueno. Construído de modo a ser uma “casca” rígida, o modelo foi feito de chapas de madeira compensada de pinho, com 3mm de espessura coladas entre si com o adesivo comercial Super Bonder, do fabricante Loctite. A fixação do modelo à BD3GDL foi feita através de uma chapa de 10mm de marfim arana embutida no modelo, 41,65mm acima da base, e aparafusada nas chapas laterais do modelo com 2 parafusos auto-atarraxantes por face.

Durante a construção do modelo, o único cuidado tomado em relação à massa do mesmo foi para que essa não fosse muito grande, o que poderia fazer com que algum dos momentos de inércia de massa ultrapassasse o determinado pela correspondência de escala. O contrário não foi problema, pois o sistema de calibração da BD3GDL permite adicionar momento de inércia de massa ao modelo, através do lastro de massa.

Aplicando-se o fator de escala de comprimento, 1:406,4, nas dimensões do edifício real, chega-se às dimensões de 112,50mm por 75,00mm para a base do modelo, e 450mm para sua altura. A Figura 5.4, a seguir, mostra esquematicamente as dimensões do modelo construído, e a Figura 5.5 mostra uma fotografia do modelo.

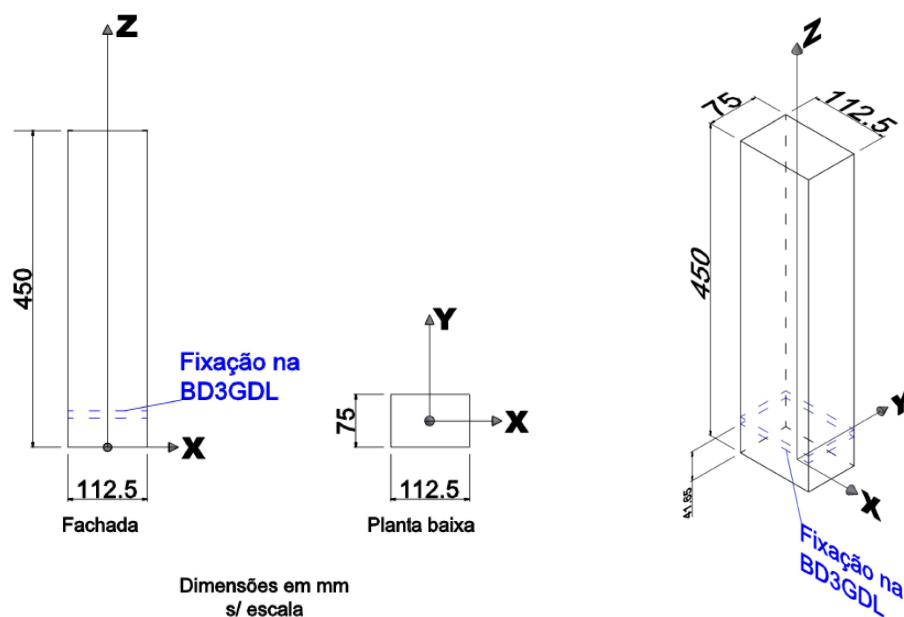


Figura 5.4 – Dimensões do modelo do *CAARC Standard Tall Building*.



Figura 5.5 – Modelo do *CAARC Standard Tall Building*.

## 5.4 Aquisição de dados

Durante os ensaios em túnel de vento com o modelo do *CAARC Standard Tall Building*, o sinal gerado pelos sensores ópticos passou pelo mesmo condicionador de sinal utilizado nos ensaios de calibração da BD3GDL, descrito no item 4.1.1, sendo filtrado e amplificado 20 vezes. O sinal elétrico amplificado foi adquirido em um microcomputador equipado com uma placa de aquisição de dados marca National Instruments, modelo NI6225,

---

com 40 canais analógicos diferenciais, e 16bits de resolução a uma taxa de aquisição de 250kHz.

Para a efetiva aquisição do sinal, foi utilizado um programa desenvolvido pelo LAC-UFRGS no sistema de aquisição de dados LabView. Este programa permite a aquisição do sinal em três canais (foram utilizados três sensores ópticos de posição), com período e taxa de aquisição (número de pontos por segundo) escolhidos pelo usuário. Os dados adquiridos foram gravados em duas versões, uma com o sinal puro, e outra com sinal condicionado por um filtro numérico passa-baixa de 5ª ordem, de topologia Butterworth, com frequência de corte igual a 50Hz, disponível no próprio software LabView. O programa também faz os gráficos do espectro de potência de frequência e da variação do sinal elétrico no tempo, além de permitir a leitura em tempo real do sinal.

### 5.5 Ajuste das frequências e dos amortecimentos

Com o modelo devidamente instalado na BD3GDL iniciou-se o processo de ajuste das frequências de vibração, feito através da regulagem dos momentos de inércia de massa do modelo em torno de cada eixo. Como bem mostra a equação (3.5), se a constante elástica da mola é conhecida, e o momento de inércia de massa estiver corretamente ajustado, então a frequência medida não deve ser outra senão a calculada.

O ajuste dos momentos de inércia de massa foi realizado com adição de massas de chumbo nos mecanismos de cada movimento, nos locais descritos no item 3, com a exceção do momento de inércia de massa em torno do eixo Z, cujo valor foi atingido apenas com a instalação do modelo,

A medição das frequências de vibração foi realizada através de ensaios de vibração livre, com a aplicação de cargas do tipo impulso na direção em que a frequência estava sendo medida. As frequências foram calculadas pelo programa de aquisição de dados, já mencionado no item anterior, através do espectro de potência.

A Figura 5.6 mostra uma tela do programa de aquisição com os espectros de potência de uma das medidas realizadas para o movimento em torno do X. Os gráficos, apresentados no centro da tela, e os valores de frequência com maior amplitude no espectro, apresentados no canto inferior esquerdo, são identificados pelo número do canal da placa de aquisição, cuja

correspondência com os movimentos da BD3GDL é: Translação1 (rotação em torno de Y) conectado ao *Channel 0*, Translação 2 (rotação em torno de X) conectado ao *Channel 1*, e Torção (rotação em torno de Z) conectado ao *Channel 2*.

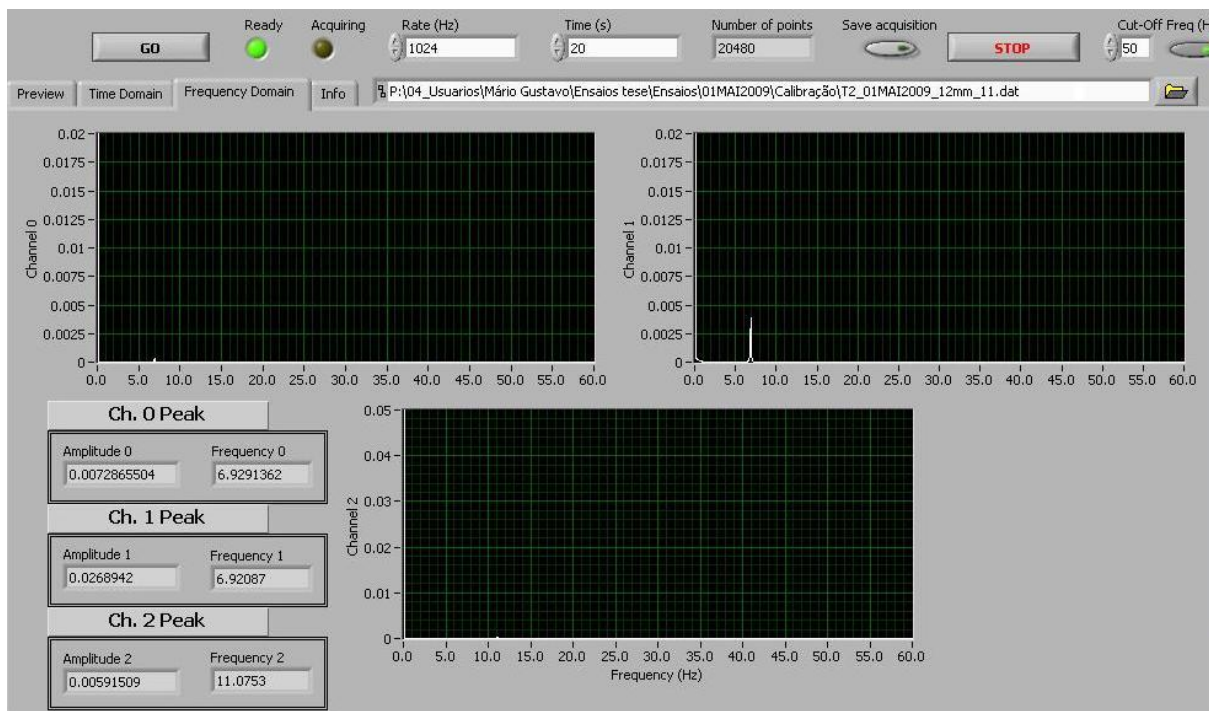


Figura 5.6 – Espectro de potência obtido no programa de aquisição durante o ajuste de frequência do movimento em torno do eixo X.

Tendo-se as frequências e os momentos de inércia de massa ajustados, partiu-se para a calibração dos amortecimentos do modelo. Devido ao fato de o momento de inércia de massa em torno do eixo Z ter sido atingido apenas com a instalação do modelo, não foi possível utilizar uma pá de amortecimento imersa em um líquido de viscosidade conhecida, como descrito no item 3, pois essa pá de amortecimento acrescentaria momento de inércia de massa ao movimento. A solução encontrada foi conectar a parte fixa do mecanismo responsável pelo movimento de torção à parte móvel do mesmo mecanismo, utilizando uma fita emborrachada, folgada o suficiente para não restringir o movimento, mas capaz de dissipar sua energia. Já nos movimentos em torno dos eixos X e Y, como as massas adicionadas na regulagem do momento de inércia de massa foram muito grandes, ocupando o espaço que seria das pás de amortecimento, a solução adotada foi imergir o lastro de massas em óleo lubrificante SAE 90, acrescentando-se, quando necessário, área de contato com o óleo através de lâminas de alumínio de 0,4mm de espessura, coladas às massas de chumbo. A Figura 5.7 mostra o lastro de massas e a solução adotada para a regulagem dos amortecimentos.

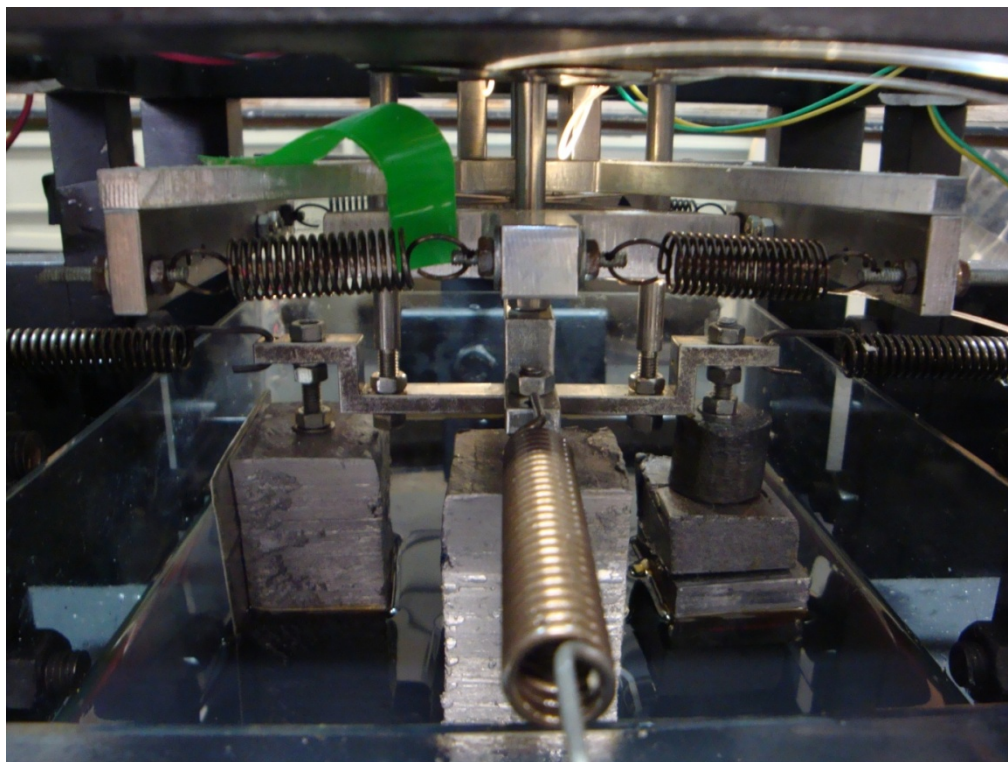


Figura 5.7 – Lastro de massas e pás de amortecimento.

Os amortecimentos foram determinados a partir da razão de amortecimento crítico, calculada com base na envoltória da variação temporal dos deslocamentos medidos em ensaios de vibração livre, tais como os realizados para o ajuste das frequências. A esta envoltória foi aproximada uma curva regida pela equação (4.12), a seguir, com o uso do software CurveExpert 1.3.

$$y(t) = a \cdot e^{-bt} \quad (4.12)$$

Onde o coeficiente  $b$  representa o produto da razão de amortecimento crítico ( $\zeta$ ) pela frequência angular ( $\omega_n$ ), esta última igual a  $\pi$  vezes o dobro da frequência natural de vibração. A Figura 5.8 mostra a série temporal dos deslocamentos durante ensaio um para ajuste do amortecimento do movimento em torno do eixo Z. A Figura 5.9 mostra a aproximação da envoltória desta série temporal à curva do tipo da equação (4.12) obtida pelo o programa CurveExpert 1.3.

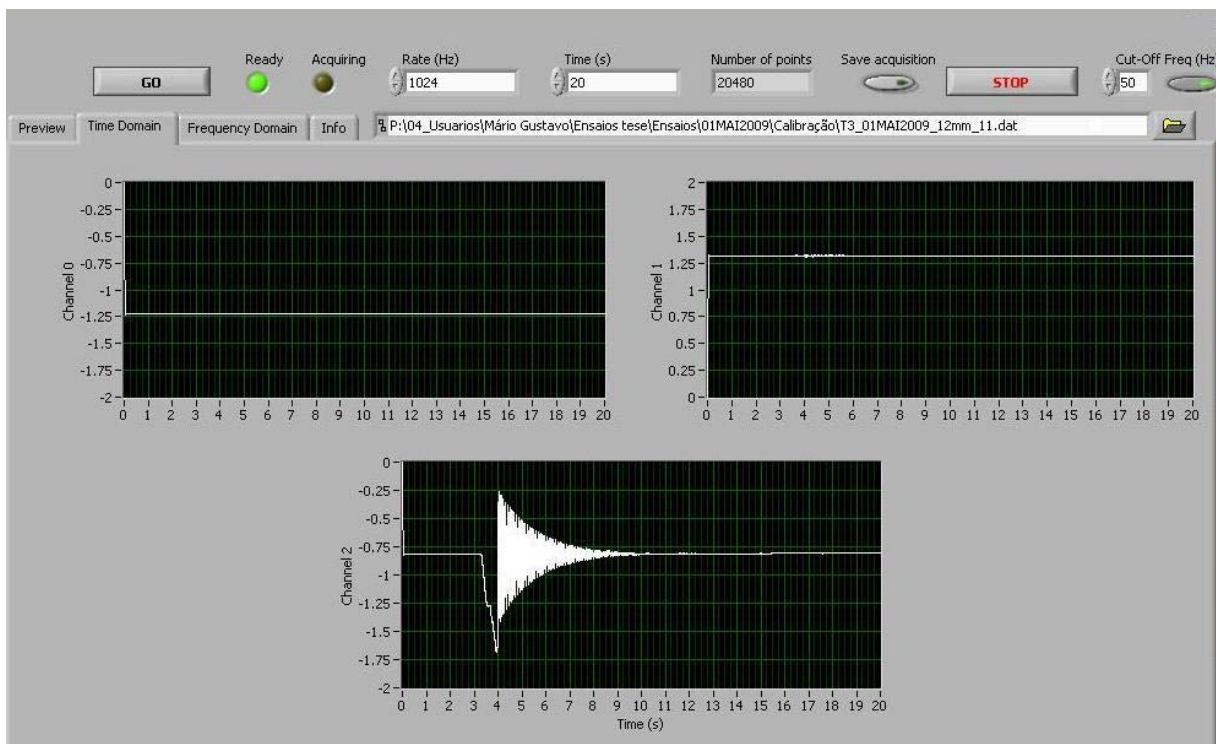


Figura 5.8 – Série temporal de deslocamentos durante o ajuste de amortecimento do movimento em torno do eixo Z.

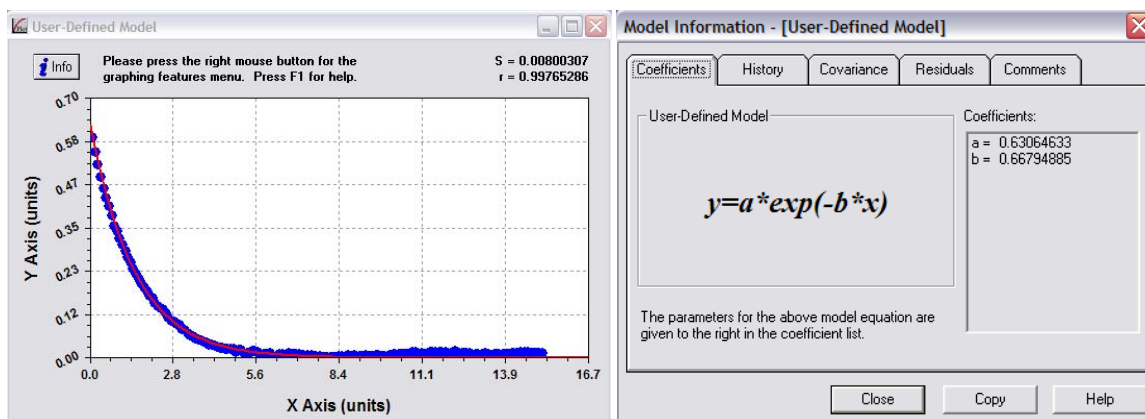


Figura 5.9 – Ajuste da curva de amortecimento do movimento de Torção.

Após os ajustes necessários terem sido feitos, foram realizadas cinco medições de frequência e amortecimento por direção, cada uma com tempo total de aquisição pelo programa de 20s, e taxa de aquisição de 1024Hz, chegando-se a valores médios de frequência de 6,920Hz para o movimento em torno do eixo X, 6,879Hz para o movimento em torno do eixo Y, e 10,975Hz para o movimento em torno do eixo Z. Isso implica em um erro de 0,29% na frequência em torno do eixo X, 0,13% na frequência em torno do eixo Y, e -0,95% na

freqüência em torno do eixo Z. No que diz respeito ao momento de inércia de massa, a imprecisão medida também foi pequena, sendo de -0,58% em torno de X, -0,26% em torno de Y, e 1,93% em torno do eixo Z.

Nesses mesmos ensaios, os valores médios das razões de amortecimento crítico foram de 0,99% para o movimento em torno do eixo X, 0,94% para o movimento em torno do eixo Y, e 0,97% em para o movimento em torno do eixo Z. A Tabela 5.1, a seguir, mostra as freqüências e as razões de amortecimento crítico medidas.

Tabela 5.1– Freqüências e razões de amortecimento crítico.

Ensaio	Translação 1		Translação 2		Torção	
	$f_y$ [Hz]	$\zeta$ [%]	$f_x$ [Hz]	$\zeta$ [%]	$f_z$ [Hz]	$\zeta$ [%]
1	6.878	0.93	6.920	1.01	10.975	1.01
2	6.878	0.98	6.919	1.00	10.975	0.97
3	6.879	0.96	6.920	0.98	10.975	0.97
4	6.879	0.90	6.921	0.99	10.974	0.97
5	6.879	0.92	6.920	0.98	10.976	0.94
Média	6.879	0.94	6.920	0.99	10.975	0.97

### 5.3 Ensaios em túnel de vento

#### 5.3.1 Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann*

Os ensaios foram realizados no Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann* da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (Blessmann, 1982), mostrado na Figura 5.10. Trata-se de um túnel de vento de circuito fechado, projetado especificamente para ensaios estáticos e dinâmicos de modelos de construções civis. Este túnel permite a simulação das principais características de ventos naturais, ou seja, simula a camada limite atmosférica. Sua secção de altas velocidades tem relação comprimento / altura da câmara principal de ensaios superior a 10, e dimensões 1,30m x 0,90m x 9,32m (largura x altura x comprimento). A velocidade máxima do escoamento de ar nesta câmara, com vento uniforme e suave, sem modelos, é de 45m/s. As hélices do ventilador são acionadas por um motor elétrico de 100HP e o controle da velocidade do escoamento é feito através de um inversor de freqüências.





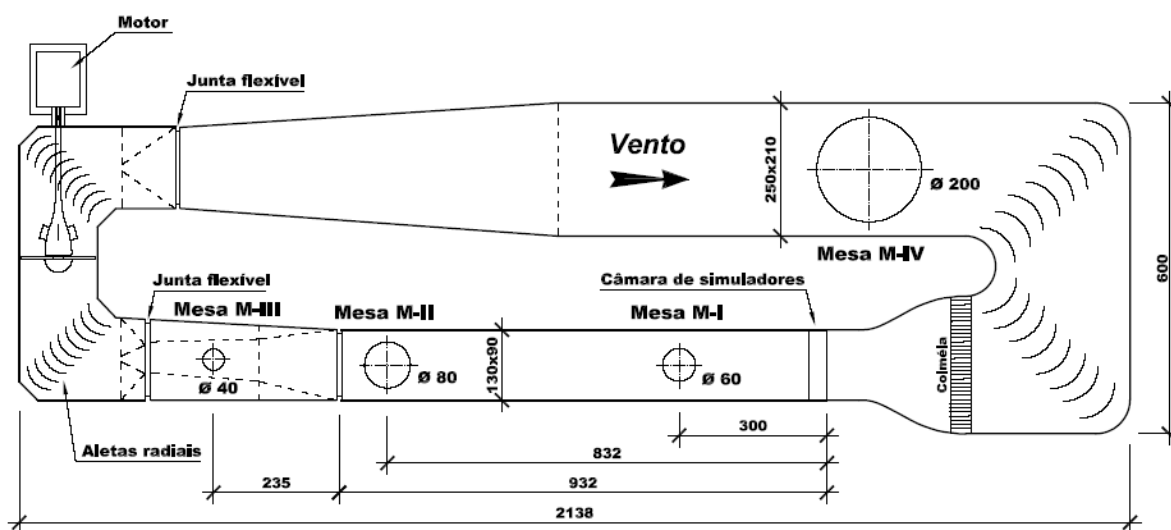
Figura 5.10 – Vista externa do Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann*.

O Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann* dispõe atualmente de quatro mesas giratórias para fixação de modelos, cujas posições são mostradas na Figura 5.11. Cada mesa tem suas aplicações específicas:

- Mesa M-I: ensaios de tipo aeronáutico no piso do túnel; pesquisa básica em formas geométricas simples, em modelos bi ou tridimensionais; ensaios para construção civil com geradores de turbulência colocados na câmara de simuladores.
- Mesa M-II: ensaios de tipo aeronáutico no eixo do túnel; ensaios para construção civil, com blocos colocados no piso e/ou geradores de turbulência na câmara de simuladores e/ou em outras seções; estudos de fenômenos de instabilidade aerodinâmica com modelos bidimensionais colocados na horizontal (na Mesa M-I o modelo pode ser colocado vertical ou horizontalmente).
- Mesa M-III: construída especialmente para estudos dinâmicos em estruturas muito alteadas, tais como pilares de viadutos, mastros, torres de televisão e chaminés.

- Mesa M-IV: localizada no retorno do túnel, onde a seção transversal mede 2,40m x 2,10m. Serve para ensaios de dissipação de fumaça e de gases industriais, influência da topografia dos terrenos sobre os ventos, efeitos de interação, modelos de pontes, entre outros.

A mesa escolhida para realizar os ensaios deste trabalho foi a M-II, pois nela é possível trabalhar com o perfil de velocidades desejado, obtido a partir da colocação de blocos de madeira no piso do túnel, que simulam a rugosidade do terreno.



**Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann**  
Dimensões em [cm]

Figura 5.11 – Circuito aerodinâmico do Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann*.

### 5.3.2 Vento Simulado

O vento simulado para realização dos ensaios foi do tipo deslizante e turbulento. Seu perfil vertical de velocidades médias, ou seja, a variação da velocidade média do vento em uma seção do túnel em função da cota vertical, medida a partir do piso do túnel, foi tal que pôde ser descrito por uma lei potencial do tipo da equação (5.13), retirada de Blessmann (1990). Este perfil foi obtido com a colocação dos elementos de rugosidade no piso da seção de trabalho. Já a turbulência atmosférica foi simulada com a utilização de elementos geradores de turbulência instalados na câmara de simuladores.

$$\frac{V(z)}{V_{ref}} = \left( \frac{z}{z_{ref}} \right)^p \quad (5.13)$$

Onde:

- $V(z)$             velocidade média na altura  $z$ ;
- $V_{ref}$             velocidade média de referência na altura  $z_{ref}$ ;
- $z_{ref}$             cota de referência, 450mm a partir do piso do túnel de vento;
- $z$                 cota vertical, medida a partir do piso do túnel de vento;
- $p$                 expoente da curva de potência.



Figura 5.12 – Elementos geradores de turbulência e rugosidade para  $p=0,34$ .

O valor obtido para o expoente  $p$  da equação (5.13) foi 0,34, que corresponde à categoria V da Norma Brasileira NBR-6123, ou seja, a um terreno coberto por obstáculos numerosos, grandes, altos e pouco espaçados, como, por exemplo, centros de grandes cidades. A Figura 5.13 mostra as principais características do vento simulado, sendo, respectivamente: (a) perfil vertical das velocidades médias, em percentagem da velocidade média em relação à velocidade média na cota de referência (450mm), no eixo longitudinal do túnel (pontos experimentais e a curva potencial teórica); (b) intensidade (I1) da componente longitudinal da

turbulência, que no nível do topo do modelo, 450mm, é de aproximadamente 7,1%; (c) macroescala da componente longitudinal da turbulência.

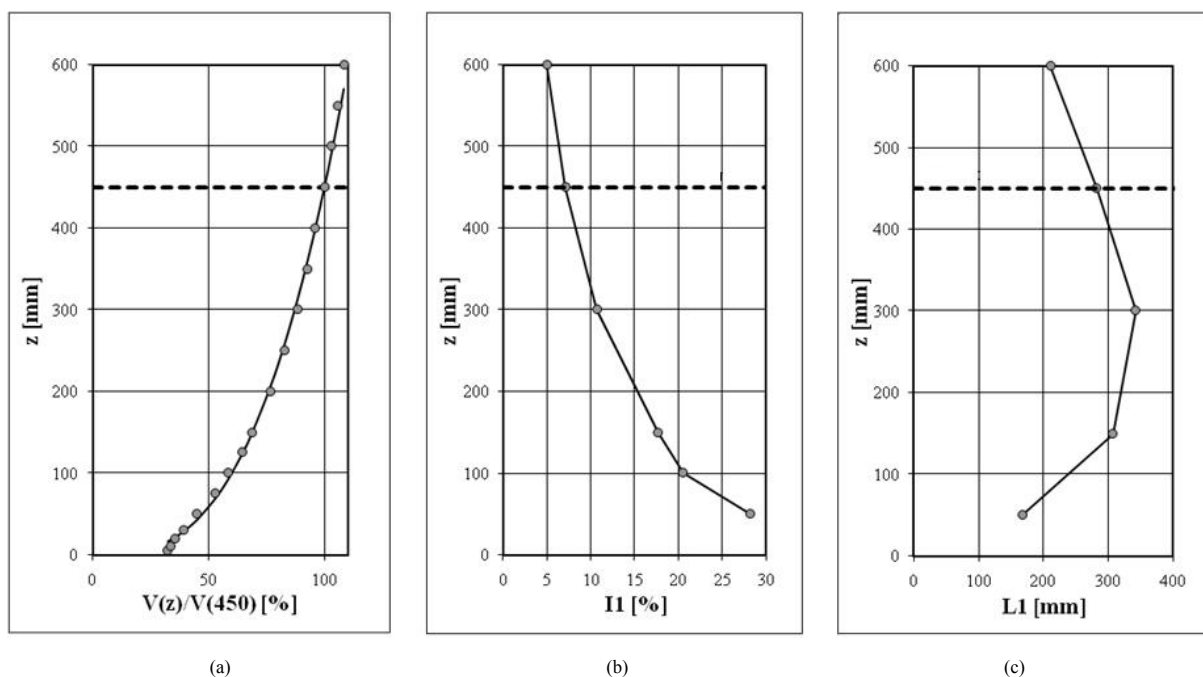


Figura 5.13 – Características do vento simulado: (a) perfil vertical de velocidades; (b) intensidade da componente longitudinal da turbulência; (c) macroescala da componente longitudinal da turbulência.

### 5.3.3 Ensaios dinâmicos com a BD3GDL

Os ensaios do modelo do *CAARC Standard Tall Building* com a BD3GDL foram realizados com o modelo isolado e com a presença de um modelo mudo de dimensões iguais às do modelo em estudo. Os ensaios com o modelo isolado foram realizados para sete ângulos de incidência do vento diferentes, variando de  $0^\circ$  (vento incidindo perpendicularmente à maior fachada do modelo) a  $90^\circ$  (vento incidindo perpendicularmente à menor fachada do modelo), a cada  $15^\circ$ . A Figura 5.14 mostra esquematicamente os ângulos de incidência do vento para os ensaios com o modelo isolado.

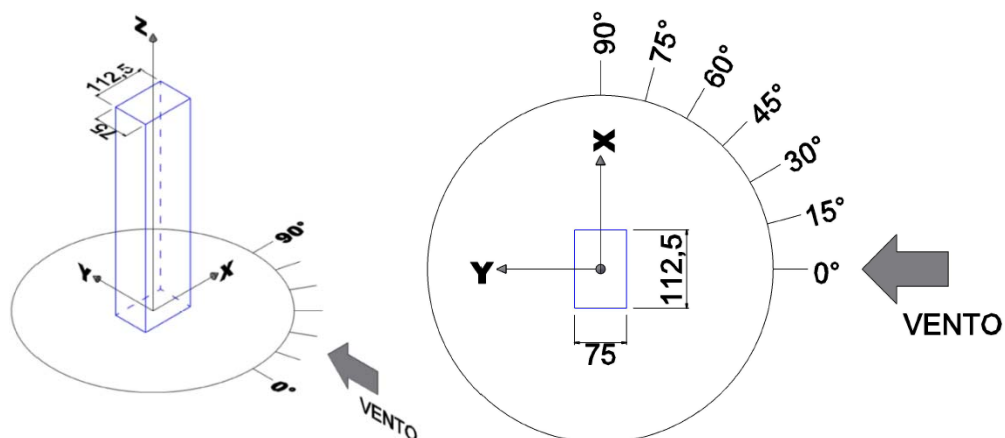


Figura 5.14 – Ângulos de incidência do vento para ensaios com o modelo isolado.

Já os ensaios com a presença do prédio vizinho foram realizados para os ângulos de  $0^\circ$  e  $90^\circ$  (mesma referência de incidência do vento utilizada para o modelo isolado), com o modelo mudo instalado em seis posições diferentes, identificadas como configurações II a VII e mostradas na Figura 5.15.

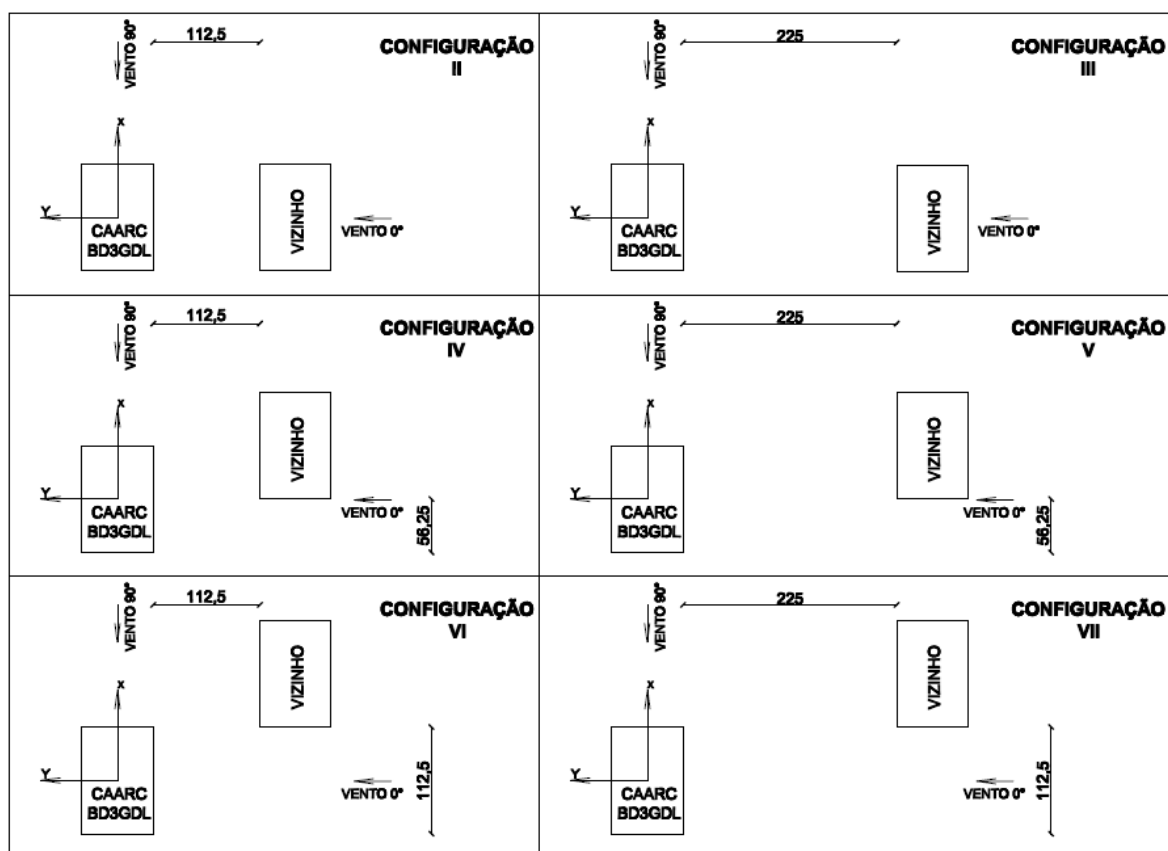


Figura 5.15 – Posições do modelo e do modelo mudo nos ensaios com vizinhança.

Nos ensaios com o modelo isolado, a razão de bloqueio, definida como o quociente entre a área frontal dos modelos e a área da seção de trabalho do túnel de vento, variou de 5,19%, para vento a 30°, a 2,88%, para vento a 90°. Já para os ensaios com simulação de vizinhança, a razão de bloqueio variou de 8,65%, para as vento a 0° nas configurações VI e VII, a 5,77% para vento a 90° em todas as configurações. Segundo Isyumov (1982), são necessárias correções nos resultados obtidos em ensaios em túnel de vento se a razão de bloqueio da seção do túnel ultrapassar 5%, o que aconteceu em 12 dos 19 ensaios realizados, porém optou-se por não fazer tais correções. A Tabela 5.2, a seguir, mostra a razão de bloqueio para todas as configurações de modelo e ângulos de incidência de vento ensaiados.

Tabela 5.2 – Razões de bloqueio

Configuração I - Isolado		Ensaio com vizinhança		
Ângulo vento	Razão de Bloqueio [%]	Configuração	Ângulo vento	Razão de Bloqueio [%]
0°	4,33	II	0°	4,33
15°	4,93		90°	5,77
30°	5,19	III	0°	4,33
45°	5,10		90°	5,77
60°	4,66	IV	0°	6,49
75°	3,91		90°	5,77
90°	2,88	V	0°	6,49
			90°	5,77
		VI	0°	8,65
			90°	5,77
		VII	0°	8,65
			90°	5,77

Durante a realização dos ensaios, a velocidade do escoamento foi determinada através da diferença de pressão estática,  $\Delta p_a$ , medida entre dois anéis piezométricos posicionados nos extremos do convergente, situado na entrada da seção principal de trabalho. Esta medida foi feita por um micro manômetro eletrônico marca Schiltknecht, modelo MANOAIR 500, com resolução de 0,1Pa e precisão de 0,2Pa, que além das leituras de pressão faz também medidas de temperatura e de pressão atmosférica. Os dados medidos pelo micro manômetro foram adquiridos simultaneamente à aquisição dos dados dos sensores ópticos de posição, pelo mesmo microcomputador, ao qual o micro manômetro foi conectado através da porta serial. A

aquisição dos dados do micro manômetro foi feita à taxa de duas amostras por segundo, por um programa desenvolvido pelo LAC-UFRGS no software LabView, capaz de calcular as velocidades instantâneas a partir das equações (5.14) e (5.15):

$$\rho = \frac{I}{T} \left( \frac{B}{R_0} - \phi P_w \left( \frac{I}{R_0} - \frac{I}{R_w} \right) \right) \quad (5.14)$$

Onde:

- $\rho$  massa específica do ar [kg/m<sup>3</sup>];
- $B$  pressão atmosférica [Pa];
- $T$  temperatura [K];
- $R_0$  constante dos gases para o ar seco (287,05J/kgK);
- $R_w$  constante dos gases para o vapor d'água (461,5 J/kgK);
- $\Phi$  umidade relativa do ar (%);
- $P_w$  pressão de vapor  $\Rightarrow P_w = 0,0000205 \cdot e^{0,0631846T}$

$$v = k_b \sqrt{\frac{2 \cdot k_0 \cdot \Delta p_a}{\rho}} \quad (5.15)$$

Onde:

- $v$  velocidade instantânea do escoamento [m/s];
- $\Delta p_a$  diferença de pressão estática medida entre os anéis piezométricos situados nos extremos do convergente do túnel de vento [Pa];
- $k_b$  fator de correção do bloqueio, igual a 1, por não ter sido feita correção de bloqueio;

- $k_0$  fator de calibração do túnel de vento, previamente determinado, relacionando valores de  $\Delta p_a$  à pressões dinâmicas do escoamento a cada 5cm de altura no eixo vertical em que o modelo foi instalado.

Nos ensaios com o modelo isolado (configuração I) foram testadas 16 velocidades de vento para cada ângulo, variando de 1,5m/s a 14,1m/s dentro do túnel de vento, exceto para a posição vento a 90°, para a qual foram testadas apenas 13 velocidades (máxima de 11,6m/s dentro do túnel de vento), devido ao modelo ter apresentado deformações excessivas, como será demonstrado na apresentação dos resultados. Já para as configurações com o prédio vizinho, II à VII, foram testadas 15 velocidades para cada ângulo, variando de 1,5m/s a 13,2m/s dentro do túnel de vento.

A aquisição dos dados dos sensores ópticos de posição foi feita à taxa de 1024 pontos por segundo, durante 74s, que a partir dos fatores de escala calculados no item 5.2.1.5, correspondem à aproximadamente 45minutos em escala real. Após a realização dos ensaios, os dados gravados pelo programa de aquisição foram submetidos a rotinas desenvolvidas no software MatLab a fim de realizar a conversão do sinal elétrico para deslocamentos angulares, com base nas funções de transferência obtidas na calibração da BD3GDL, e de obter os deslocamentos horizontais no topo do modelo, a partir dos deslocamentos angulares e da geometria do modelo, como mostra a Figura 5.16 e a equação (5.16).

$$D_h = H \times \text{sen}\theta \quad (5.16)$$

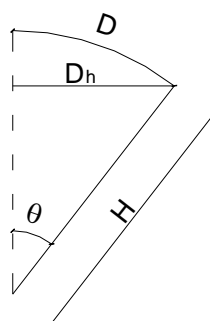


Figura 5.16 –Determinação da parcela horizontal do deslocamento no topo do modelo.

### 5.3.4 Ensaios de medidas de pressões em alta frequência



Como mencionado anteriormente, os resultados obtidos em ensaios em túnel de vento com o modelo do *CAARC Standard Tall Building* utilizando a BD3GDL foram comparados com resultados obtidos para o mesmo edifício com técnicas de modelagem aeroelásticas publicados por outros autores e com resultados obtidos a partir da integração de pressões medidas em alta frequência. Esses ensaios de pressões medidas em alta frequência também foram realizados no Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann*, repetindo-se todas as configurações ensaiadas com a BD3GDL.

Para tanto, foi construído um modelo rígido, em chapas de acrílico de 3mm de espessura, na mesma escala utilizada para o modelo dinâmico, 1:406,4. O modelo foi instrumentado com 280 tomadas de pressão, distribuídas em 10 linhas horizontais de 28 tomadas. A distribuição das tomadas no plano horizontal incluiu as 20 posições padronizadas do *CAARC Standard Tall Building*, (ver Melbourne (1980)), com a adição de quatro tomadas por fachada, posicionadas próximo aos cantos do modelo, tal como foi adotado por Dragoiescu, Garber e Kumar (2006). A Figura 5.17 mostra a distribuição das tomadas de pressão no *CAARC Standard Tall Building*, e a Figura 5.18 mostra o modelo de tomadas de pressão instalado no túnel de vento.

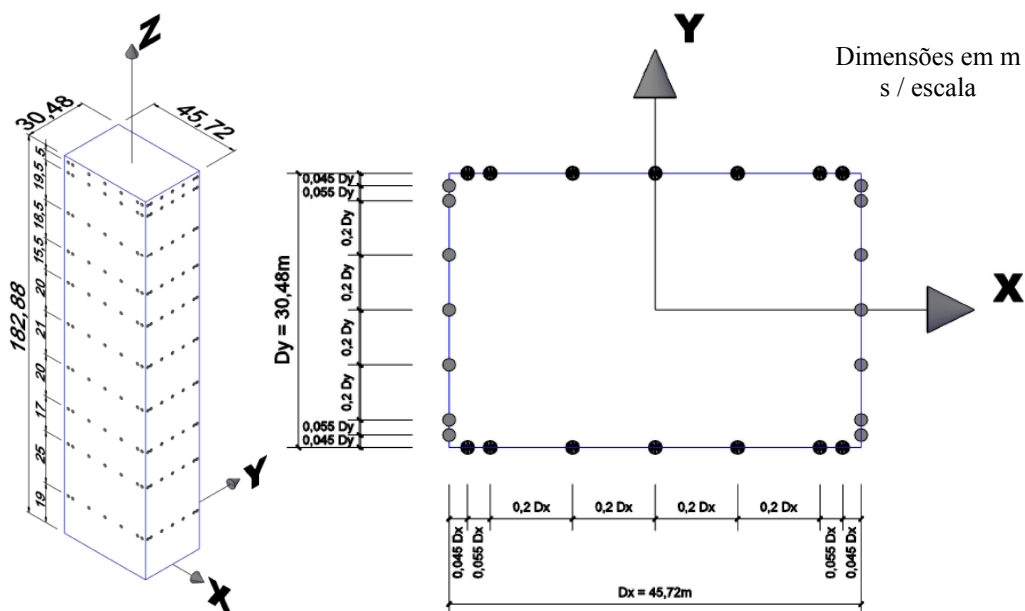


Figura 5.17 – Distribuição das tomadas de pressão no *CAARC Standard Tall Building*.



Figura 5.18 – Modelo de tomadas de pressões do *CAARC Standard Tall Building*.

As pressões nas tomadas foram medidas com a utilização de cinco módulos de transdutores eletrônicos de pressão da marca Scanivalve Corp., modelo ZOC33, cada um com 64 sensores, capazes de medir pressões de até 20mm de água, com imprecisão de apenas 0,12%. Os ensaios foram realizados com uma velocidade por configuração, em torno de 26m/s, variando conforme o bloqueio oferecido pelo modelo. A cada configuração foram adquiridas 8192 medidas de pressão por tomada, a uma taxa de aquisição de aproximadamente 500Hz.

As séries temporais de pressões medidas para cada tomada foram, então, integradas em suas áreas de influência e multiplicadas pelo braço de alavanca em relação a cada um dos eixos coordenados. O somatório destes produtos foi dividido pela pressão dinâmica do ensaio e pelo volume do modelo, de modo a se obter séries temporais de coeficientes de momento em torno de cada eixo:

$$CM_x(t) = \sum_{i=1}^{280} \frac{p_i(t) \cdot A_i \cdot b_{ix}}{q \cdot V} \quad (5.17)$$

$$CM_y(t) = \sum_{i=1}^{280} \frac{p_i(t) \cdot A_i \cdot b_{iy}}{q \cdot V} \quad (5.18)$$

$$CM_z(t) = \sum_{i=1}^{280} \frac{p_i(t) \cdot A_i \cdot b_{iz}}{q \cdot V} \quad (5.19)$$

Onde:

- $CM_x(t)$  série temporal de coeficientes de momentos em torno do eixo X;
- $CM_y(t)$  série temporal de coeficientes de momentos em torno do eixo Y;
- $CM_z(t)$  série temporal de coeficientes de momentos em torno do eixo Z;
- $p_i(t)$  série temporal de pressões medidas na tomada  $i$  [Pa];
- $A_i$  área da tomada  $i$  [m<sup>2</sup>];
- $q$  pressão dinâmica de referência no ensaio [Pa];
- $V$  volume de referência (volume do modelo) [m<sup>3</sup>];
- $b_{ix}, b_{iy}$  e  $b_{iz}$  braços de alavanca da força medida na tomada  $i$  em torno dos eixos X, Y e Z, respectivamente.

A fim de obter, a partir dos ensaios de pressões, as respostas do *CAARC Standard Tall Building* para as mesmas velocidades ensaiadas com a BD3GDL, as séries temporais dos coeficientes de momento foram, então, multiplicadas pelo volume do modelo e pelas pressões dinâmicas dos ensaios aeroelásticos correspondentes. Deste modo obteve-se uma série temporal de 8192 momentos em torno de cada eixo, para cada velocidade ensaiada com a BD3GDL, para cada configuração.

Sabe-se que para barras rígidas que giram em torno de um determinado eixo, como pode ser considerado o *CAARC Standard Tall Building*, a equação de equilíbrio dinâmico é dada por:

$$I_m \cdot \ddot{\theta} + c \cdot \dot{\theta} + k_\theta \cdot \theta = M(t) \quad (5.20)$$

Dividindo-se (5.20) por  $I_m$ :

---

$$\ddot{\theta} + 2 \cdot \zeta \cdot \omega_n \cdot \dot{\theta} + \omega_n^2 \cdot \theta = \frac{M(t)}{I_m} \quad (5.21)$$

Onde:

- $\theta$  série temporal do deslocamento angular [rad];
- $\dot{\theta}$  série temporal da velocidade angular [rad/s];
- $\ddot{\theta}$  série temporal da aceleração angular [rad/s<sup>2</sup>];
- $\zeta$  razão de amortecimento crítico;
- $\omega_n$  frequência angular [rad/s];
- $M(t)$  série temporal de momentos [Nm];
- $I_m$  momento de inércia de massa [kg m<sup>2</sup>].

Assim, de posse de todos os parâmetros de entrada, a equação diferencial (5.21) foi resolvida pelo Princípio de Duhamel para os três movimentos de todas as configurações ensaiadas, para velocidades equivalentes às ensaiadas com a BD3GDL, obtendo-se a resposta completa a partir dos ensaios de pressões.

## 6 Apresentação e discussão dos resultados

Após a realização dos ensaios dinâmicos e de pressões, os dados adquiridos foram processados de modo a poderem ser apresentados na forma de gráficos. A resposta em torno do eixo Z, ou seja, a resposta torcional, é apresentada em função da velocidade reduzida, que é a velocidade do vento nos ensaios normalizada pelo produto da frequência de torção do modelo e da maior dimensão em planta do modelo, 112,5mm. São apresentados o deslocamento angular de torção médio, o desvio padrão dos deslocamentos angular de torção, e o máximo deslocamento angular absoluto de torção, todos medidos em graus. Já as respostas nas direções dos eixos X e Y são apresentadas em termos de deslocamentos normalizados pela dimensão do modelo na direção do deslocamento, ou seja, 112,5mm para a direção X, e 75mm para a direção Y. Então, para as direções X e Y são apresentados o deslocamento médio normalizado, o desvio padrão do deslocamento normalizado e o máximo deslocamento absoluto normalizado, todos em função da velocidade reduzida, ou seja, a razão entre velocidade do vento nos ensaios e o produto da frequência de vibração do modelo na direção considerada (6,879Hz para a direção X e 6,920Hz para a direção Y) pela maior dimensão do modelo em planta, 112,5mm.

### 6.1 Modelo Isolado – Configuração I

O primeiro grupo de resultados a ser apresentado, Figura 6.1 a Figura 6.30, corresponde à configuração I, ou seja, o modelo do *CAARC Standard Tall Building* isolado. Nesta configuração, para os ângulos de incidência do vento variando de 15° a 75°, os resultados obtidos nos ensaios com a utilização da BD3GDL são comparados apenas com os resultados obtidos a partir dos ensaios de pressão em alta frequência, devido à escassez de dados publicados para ângulos de incidência do vento oblíquos à fachada do modelo. Essa situação se repetiu no caso da torção média e máxima, máximos deslocamentos absolutos e deslocamentos médios transversais ao vento incidente, para os ângulos de 0° e 90°.

Sendo assim, para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de maior área, ou seja, vento a 0°, os resultados obtidos nos ensaios com a BD3GDL e a partir dos ensaios com o modelo de pressões foram comparados com resultados obtidos por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), Xu (1991), Kwok, Wilhelm e Wilkie (1988) e Melbourne (1980) para os

desvios padrão normalizados dos deslocamentos nas direções longitudinal e transversal ao vento incidente (neste caso nas direções Y e X, respectivamente), Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) e Melbourne (1980) para o deslocamento médio normalizado na direção do vento incidente (Y, neste caso), e Tang e Kwok (2003) para o desvio padrão dos deslocamentos angulares de torção.

Já para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de menor área, ou seja, vento a  $90^\circ$ , os resultados obtidos neste trabalho foram comparados com resultados obtidos por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) e Melbourne (1980), para o deslocamento médio normalizado na direção do vento incidente (neste caso direção X) e para os desvios padrão normalizados dos deslocamentos nas direções longitudinal e transversal ao vento incidente (neste caso direções X e Y, respectivamente), e com os resultados de Tang e Kwok (2003) para o desvio padrão dos deslocamentos angulares de torção.

Ressalvas devem ser feitas quanto ao vento simulado em cada um dos trabalhos utilizados neste estudo comparativo. Como já foi mencionado anteriormente, nos experimentos deste trabalho, o perfil vertical de velocidades do vento simulado tinha um expoente  $p$  da lei potencial igual a 0,34. O vento simulado por Melbourne (1980) tinha  $p$  igual a 0,28, já o de Xu (1991) tinha  $p$  igual a 0,25, Tang e Kwok (2003) utilizaram  $p$  igual a 0,19, enquanto Kwok, Wilhelm e Wilkie (1988) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) utilizaram  $p$  igual a 0,15. No que se refere à intensidade da componente longitudinal da turbulência no topo do modelo, o vento simulado por Xu (1991) tinha 12%, os ventos simulados por Melbourne (1980), Kwok, Wilhelm e Wilkie (1988) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) tinham 10%, o de Tang e Kwok (2003) tinha 9%, enquanto que o vento simulado nos experimentos deste trabalho tinha aproximadamente 7,1% de intensidade da componente longitudinal da turbulência.

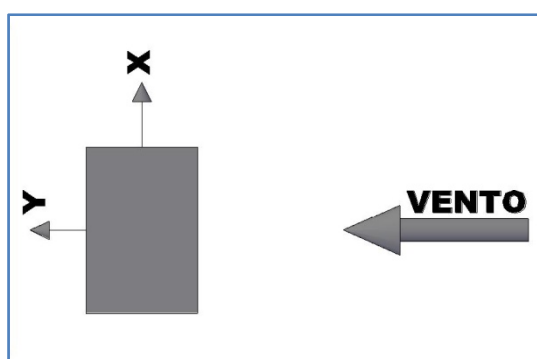


Figura 6.1 – Posição do modelo na configuração I e vento a  $0^\circ$ .

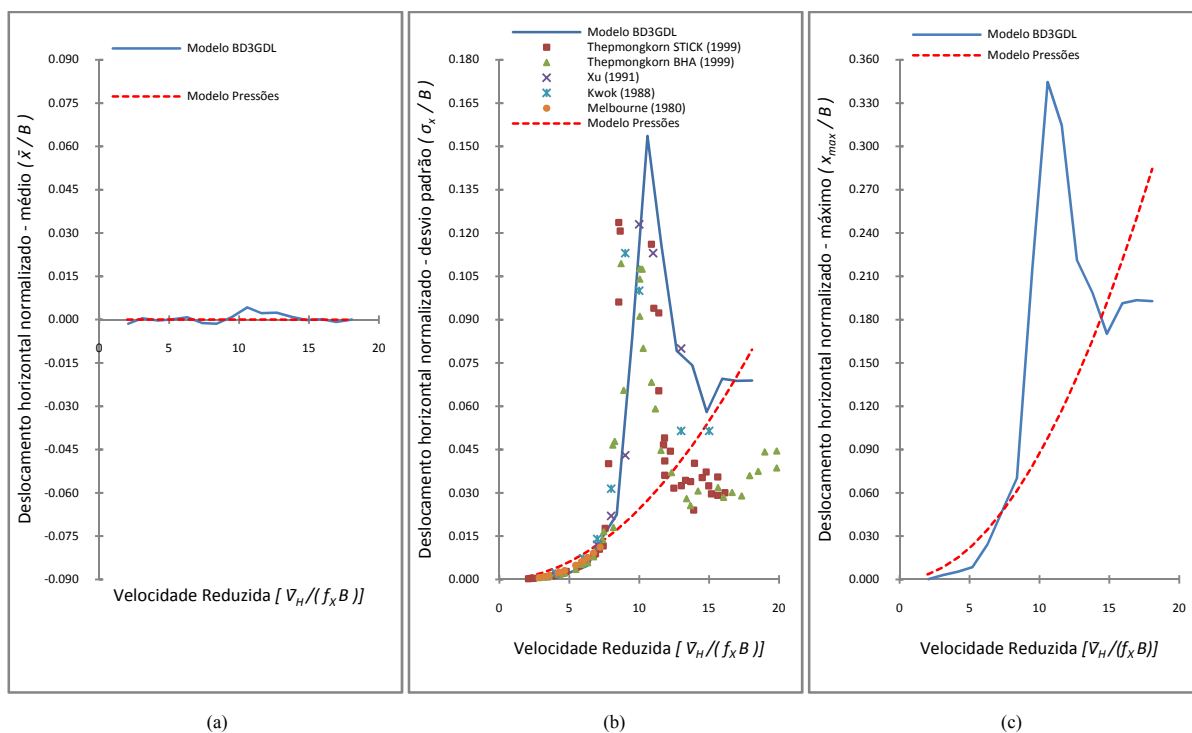


Figura 6.2 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

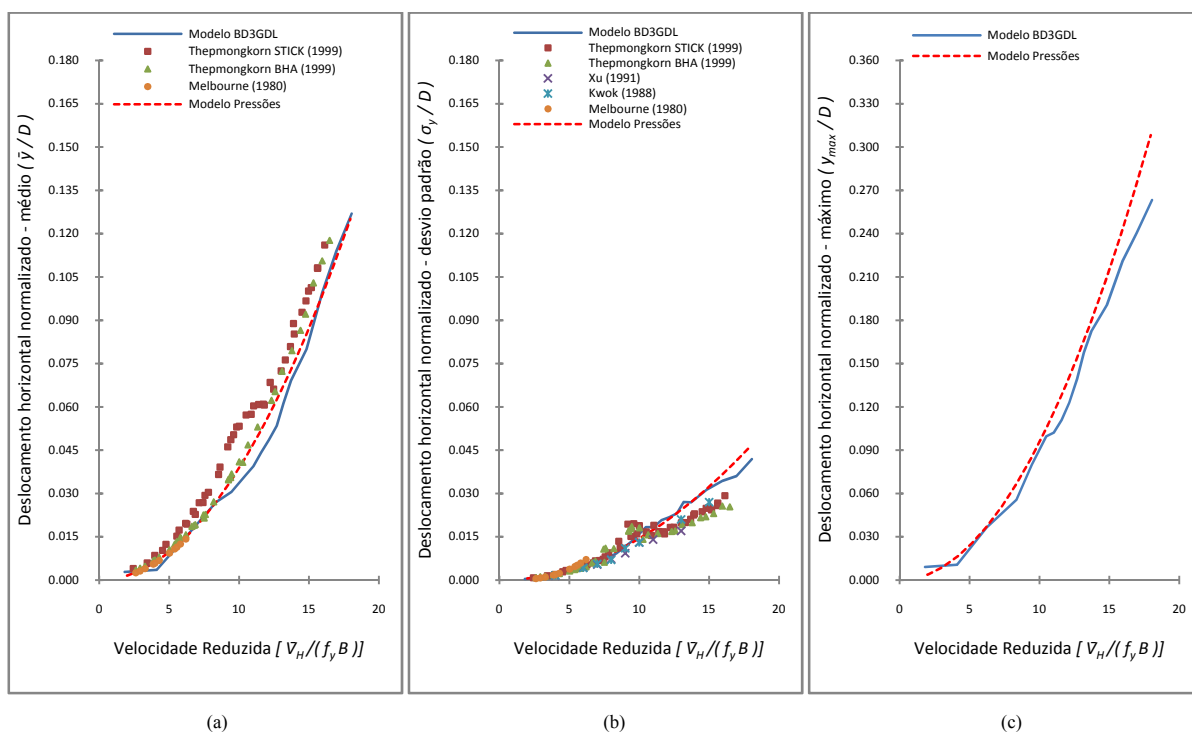


Figura 6.3 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

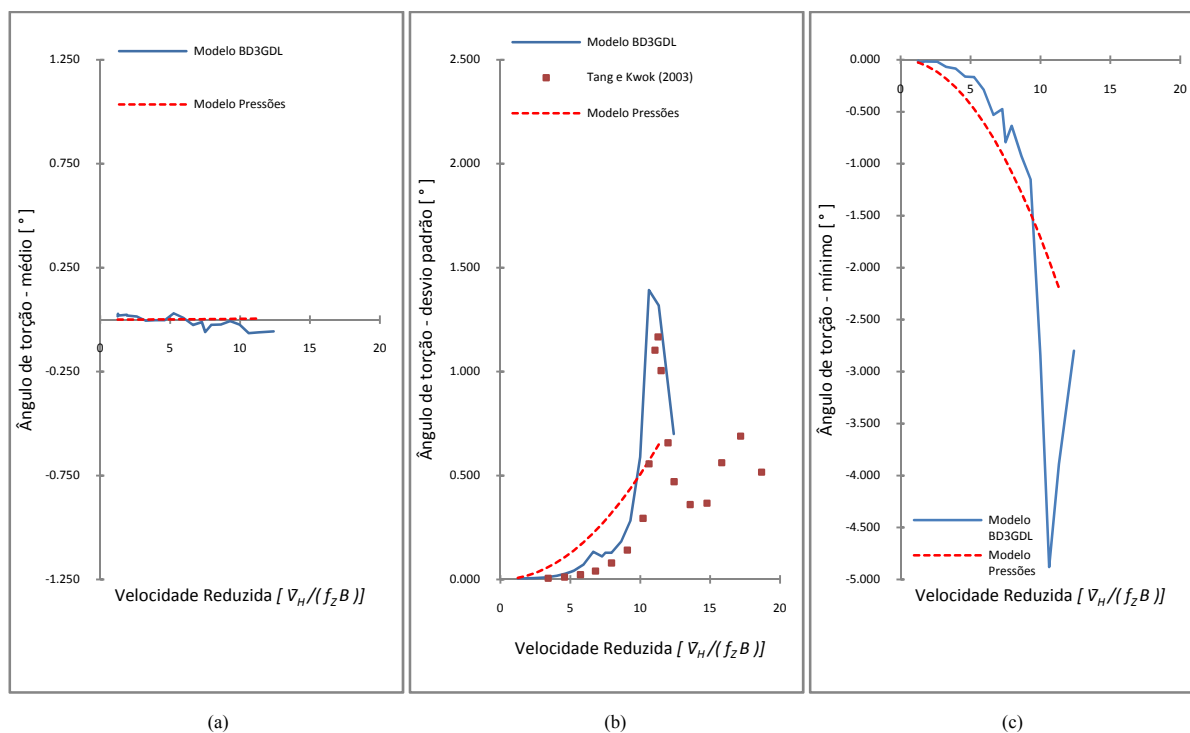


Figura 6.4 – Ângulos de torção para configuração I e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

A Figura 6.2 mostra a resposta do modelo na direção transversal ao vento, para o ângulo de incidência igual a  $0^\circ$ , sendo em (a) o deslocamento normalizado médio, em (b) o desvio padrão do deslocamento normalizado, e em (c) o máximo deslocamento normalizado. Na curva do deslocamento normalizado médio, (a), na qual são comparados os resultados obtidos nos ensaios com a BD3GDL e os valores determinados a partir dos ensaios de medidas de pressões em alta frequência, pode-se perceber a boa concordância entre os valores das duas técnicas.

Já no gráfico do desvio padrão do deslocamento transversal ao vento normalizado, Figura 6.2(b), nota-se na curva correspondente à BD3GDL um pico bem pronunciado na velocidade reduzida 10,6, semelhante aos observados nas curvas correspondentes aos resultados de Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) e Kwok, Wilhelm e Wilkie (1988) em velocidades reduzidas próximas a 9, e na curva relativa ao trabalho de Xu (1991), na velocidade reduzida 10. Aplicando-se no *CAARC Standard Tall Building* o critério de Strouhal para cálculo da velocidade crítica de desprendimento de vórtices, equação (2.18), na incidência de vento a  $0^\circ$ , chega-se ao valor de velocidade reduzida 11, muito próximo ao obtido pela BD3GDL. Percebe-se, ainda, que a amplitude do pico na curva correspondente à



BD3GDL é cerca de 20% maior do que os picos nas curvas correspondentes aos resultados de Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), Kwok, Wilhelm e Wilkie (1988) e Xu (1991). Isso pode ser devido às intensidades da componente longitudinal da turbulência, no topo do modelo, dos ventos simulados nestes trabalhos (10% nos dois primeiros e 12% no terceiro) serem maiores do que a simulada nos ensaios com a BD3GDL (7,1%), uma vez que quanto maior a intensidade da componente longitudinal da turbulência, menores tendem a ser os deslocamentos provocados por desprendimento de vórtices, como indica a Figura 2.10. No restante do gráfico é observada uma boa concordância entre os resultados destes trabalhos e os da BD3GDL. Ao se comparar a curva referente aos resultados da BD3GDL com a curva obtida a partir dos ensaios de medidas de pressões em alta frequência nota-se boa concordância entre as duas, exceto no trecho entre as velocidades reduzidas 8 e 14, no qual os deslocamentos medidos pela BD3GDL, assim como os medidos pelos outros pesquisadores, são amplificados devido à ressonância por desprendimento alternado de vórtices. O mesmo comportamento é observado na Figura 6.2(c), na qual são comparados os máximos deslocamentos transversais reduzidos obtidos com a BD3GDL e com o modelo de pressões. De acordo com o que foi visto no item 2.3.1.1 isso já era esperado, uma vez que a técnica dos ensaios de medidas de pressões não simula a interação fluido-estrutura.

A Figura 6.3 mostra a resposta do modelo na direção Y (longitudinal ao vento) para o ângulo de incidência do vento igual a  $0^\circ$ , sendo em (a) o deslocamento normalizado médio, em (b) o desvio padrão do deslocamento normalizado, e em (c) o máximo deslocamento normalizado. Nos três gráficos pode-se perceber a boa concordância da curva referente aos resultados da BD3GD com as demais curvas, inclusive com a curva proveniente dos ensaios de medidas de pressões em alta frequência, uma vez que nesta direção não foram observados efeitos de ressonância. No gráfico do desvio padrão dos deslocamentos longitudinais normalizados, Figura 6.3(b), pode-se notar que próximo a velocidade reduzida 9 existe a formação de um pico nas curvas obtidas por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), tanto com a utilização do modelo do tipo *stick* quanto com a utilização da BHA. Os autores apontam como provável causa o acoplamento dos movimentos, causado por energia sendo transferida do movimento transversal ao vento (em ressonância nesta velocidade) para o longitudinal, devido à coincidência nas frequências naturais do modelo nas duas direções. Nos resultados medidos com a utilização da BD3GDL não foi observado um pico semelhante.

Na Figura 6.4 é apresentada a resposta torcional do modelo (em torno do eixo Z), para o ângulo de incidência do vento igual a  $0^\circ$ , sendo em (a) o deslocamento angular médio, em

(b) o desvio padrão do deslocamento angular, e em (c) o deslocamento angular mínimo (máximo absoluto). No gráfico do deslocamento angular médio são comparados os resultados medidos pela BD3GDL e os resultados obtidos a partir do ensaio de medidas de pressões em alta frequência. Como pode se esperar intuitivamente, devido a simetria do modelo, os valores medidos pela BD3GDL oscilam em torno de zero. Cabe aqui fazer uma observação que é válida para todos os gráficos de resposta apresentados neste trabalho: o bom comportamento das curvas determinadas a partir dos ensaios de medidas de pressões em alta frequência, sem oscilações, variando linearmente com a pressão dinâmica, se deve ao fato delas terem sido calculadas analiticamente a partir de um ponto de medida experimental, ao contrário das curvas referentes aos resultados da BD3GDL e dos trabalhos dos outros autores utilizados no estudo comparativo, nas quais cada ponto foi medido diretamente em ensaios em túnel de vento.

No gráfico do desvio padrão do deslocamento angular de torção para a incidência de vento a  $0^\circ$ , Figura 6.4(b), os resultados obtidos com a BD3GDL são comparados com medições feitas por Tang e Kwok (2003), além dos resultados obtidos a partir do modelo de medidas de pressões. Pode-se notar que existe uma boa coerência entre os resultados da BD3GDL e os resultados medidos por Tang e Kwok (2003), inclusive no pico observado na curva da BD3GDL na velocidade reduzida 10,6 e na curva de Tang e Kwok (2003) na velocidade reduzida 11, sendo que a amplitude do pico na curva referente à BD3GDL é 11,4% maior. Na curva referente aos resultados da BD3GDL observa-se, ainda, um pico de amplitude pequena na velocidade reduzida 6,6, que corresponde à velocidade reduzida 10,6 da resposta transversal, na qual foi observada a amplificação da resposta transversal devido à ressonância por desprendimento alternado de vórtices, já comentada. No que se refere à curva obtida a partir dos ensaios de medidas de pressões em alta frequência, seus valores chegam a ser 5 vezes superiores aos medidos pela BD3GDL, para velocidades reduzidas menores que 9, a partir da qual os valores medidos pela BD3GDL chegam a ser 2,4 vezes maiores (pico), devido a ressonância. O mesmo comportamento é observado na Figura 6.4(c), na qual são comparados os deslocamentos angulares de torção mínimos (máximos absolutos) obtidos nos ensaios com a BD3GDL e a partir dos ensaios de medidas de pressões de alta frequência.

A Figura 6.5, a seguir, mostra os espectros de potência dos deslocamentos normalizados nas direções X e Y, e do deslocamento angular de torção, medidos com a BD3GDL para a velocidade ensaiada de 8,223m/s, para a qual observou-se ressonância na resposta transversal (direção X), devido ao desprendimento alternado de vórtices. Essa

velocidade ensaiada é equivalente a velocidade reduzida 10,6 para a direção do eixo X, 10,5 para a direção do eixo Y, e 6,6 para torção. No gráfico referente ao deslocamento normalizado na direção X, Figura 6.5(a), pode-se claramente perceber a grande concentração de energia em torno da frequência 6,8Hz, praticamente coincidente com a frequência natural de vibração do modelo nesta direção, 6,879Hz, ao passo que no gráfico referente ao deslocamento normalizado na direção Y, Figura 6.5(b), a energia está distribuída mais uniformemente na gama de frequências. No espectro de potência do deslocamento angular de torção, Figura 6.5(c), percebe-se a concentração de energia em duas frequências, sendo uma 11,1Hz, muito próxima da frequência natural de vibração do modelo em torção (10,975Hz), e a outra, de maior amplitude, 6,8Hz mesma frequência máxima do movimento transversal, o que sugere a excitação da torção pelo desprendimento transversal de vórtices.

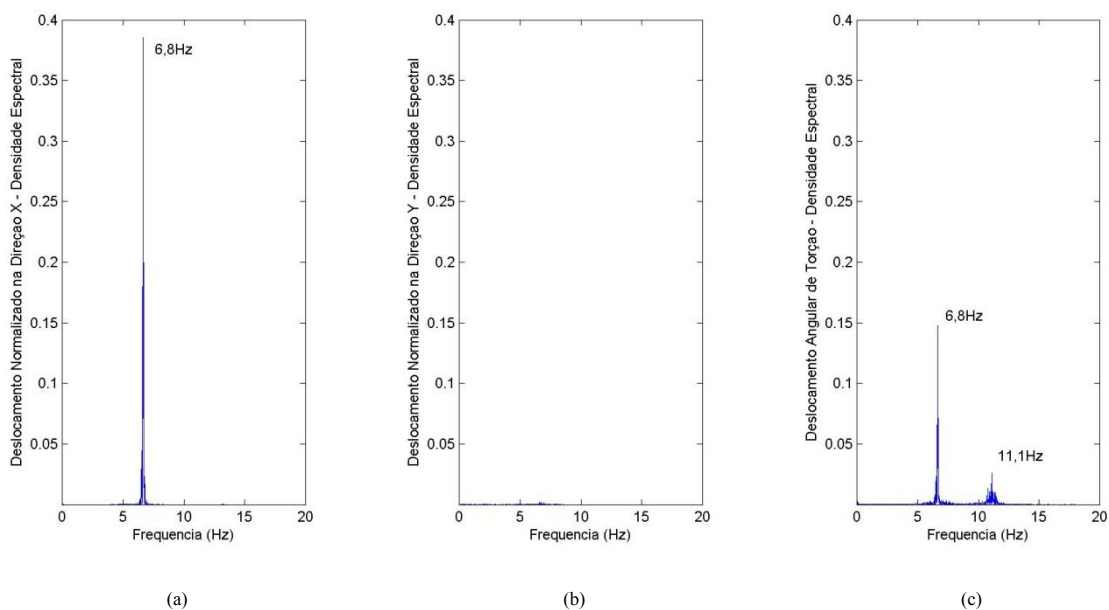


Figura 6.5 – Espectros de potência para vento a  $0^\circ$  e velocidade de 8,2m/s no túnel de vento: (a) deslocamento normalizado na direção X; (b) deslocamento normalizado na direção Y; (c) deslocamento angular de torção.

Já a Figura 6.6 mostra os espectros de potência dos deslocamentos normalizados nas direções X e Y, e do deslocamento angular de torção, medidos com a BD3GDL para a velocidade ensaiada de 13,1m/s, para a qual foi observado o pico no gráfico do desvio padrão do deslocamento angular de torção. Essa velocidade ensaiada é equivalente a velocidade reduzida 17,0 para a direção do eixo X, 16,9 para a direção do eixo Y, e 10,6 para torção. No gráfico referente ao deslocamento normalizado na direção X, Figura 6.6(a), percebe-se

novamente a concentração de energia em torno da frequência 6,8Hz, porém em escala bem menor (5 vezes) do que o observado na Figura 6.5(a). Já no gráfico referente ao deslocamento normalizado na direção Y, Figura 6.6(b), percebe-se uma concentração de energia em torno da frequência de vibração do modelo nesta direção 6,92Hz, maior do que a observada na Figura 6.5(b). No espectro de potência do deslocamento angular de torção, Figura 6.6(c), percebe-se a grande concentração de energia na frequência 10,8Hz, muito próxima a frequência de vibração em torção do modelo, 10,975Hz. Deve-se notar que a escala vertical deste gráfico foi alterada em relação ao gráfico da Figura 6.5(c) para se ajustar à amplitude maior (120 vezes).

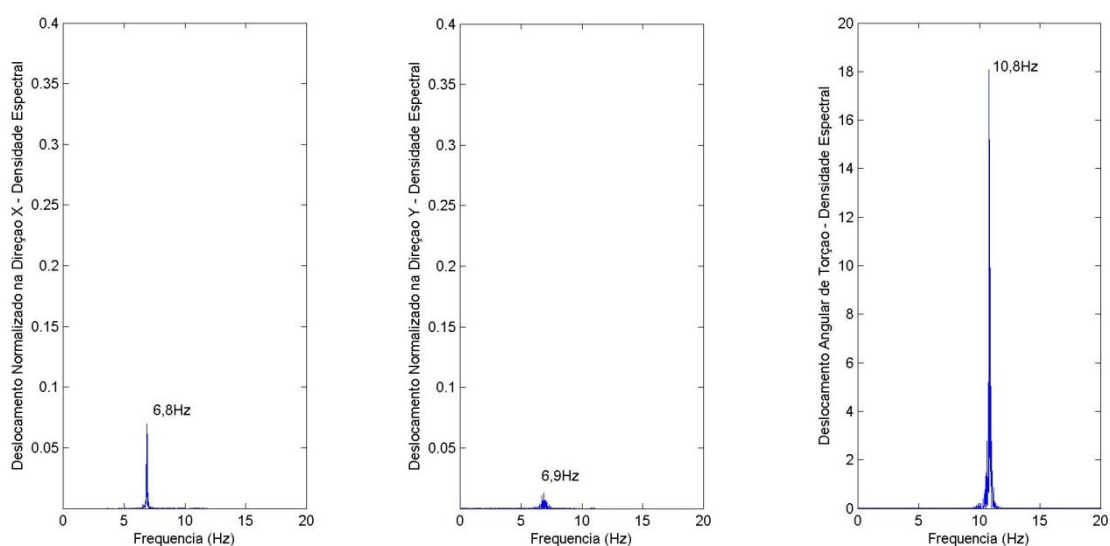


Figura 6.6 – Espectros de potência para vento a  $0^\circ$  e velocidade de 13,120m/s no túnel de vento: (a) deslocamento normalizado na direção X; (b) deslocamento normalizado na direção Y; (c) deslocamento angular de torção.

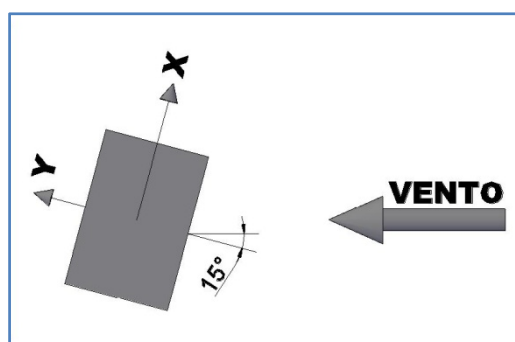


Figura 6.7 – Posição do modelo na configuração I e vento a  $15^\circ$ .

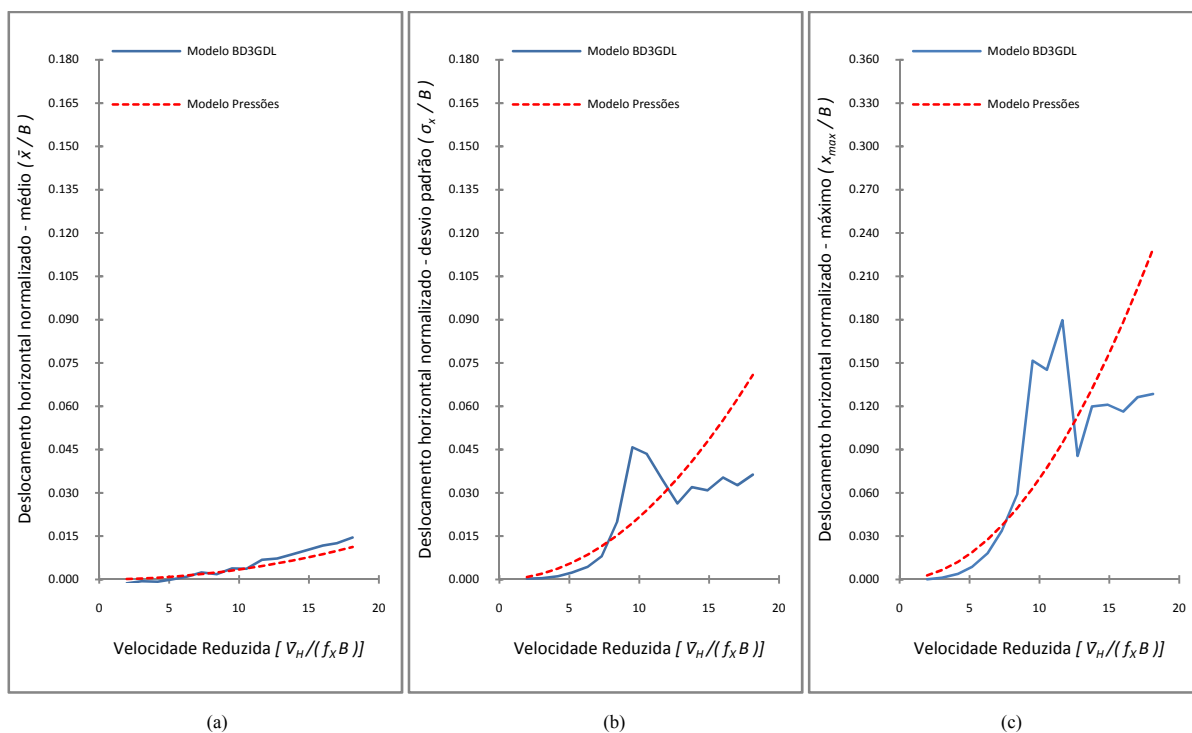


Figura 6.8 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 15°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

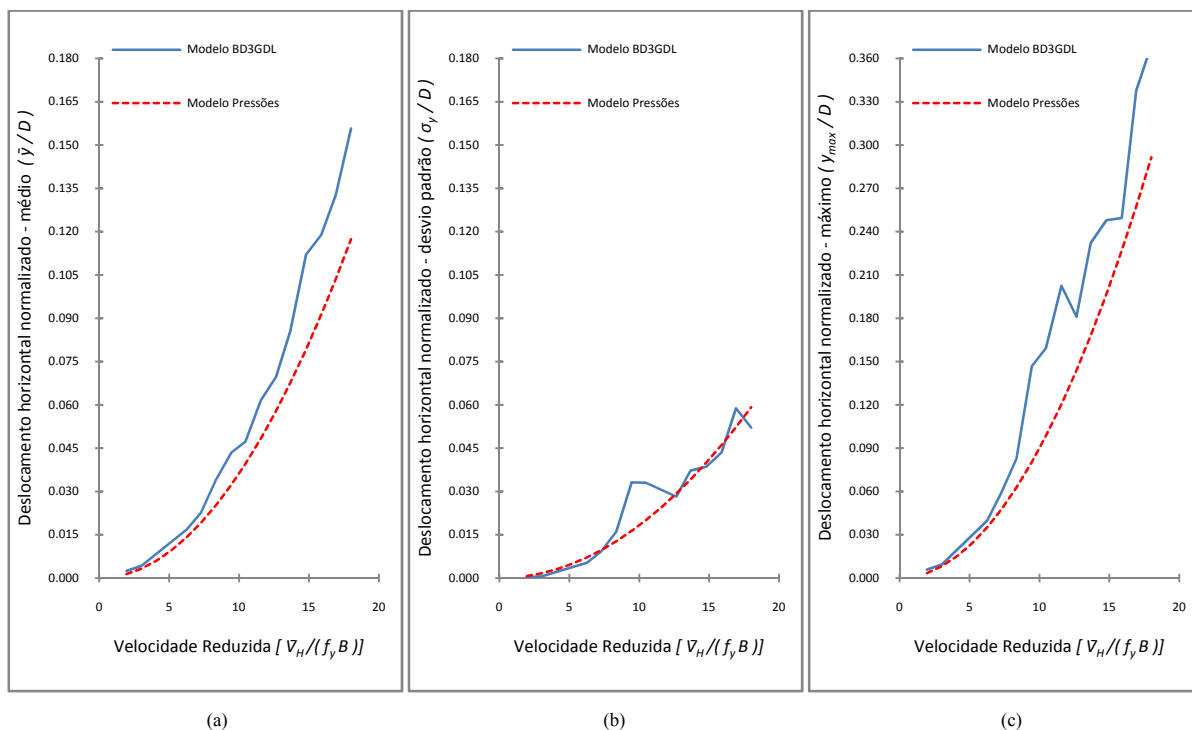


Figura 6.9 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 15°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

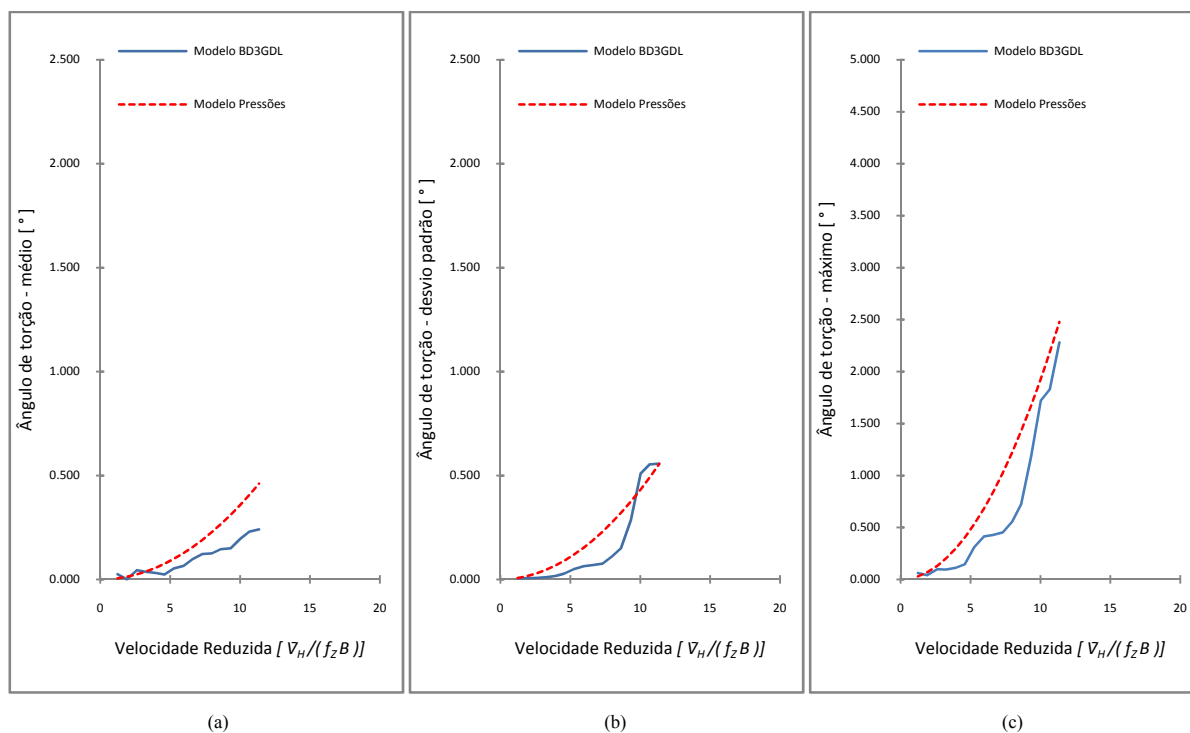


Figura 6.10 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 15°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto).

A Figura 6.8 mostra a resposta do modelo na direção X, para o ângulo de incidência do vento igual a 15°, sendo em (a) o deslocamento normalizado médio, em (b) o desvio padrão do deslocamento normalizado, e em (c) o máximo deslocamento normalizado. Na curva do deslocamento normalizado médio percebe-se a boa concordância entre os resultados obtidos nos ensaios com a BD3GDL e nos ensaios de medidas de pressões em alta frequência, sendo que os valores medidos pela BD3GDL são levemente maiores para velocidades reduzidas acima de 12. Já na curva do desvio padrão do deslocamento normalizado observa-se um pico na velocidade reduzida 9,5, similar ao observado na resposta transversal para vento a 0° (Figura 6.2(b)) na velocidade reduzida 10,6, porém de amplitude 3 vezes menor, e que também é creditado à ressonância devido ao desprendimento alternado de vórtices.

Comportamento similar é observado na resposta na direção Y para o vento incidindo a 15°, exibida na Figura 6.9. No gráfico do deslocamento médio normalizado, Figura 6.9(a), os valores medidos pela BD3GDL têm uma tendência de crescimento em função do aumento da velocidade reduzida ligeiramente superior aos valores obtidos a partir do modelo de medidas de pressões. No gráfico do desvio padrão do deslocamento normalizado, Figura 6.9(b), as duas curvas têm boa concordância, à exceção do trecho entre as velocidades reduzidas 8 e 13,

no qual se observa uma amplificação das oscilações, com ponto máximo na mesma velocidade do pico observado na curva do desvio padrão do deslocamento normalizado na direção X, Figura 6.8(b). Essa amplificação pode ser creditada às componentes na direção Y das forças geradas pelo desprendimento alternado de vórtices nos cantos do modelo, transversalmente ao vento incidente, e que nessa velocidade entram em ressonância com a frequência de vibração do modelo nesta direção.

Já para a resposta de torção para o vento incidindo a  $15^\circ$ , exibida na Figura 6.10, os valores médios obtidos a partir dos ensaios de medidas de pressão em alta frequência são em média duas vezes maiores do que os medidos pela BD3GDL. No que diz respeito à parcela flutuante, exibida na Figura 6.10(b), os valores medidos pela BD3GDL são de três a quatro vezes menores do que os obtidos através do modelo de pressões, até a velocidade reduzida 8, a partir da qual apresentam uma tendência de crescimento acentuada, um pouco menor do que a apresentada para vento a  $0^\circ$  entre as velocidades reduzidas 9 e 10,6, e atingindo um valor máximo cerca de 2,4 vezes menor do que o atingido na incidência de vento a  $0^\circ$ .

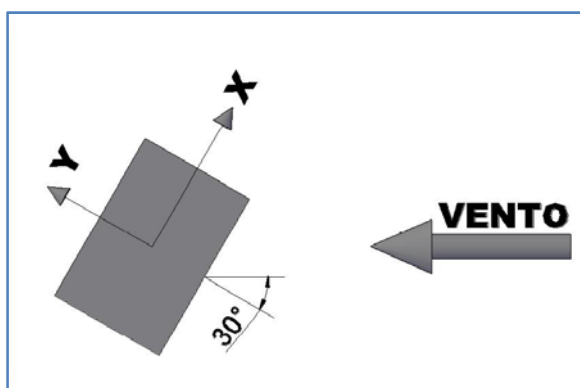


Figura 6.11 – Posição do modelo na configuração I e vento a  $30^\circ$ .

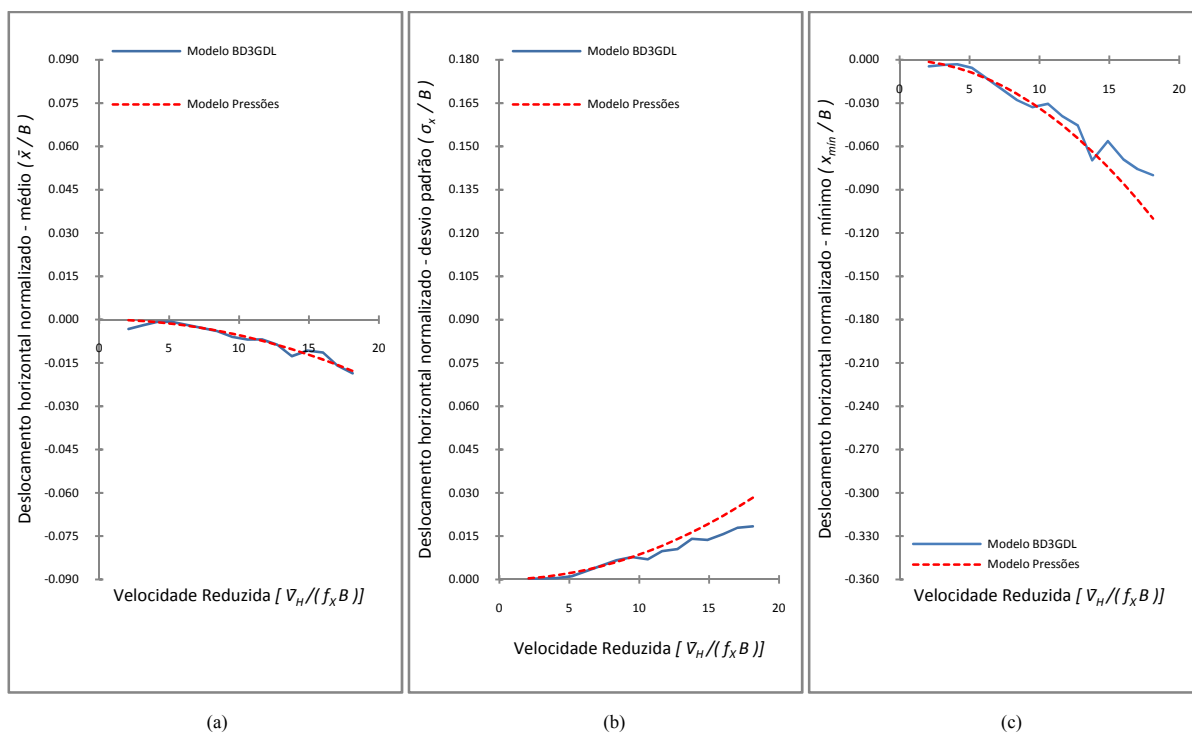


Figura 6.12 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 30°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

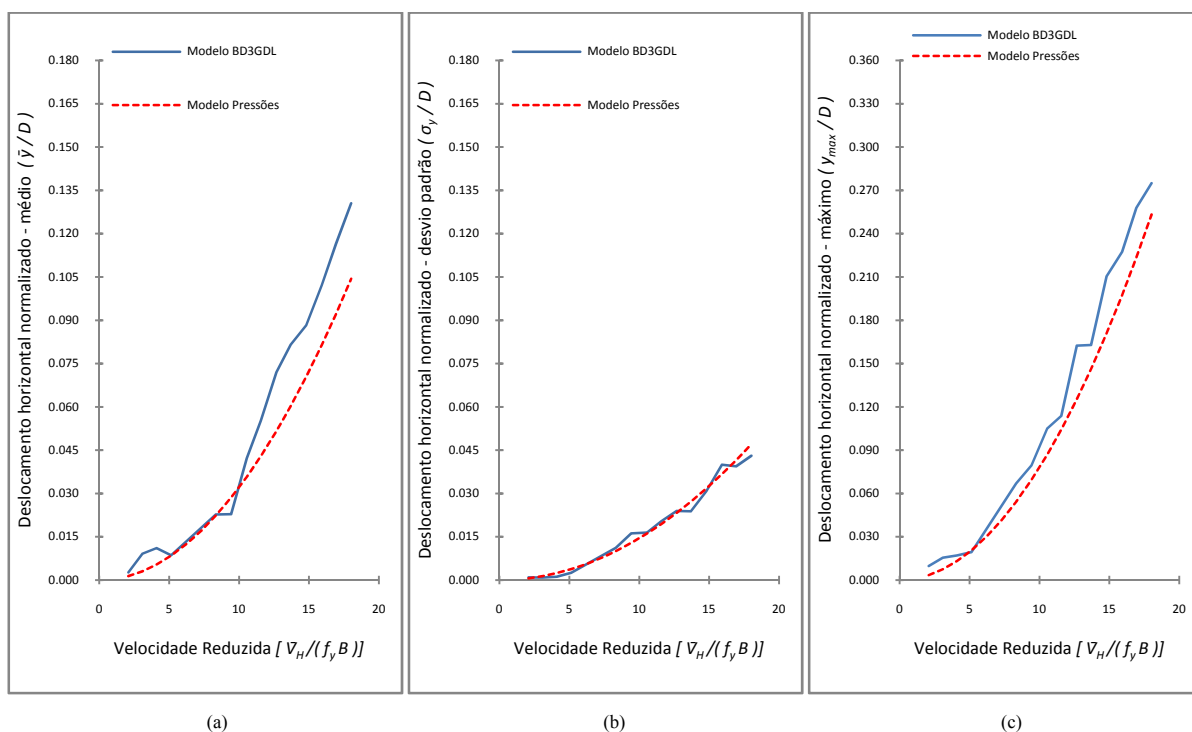


Figura 6.13 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 30°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).



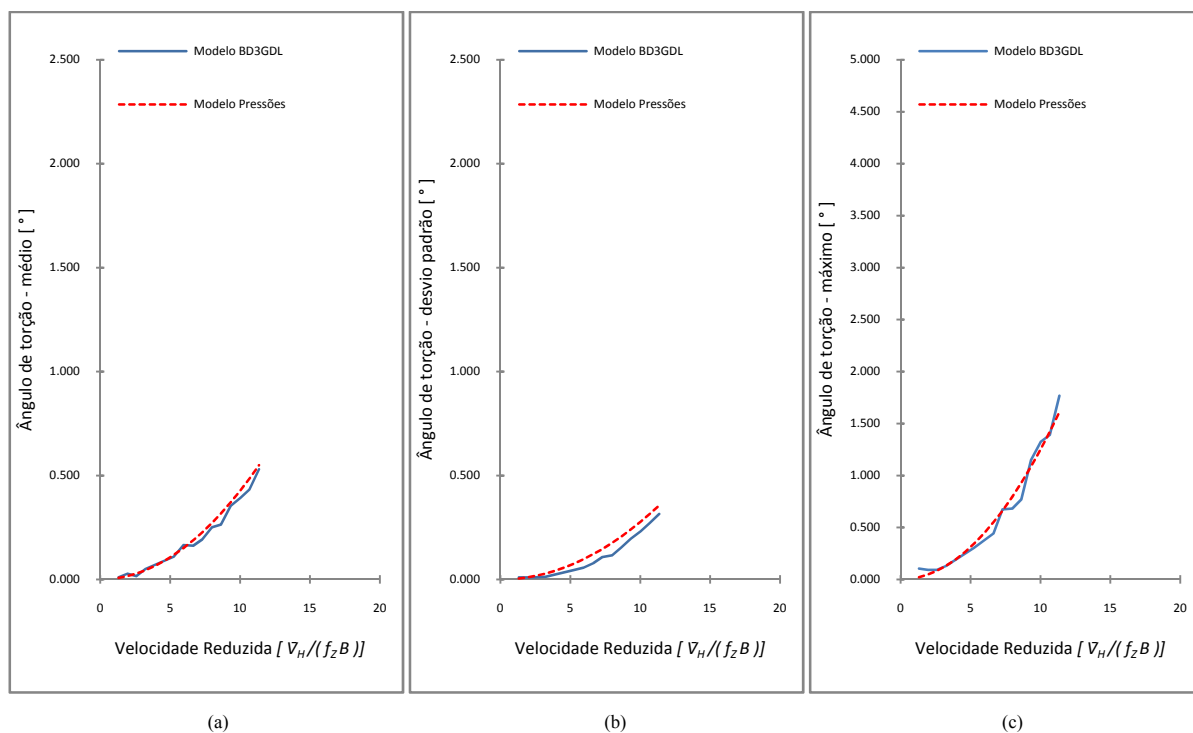


Figura 6.14 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 30°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto).

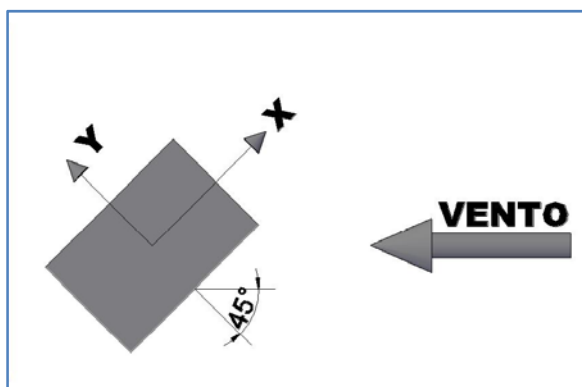


Figura 6.15 – Posição do modelo na configuração I e vento a 45°.

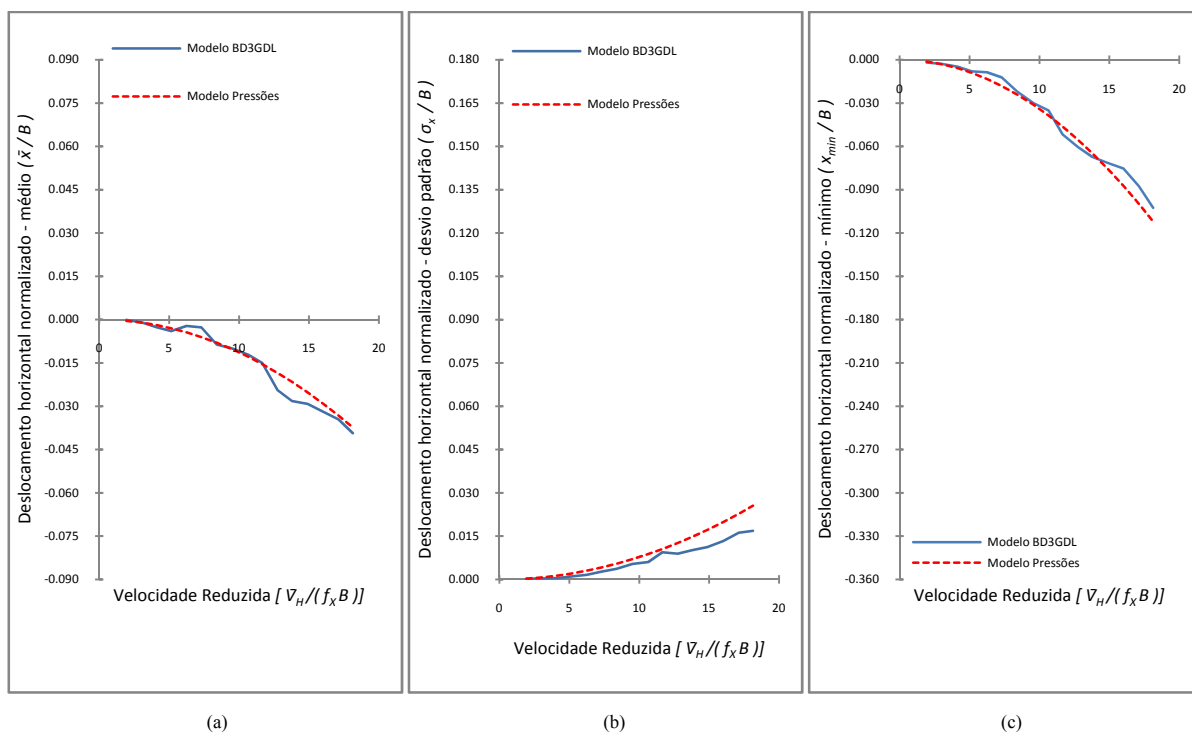


Figura 6.16 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a 45°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

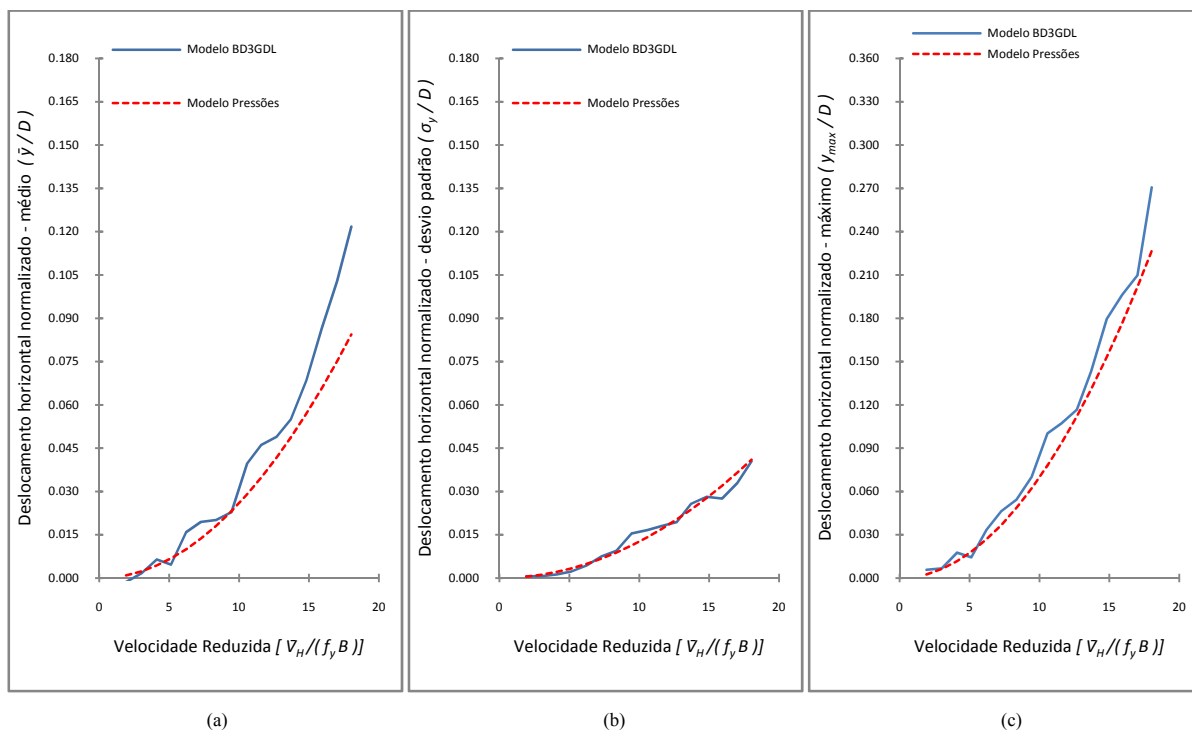


Figura 6.17 – Deslocamentos horizontais reduzidos no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a 45°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

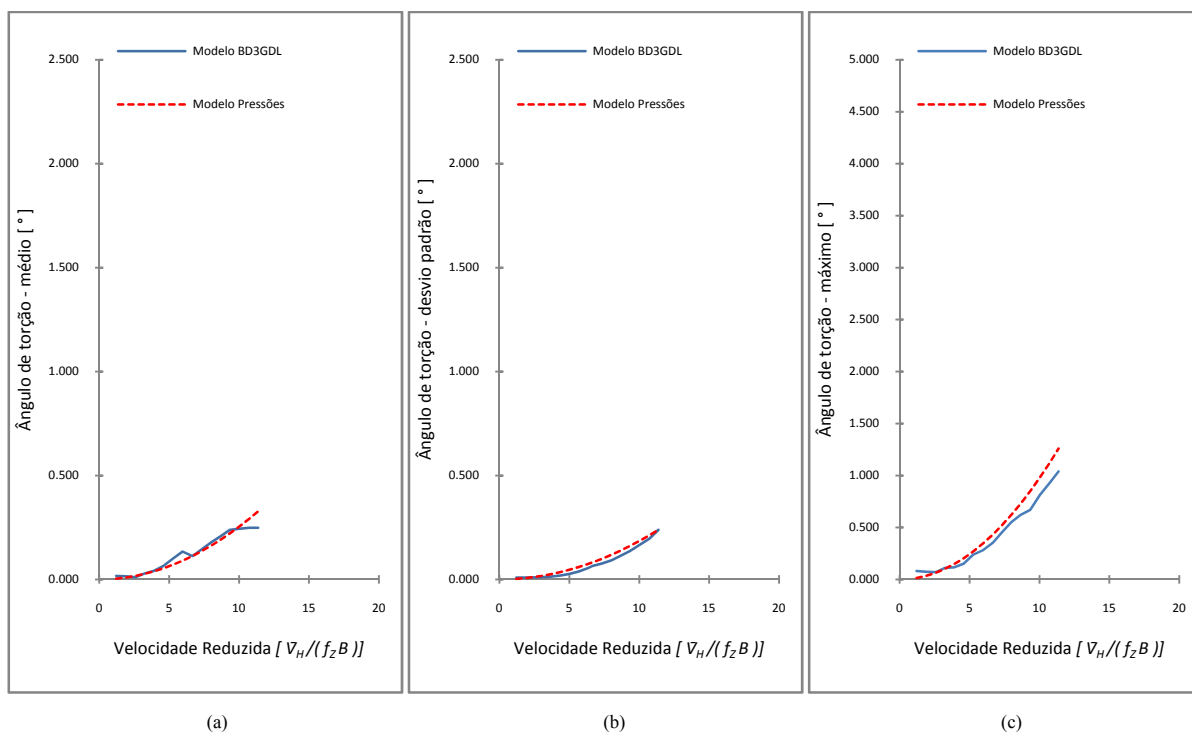


Figura 6.18 – Ângulos de torção para configuração I e vento a  $45^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto).

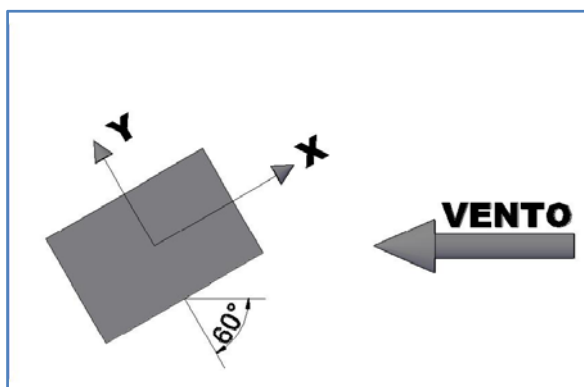


Figura 6.19 – Posição do modelo na configuração I e vento a  $60^\circ$ .

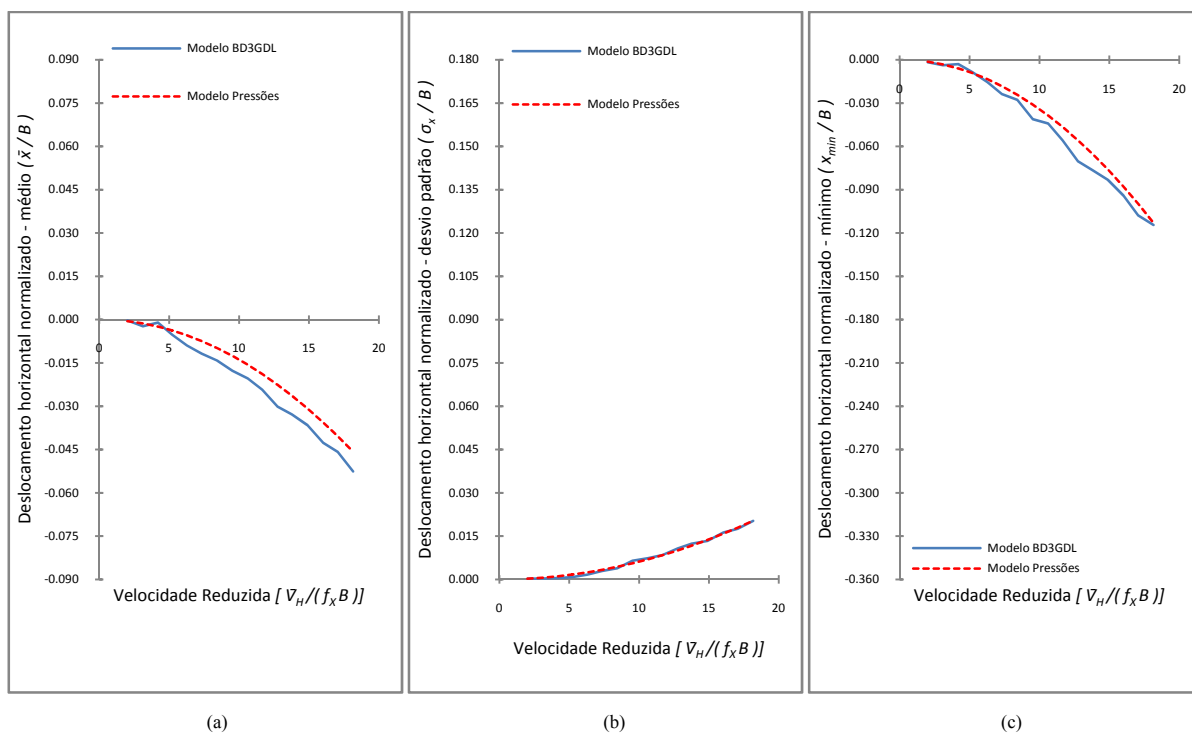


Figura 6.20 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a  $60^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

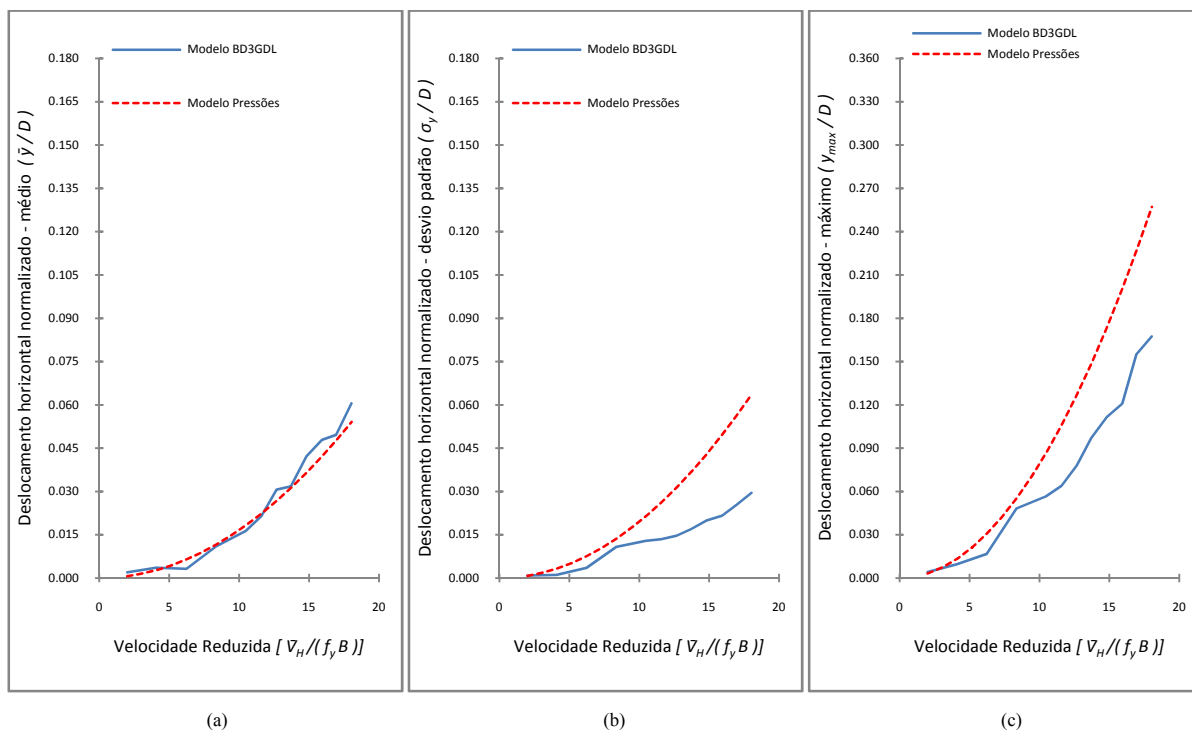


Figura 6.21 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a  $60^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

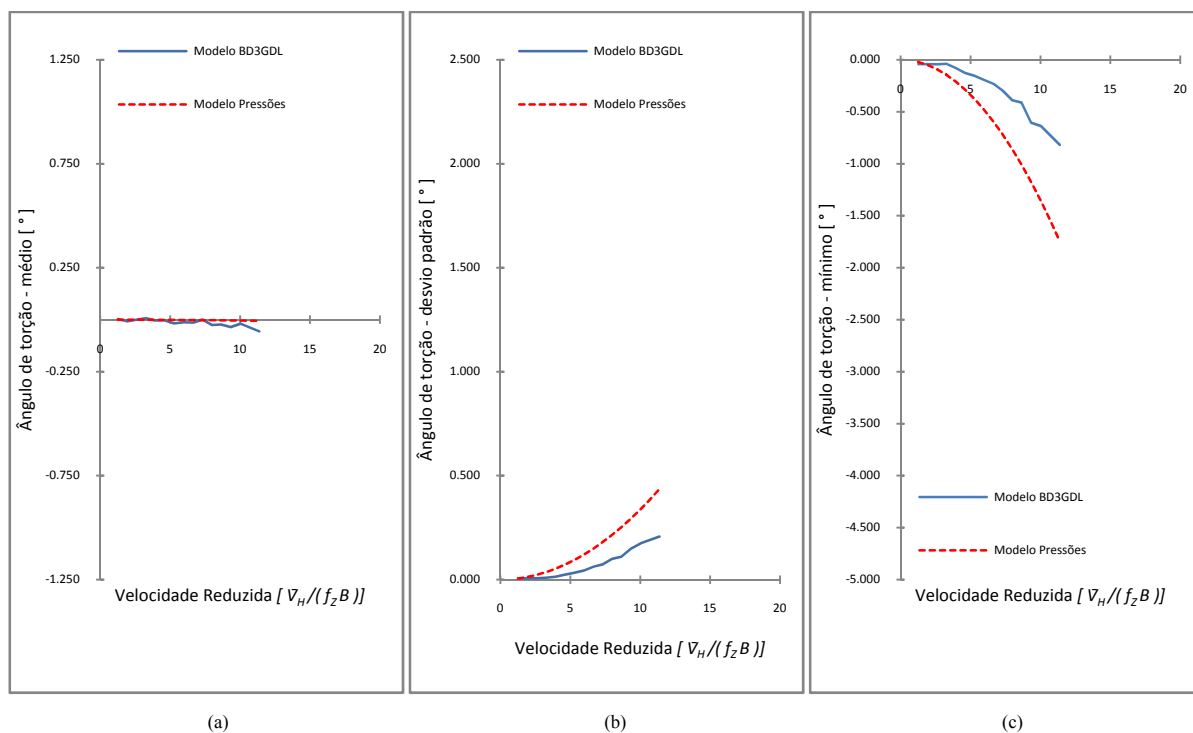


Figura 6.22 – Ângulos de torção para configuração I e vento a  $60^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

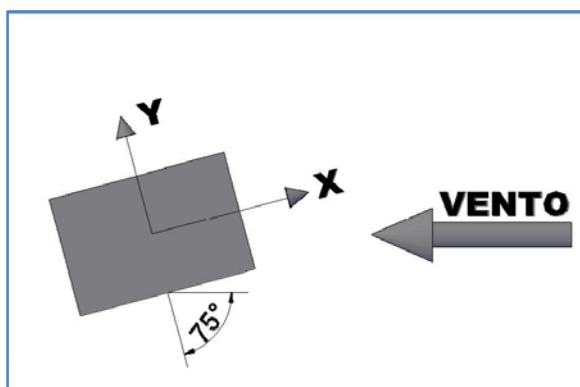


Figura 6.23 – Posição do modelo na configuração I e vento a  $75^\circ$ .

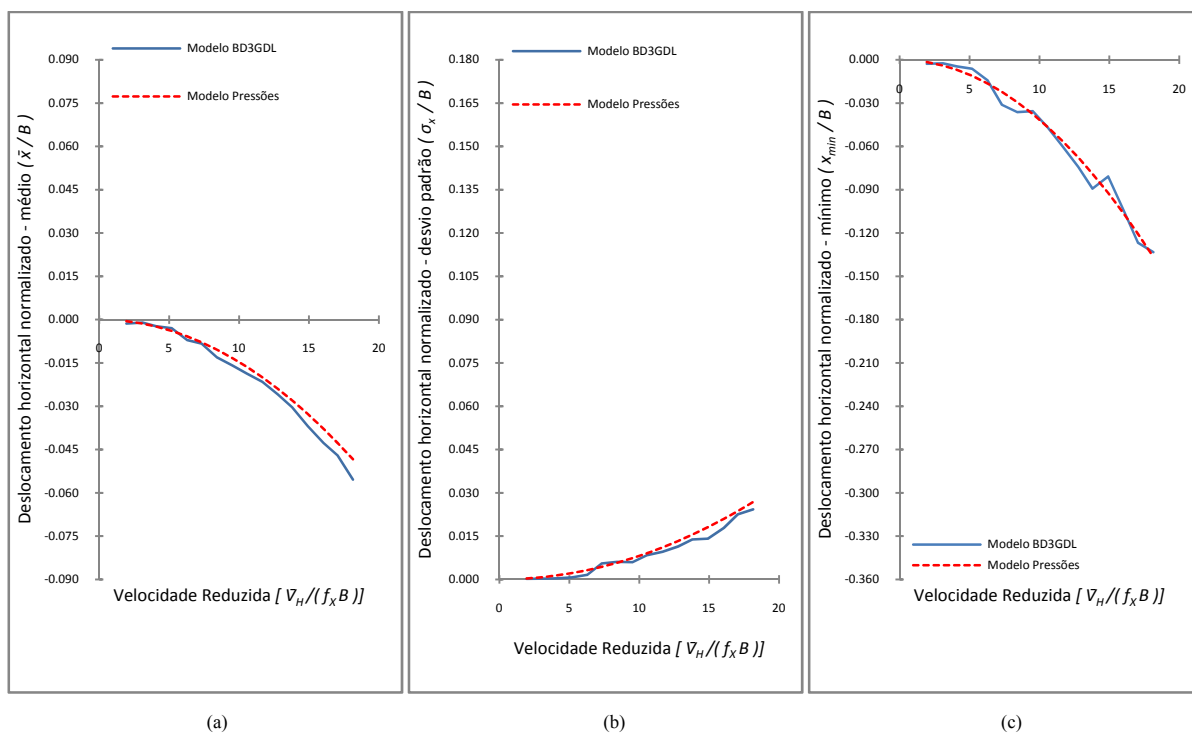


Figura 6.24 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a  $75^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

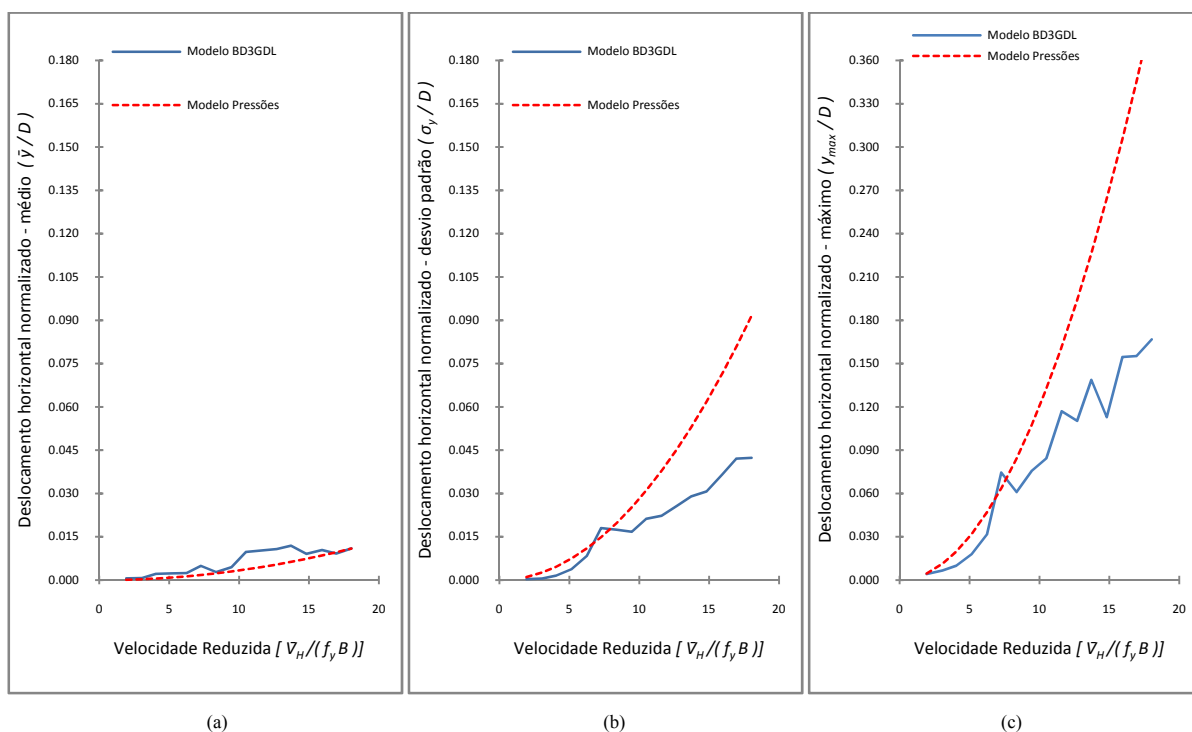


Figura 6.25 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a  $75^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

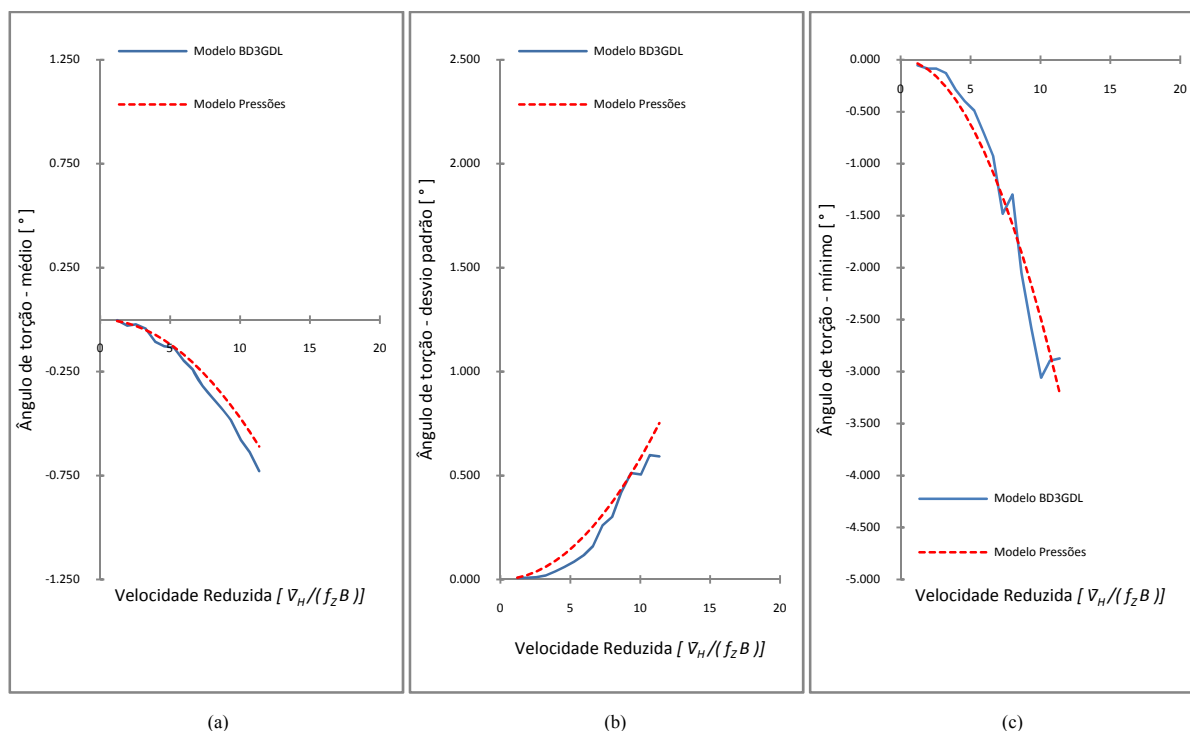


Figura 6.26 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 75°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

Na ausência de fenômenos aeroelásticos que pudessem causar amplificação dinâmica de deslocamentos, pode-se observar que nas respostas do modelo nas direções dos eixos X e Y, bem como de torção, para os ângulos de incidência do vento variando de 30° a 75°, Figura 6.12 a Figura 6.26, existe, em geral, boa concordância entre os resultados medidos com a utilização da BD3GDL e os resultados obtidos a partir dos ensaios de medidas de pressão em alta frequência. Algumas exceções ocorreram nos ângulos de incidência 60° e 75°. Para a incidência do vento a 60°, o desvio padrão dos deslocamentos normalizados na direção do eixo Y (Figura 6.21(b)), o desvio padrão dos deslocamentos angulares de torção (Figura 6.22(b)), bem como o máximo deslocamento angular de torção (Figura 6.22(c)), medidos pela BD3GDL foram em média 50% menores dos que os valores obtidos com o modelo de pressões. Ainda para vento a 60°, os máximos deslocamentos normalizados na direção do eixo Y (Figura 6.21(b)) medidos pela BD3GDL foram aproximadamente 35% menores do que os determinados a partir das medidas de pressões. Para a incidência do vento a 75°, nos gráficos do desvio padrão dos deslocamentos normalizados e dos máximos deslocamentos normalizados na direção do eixo Y (Figura 6.25(b) e (c), respectivamente) observa-se que os valores medidos pela BD3GDL variam aproximadamente de forma linear com a velocidade reduzida, ao passo que os valores obtidos a partir do modelo de pressões variam com o

---

quadrado da velocidade reduzida. Observa-se, também, nestes gráficos a presença de um pico não muito pronunciado na velocidade reduzida 7,2.

Para o vento incidindo perpendicularmente à fachada mais estreita do modelo, ou seja, vento a  $90^\circ$ , as respostas nas direções dos eixos X, Y e em torno do eixo Z (torção) são mostradas na Figura 6.28, Figura 6.29 e Figura 6.30, respectivamente. Na Figura 6.28(a) e (b) são apresentados os gráficos com a resposta normalizada média longitudinal ao vento e com o desvio padrão da resposta normalizada na direção do vento, respectivamente. Nestes gráficos, os valores medidos com a utilização da BD3GDL e os obtidos a partir dos ensaios de medidas de pressão em alta frequência são comparados com os obtidos por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) e Melbourne (1980), e pode-se observar um ajuste muito bom entre estes valores em toda gama de velocidades apresentada. Quanto aos mínimos deslocamentos normalizados na direção do vento (máximos absolutos), exibidos na Figura 6.28(c), são comparados apenas os valores obtidos a partir dos ensaios de medidas de pressões e com a utilização da BD3GDL. Estes valores também apresentam bom ajuste entre si, exceto para velocidades reduzidas acima de 12, para as quais as amplitudes medidas com a BD3GDL são de 15% a 20% maiores.

Na Figura 6.29(b) as curvas do desvio padrão da resposta normalizada transversal ao vento incidente obtidas neste trabalho são comparadas com as publicadas por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) e Melbourne (1980) para velocidades reduzidas de até 6,37. Percebe-se que os valores medidos pela BD3GDL têm bom ajuste com os valores publicados pelos outros pesquisadores, porém o mesmo não ocorre com os valores obtidos a partir dos ensaios de medidas de pressões, que são de 70% a 400% maiores. Para velocidades reduzidas entre 9 e 12,6 os valores medidos pela BD3GDL e os obtidos a partir dos ensaios de pressões passam a ter um bom ajuste, porém a partir da velocidade reduzida 12,6 as flutuações medidas pela BD3GDL diminuem significativamente. Esta velocidade reduzida é correspondente à velocidade reduzida 8 para torção, a partir da qual o modelo apresentou um aumento vertiginoso das oscilações torsionais, podendo ser a causa da diminuição nas flutuações transversais ao vento incidente. Segundo o critério de Strouhal, a velocidade reduzida crítica para desprendimento de vórtices para o *CAARC Standard Tall Building* com vento incidindo perpendicularmente a sua fachada mais estreita seria próxima a 5, porém nem nos resultados publicados por Melbourne (1980) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), nem nos resultados medidos pela BD3GDL foi detectado qualquer pico na resposta.



As respostas torsionais obtidas pela BD3GDL e a partir dos ensaios com o modelo de medidas de pressões para o vento incidindo perpendicularmente à fachada mais estreita do modelo, são apresentadas na Figura 6.30. No gráfico (b), que mostra o desvio padrão dos deslocamentos angulares, os dados obtidos nos experimentos deste trabalho são comparados com os valores publicados por Tang e Kwok (2003). Neste gráfico observa-se que, até a velocidade reduzida 8, as curvas dos resultados da BD3GDL e dos ensaios de medidas de pressões têm comportamentos semelhantes, variando com o quadrado da velocidade reduzida, sendo que até este ponto a tendência de crescimento da curva obtida a partir do modelo de pressões é em média 17% maior. Os valores publicados por Tang e Kwok(2003) também variam aproximadamente com o quadrado da velocidade reduzida, porém com tendência de crescimento em função da velocidade reduzida 4,3 vezes menor do que a dos resultados do modelo de pressões e 3,7 vezes menor do que a dos valores medidos pela BD3GDL. No gráfico (c), que mostra os valores mínimos de deslocamentos angulares de torção (máximos absolutos) nota-se novamente que, até a velocidade reduzida 8, a curva traçada a partir dos resultados medidos pela BD3GDL tem comportamento aproximadamente igual ao da curva determinada a partir do modelo de pressões, variando com o quadrado da velocidade reduzida, na mesma proporção. A partir da velocidade reduzida 8 nota-se um crescimento abrupto tanto do desvio padrão quanto do máximo valor absoluto dos deslocamentos angulares medidos pela BD3GDL, reflexo de oscilações torsionais de grandes amplitudes, que chegaram a atingir  $8,1^\circ$  para a velocidade reduzida 9,4, a mais alta a ter dados adquiridos. Houve tentativas de realização de ensaios com velocidades mais altas, porém todas foram abortadas para preservar a integridade do equipamento e do modelo, devido à visível crescente intensidade dos deslocamentos angulares.

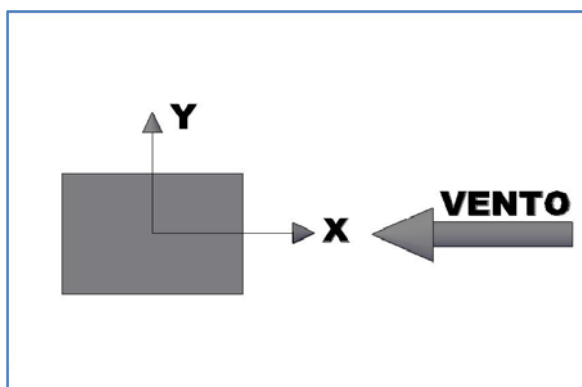


Figura 6.27 – Posição do modelo na configuração I e vento a  $90^\circ$ .

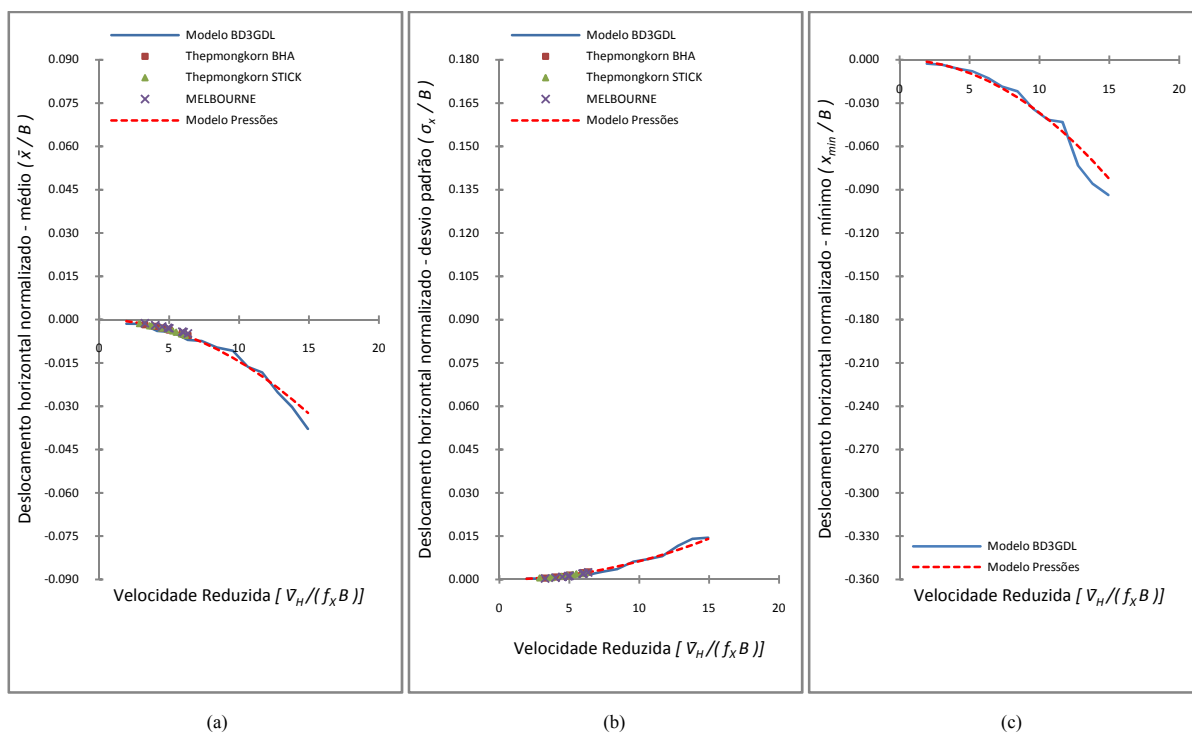


Figura 6.28 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração I e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

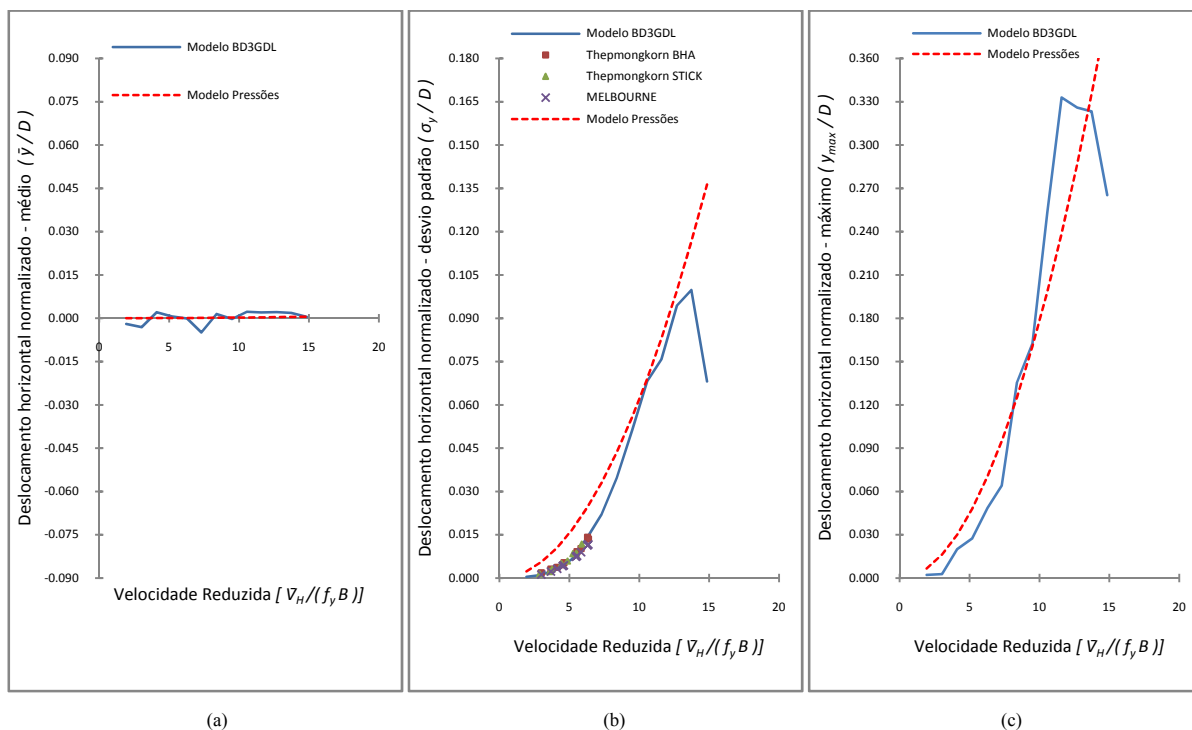


Figura 6.29 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração I e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

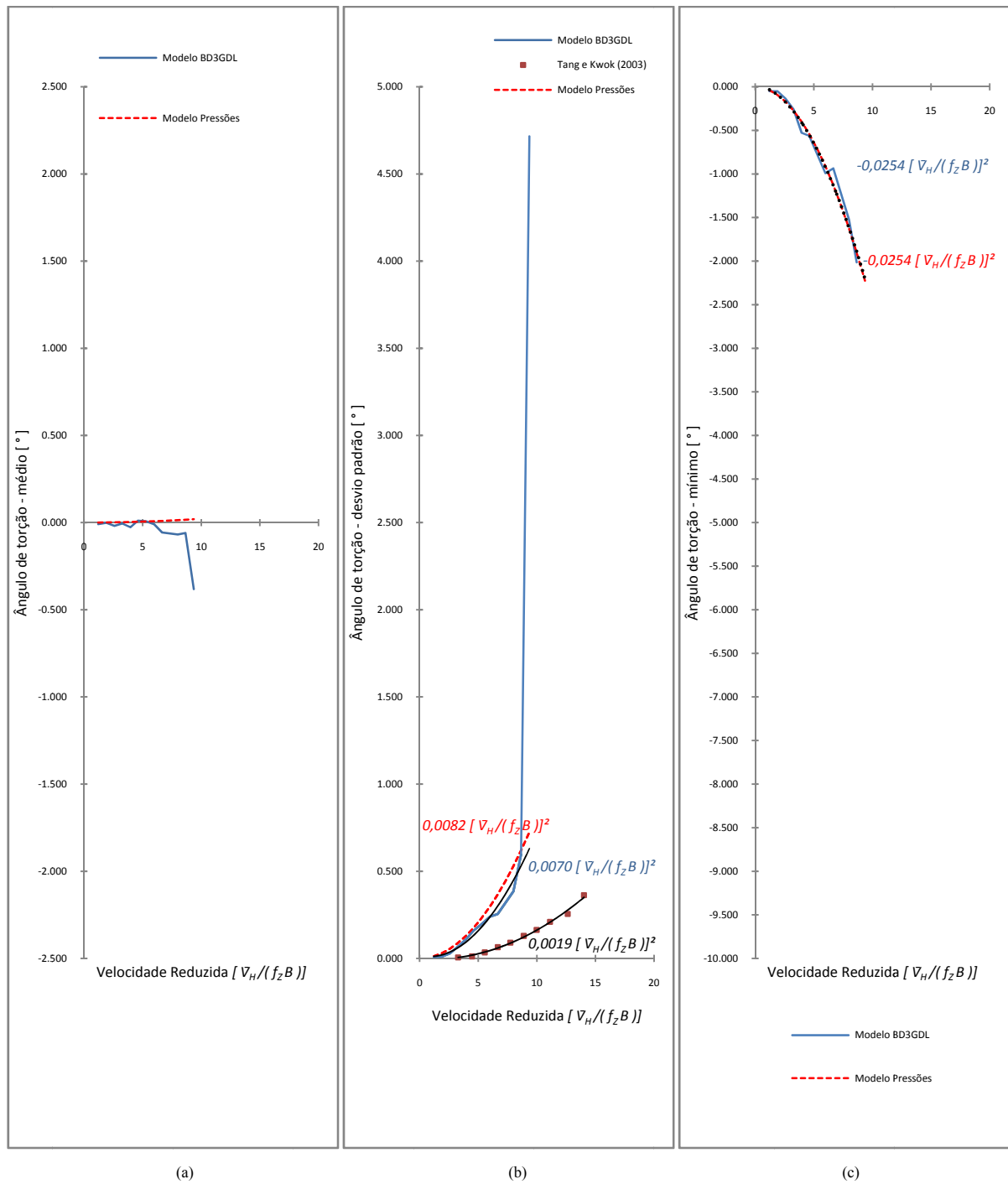


Figura 6.30 – Ângulos de torção para configuração I e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

## 6.2 Ensaio com vizinhança – configurações II a VII

A seguir são apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados com a presença de um modelo mudo do *CAARC Standard Building* em diferentes posições em relação ao modelo instrumentado. São comparadas as respostas medidas com a utilização da BD3GDL e as obtidas a partir dos ensaios de medidas de pressão em alta frequência. Inicialmente, são apresentados os resultados das configurações II a VII para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de maior área (vento a  $0^\circ$ ), Figura 6.31 a Figura 6.57.

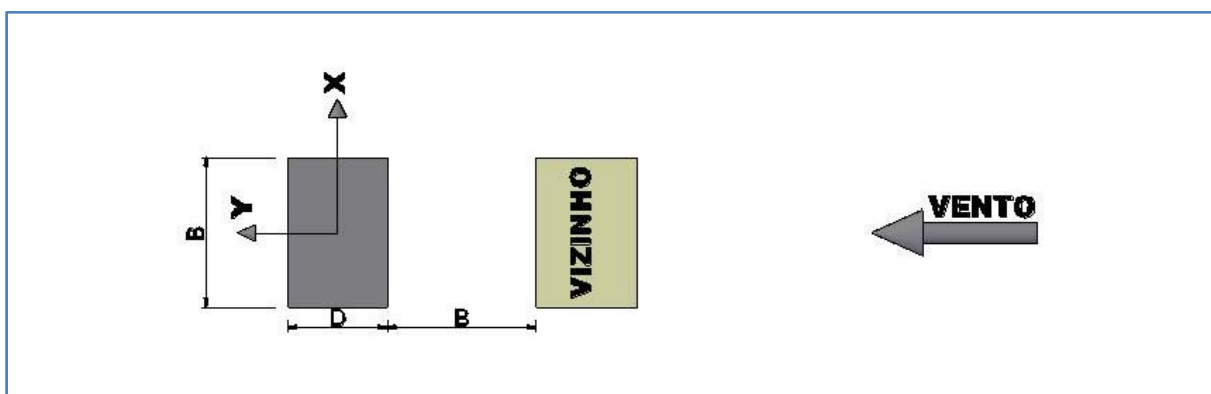


Figura 6.31 – Posição do modelo na configuração II e vento a  $0^\circ$

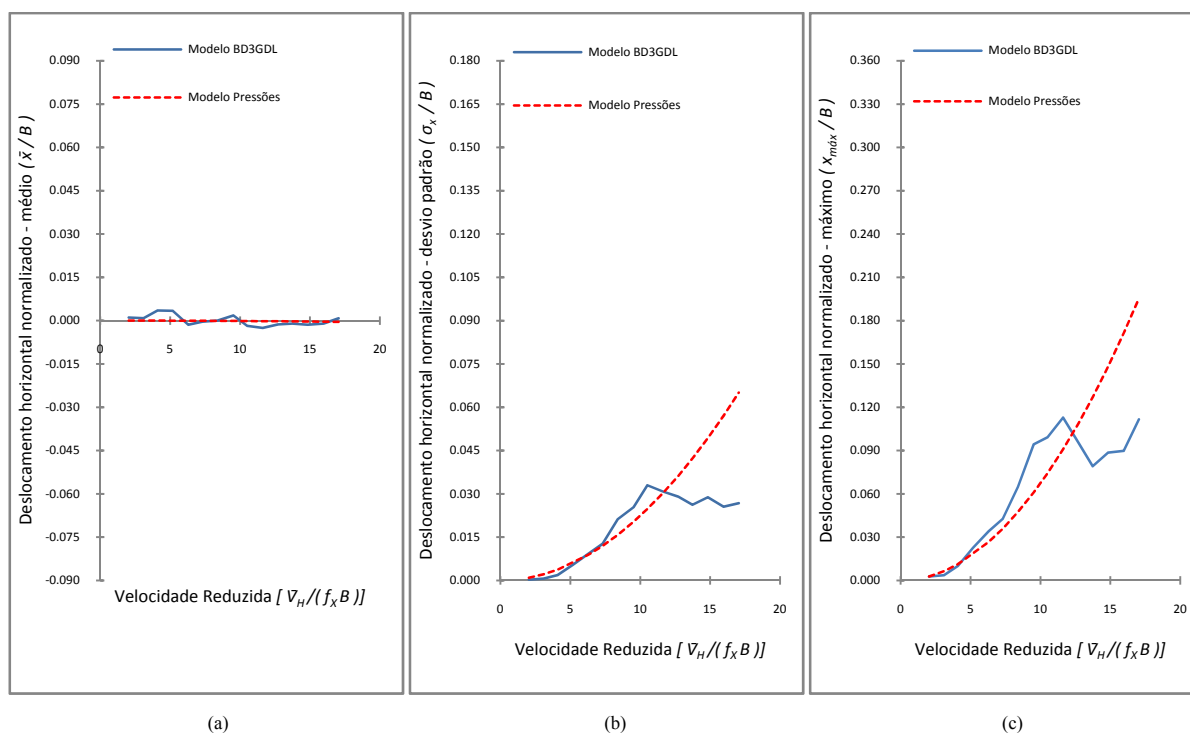


Figura 6.32 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração II e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

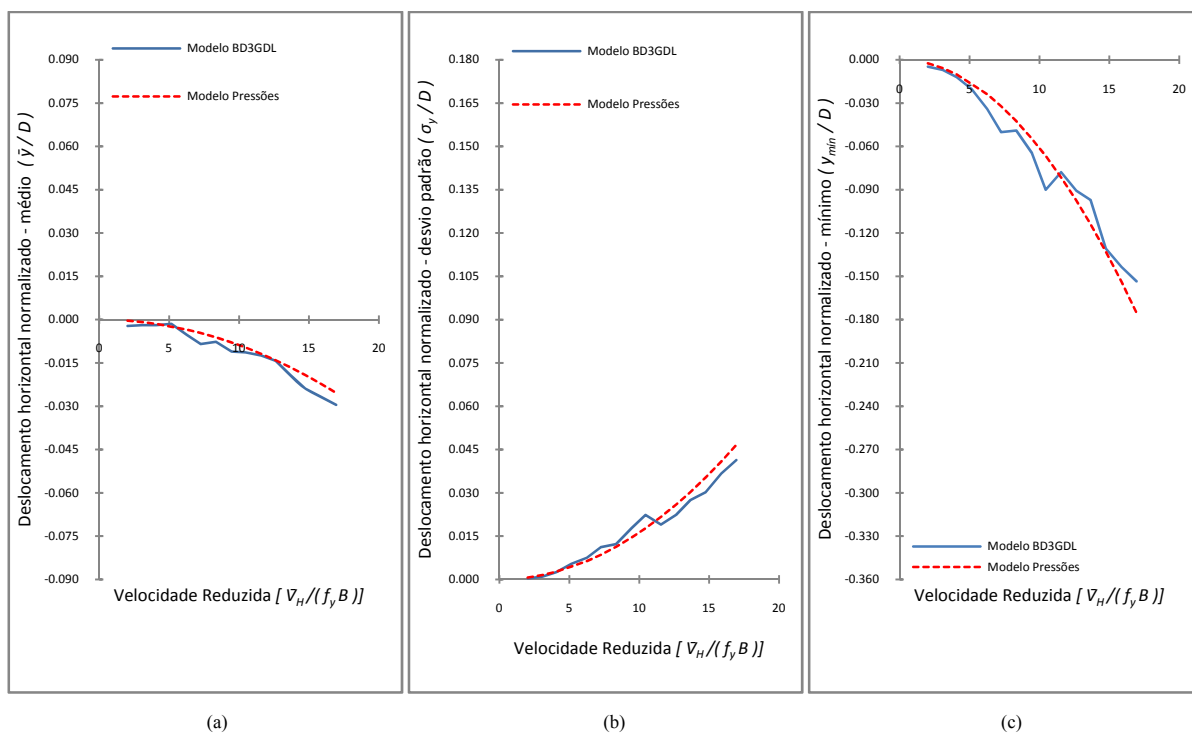


Figura 6.33 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração II e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

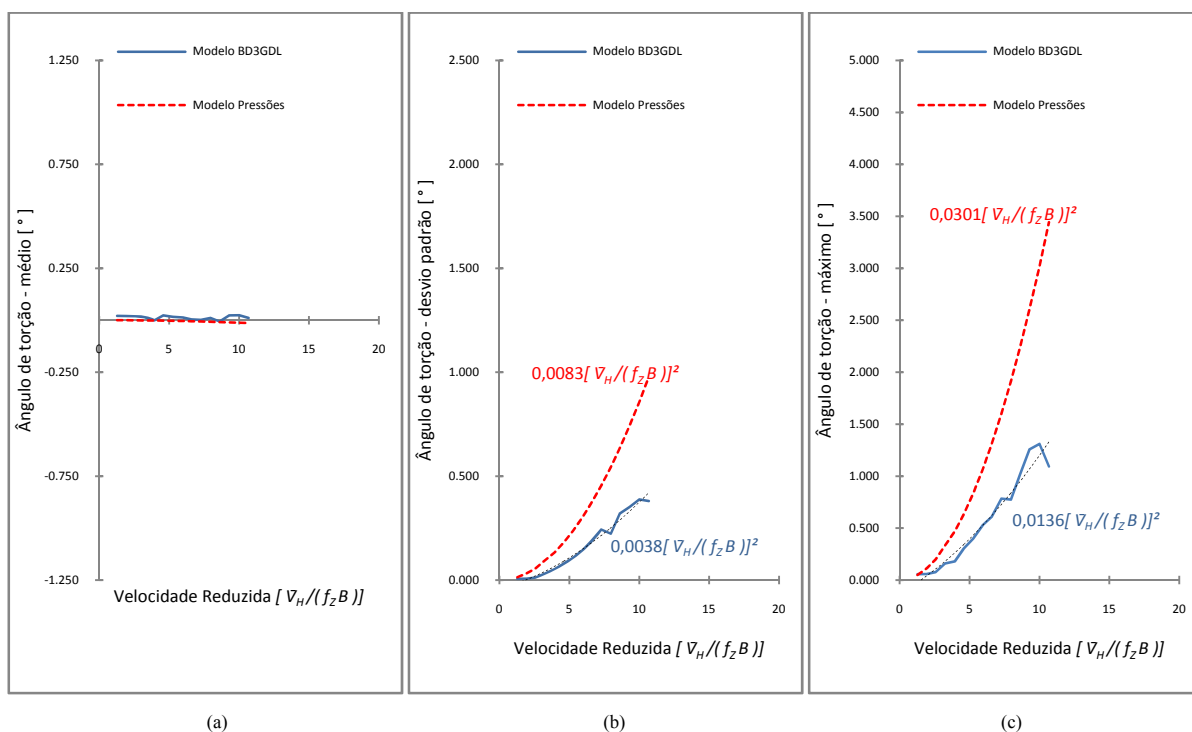


Figura 6.34 – Deslocamentos angulares para configuração II e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto).

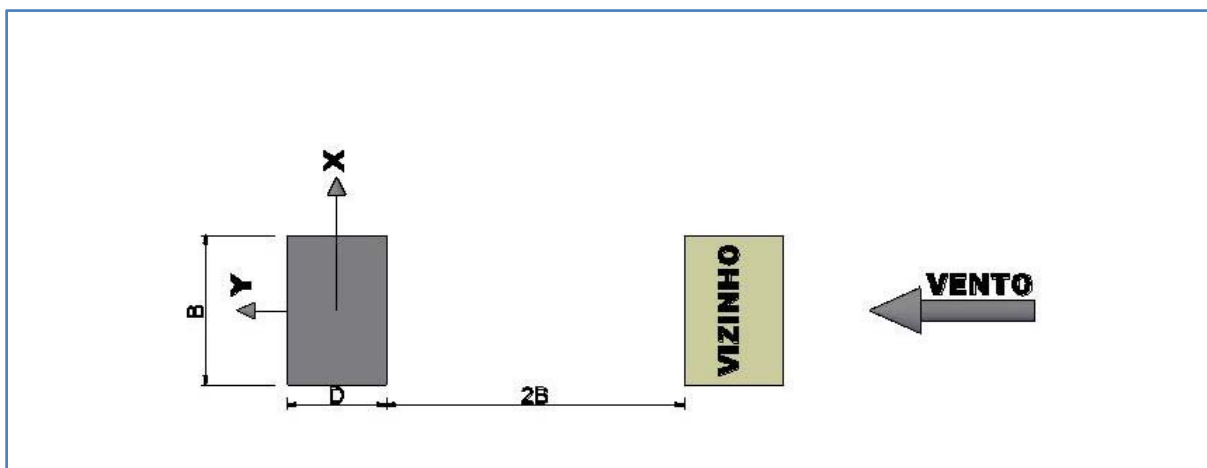


Figura 6.35 – Posição do modelo na posição III e vento a  $0^\circ$

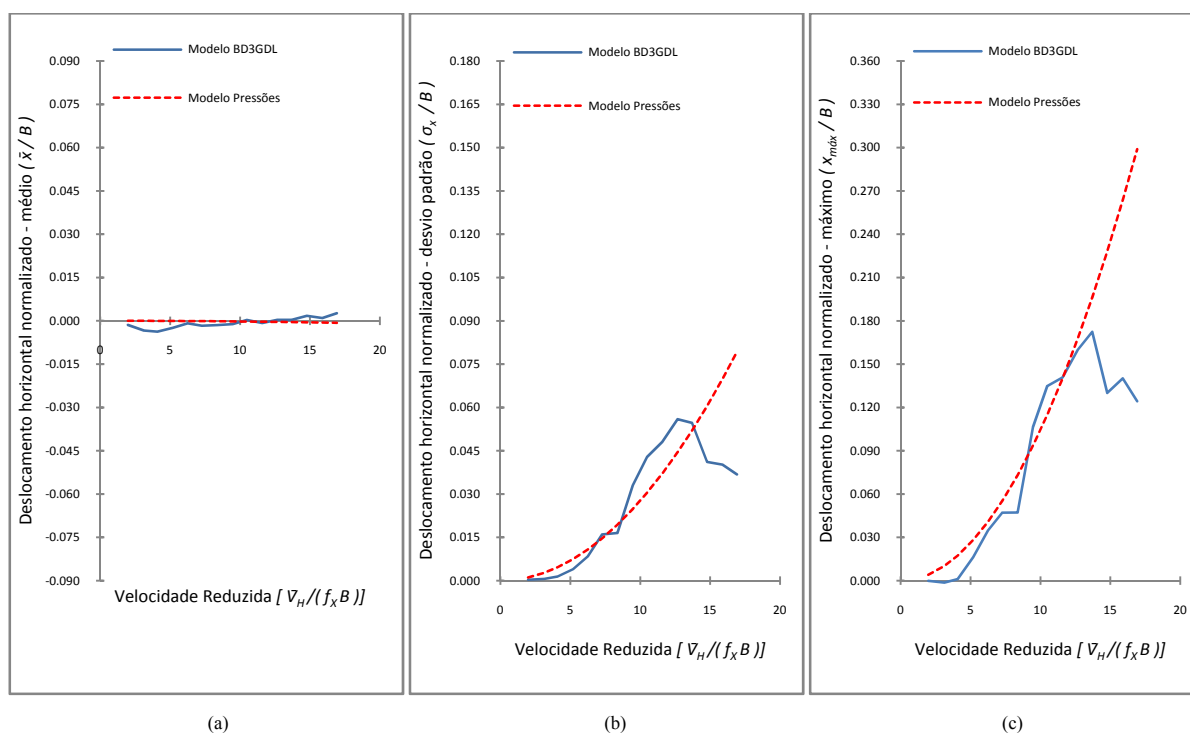


Figura 6.36 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração III e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

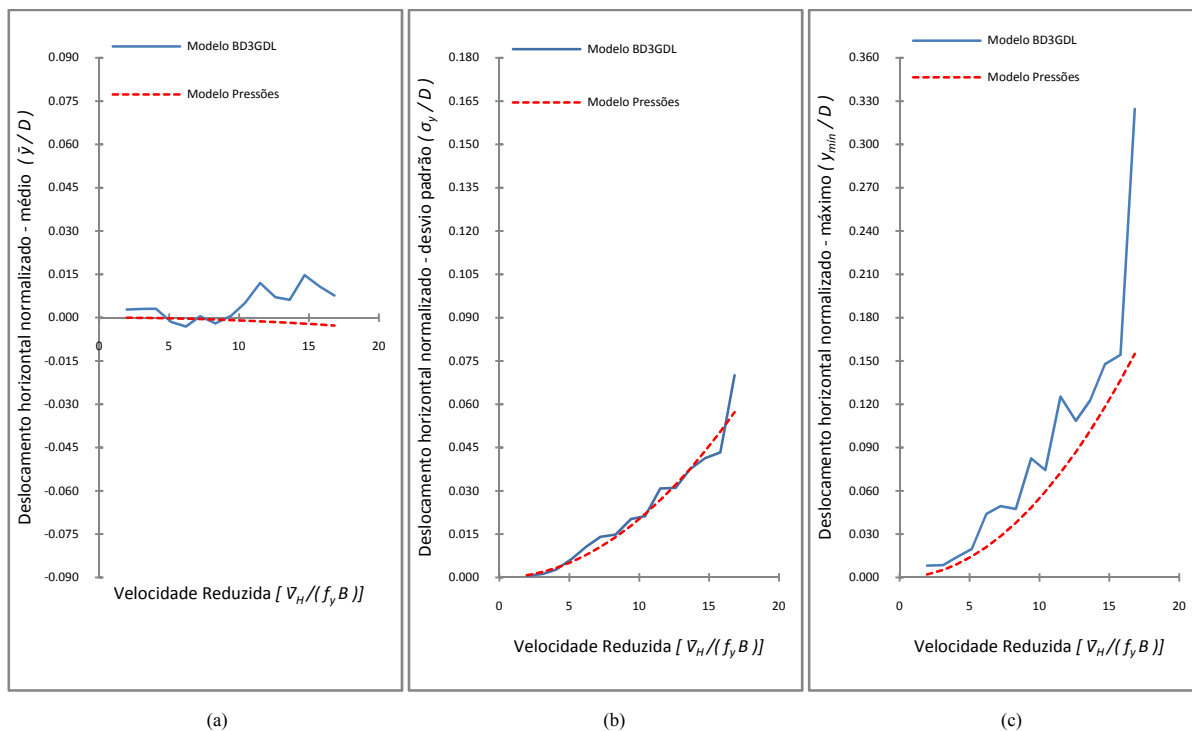


Figura 6.37 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração III e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

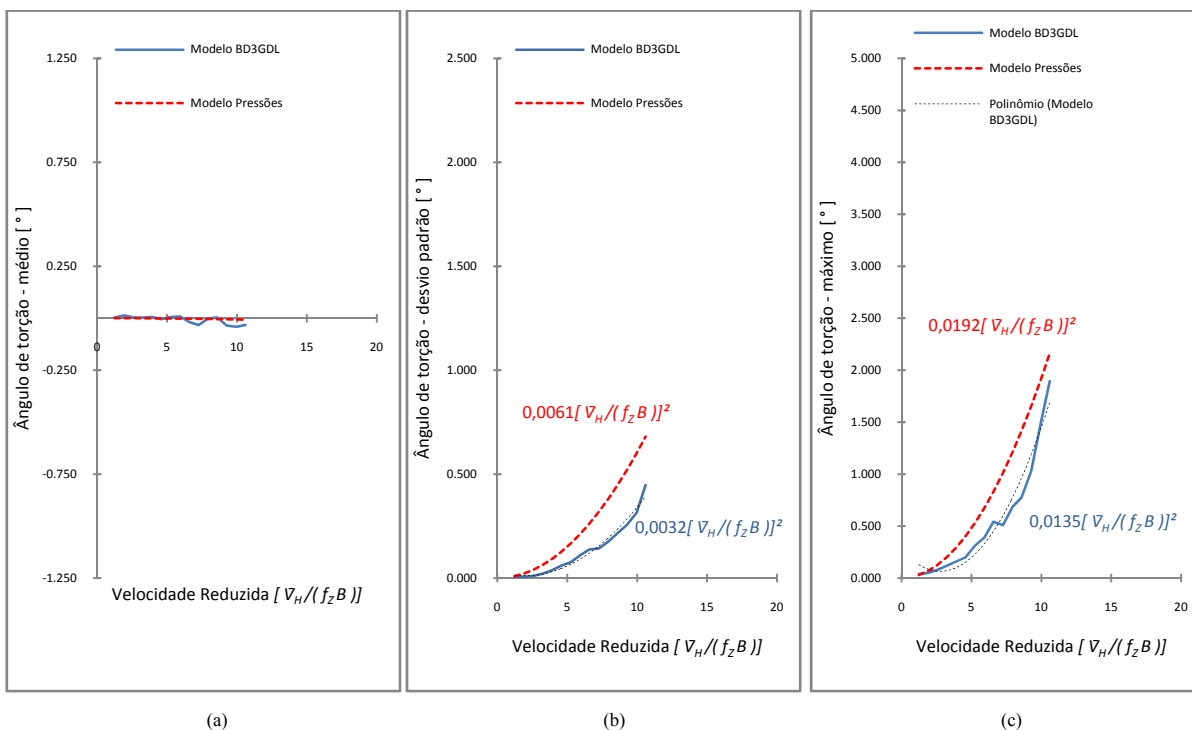


Figura 6.38 – Deslocamentos angulares para configuração III e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto).

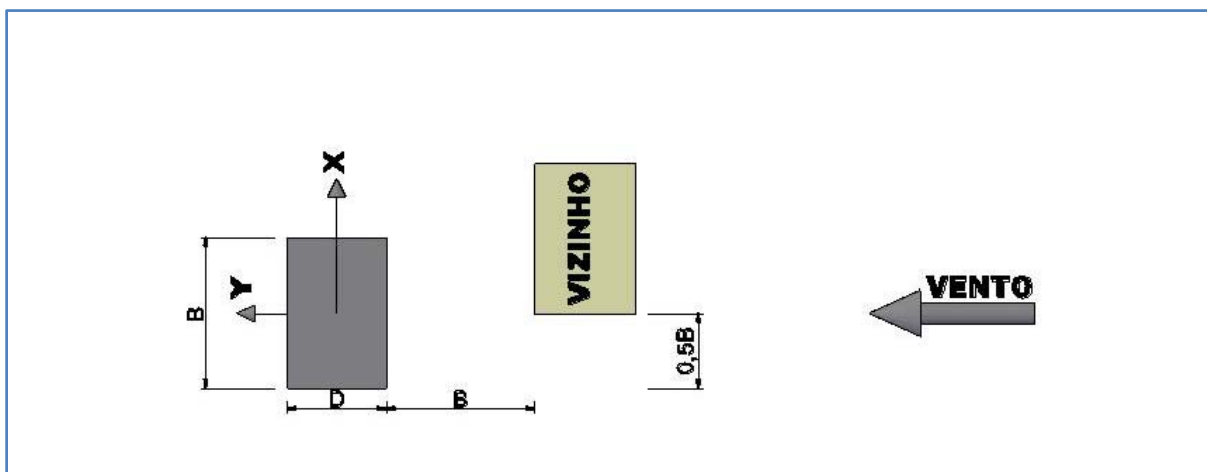


Figura 6.39 – Posição do modelo para configuração IV e vento a  $0^\circ$ .

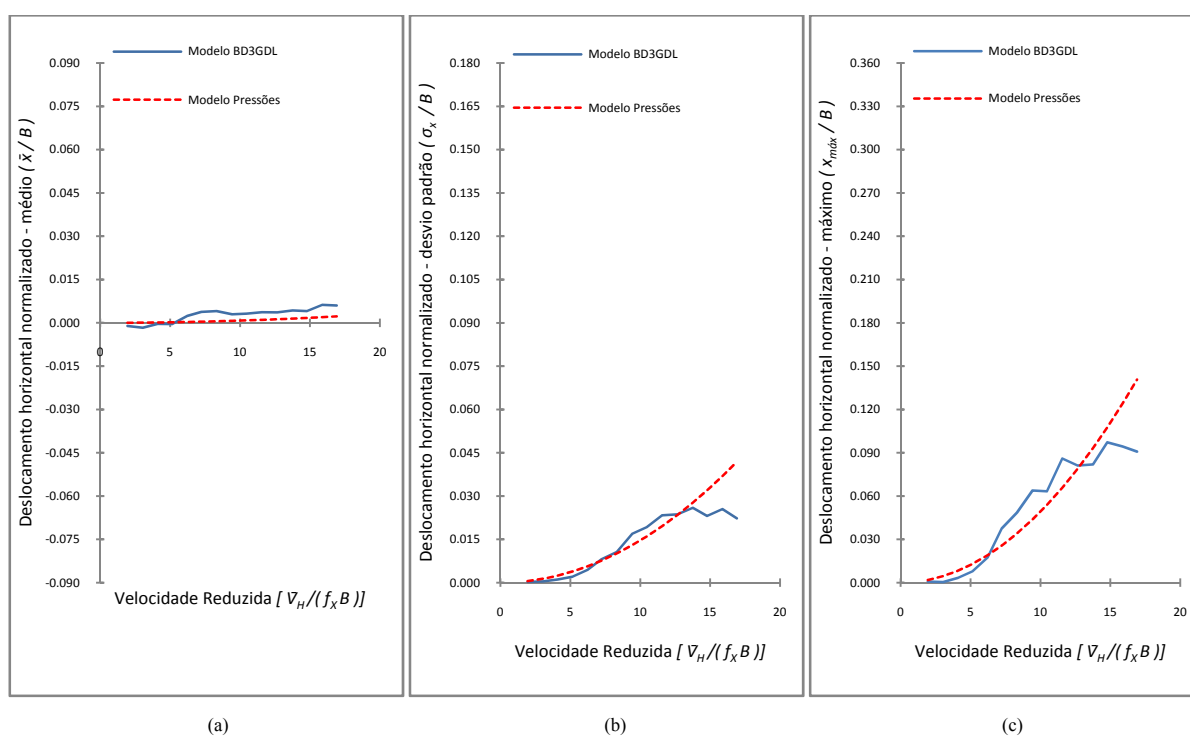


Figura 6.40 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração IV e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).



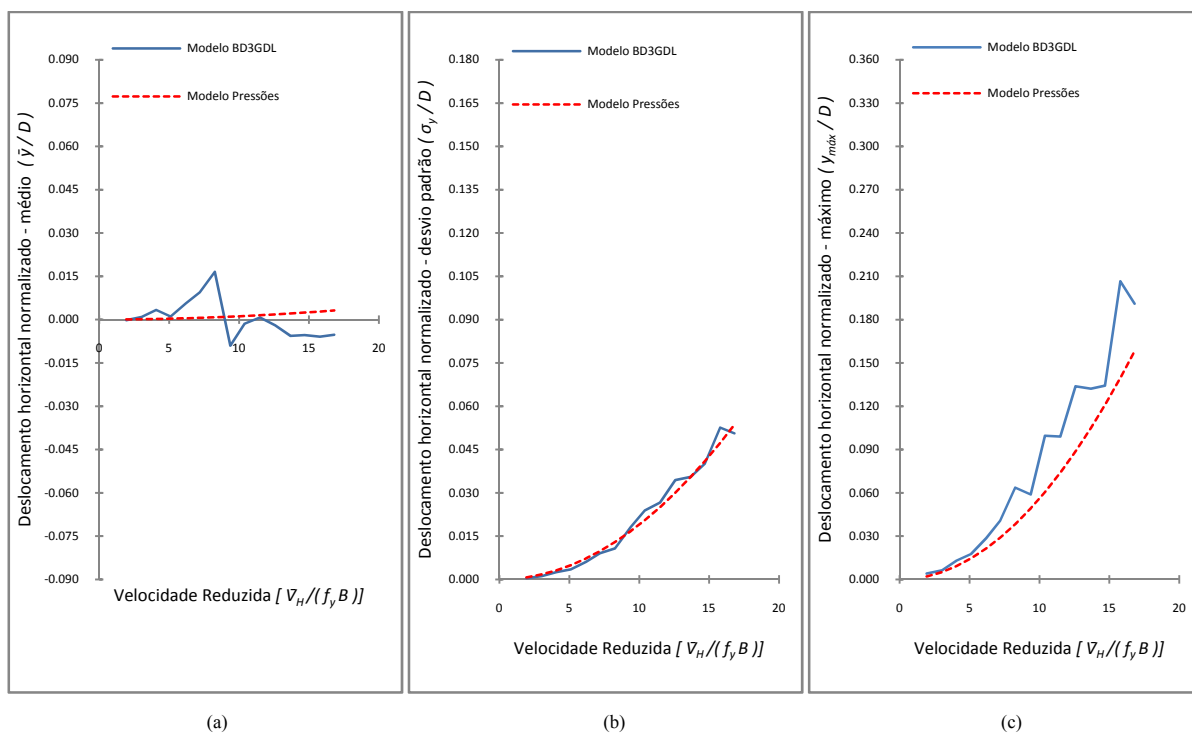


Figura 6.41 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração IV e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

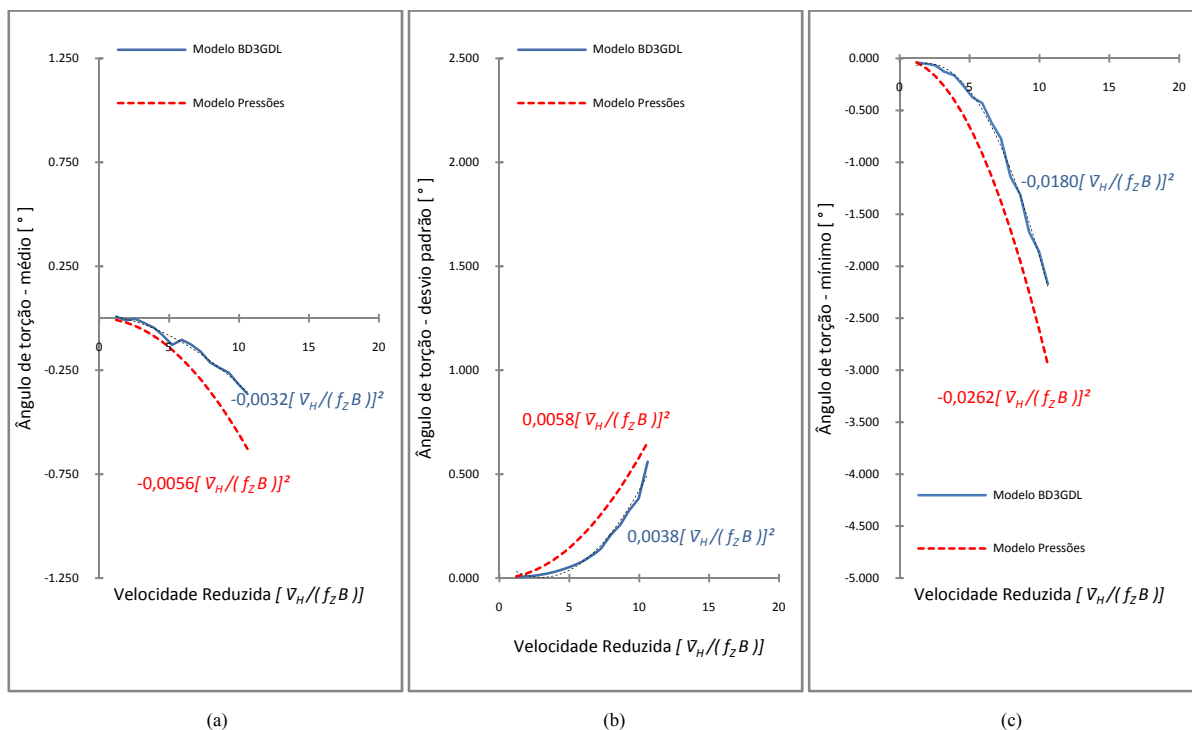


Figura 6.42 – Deslocamentos angulares para configuração IV e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

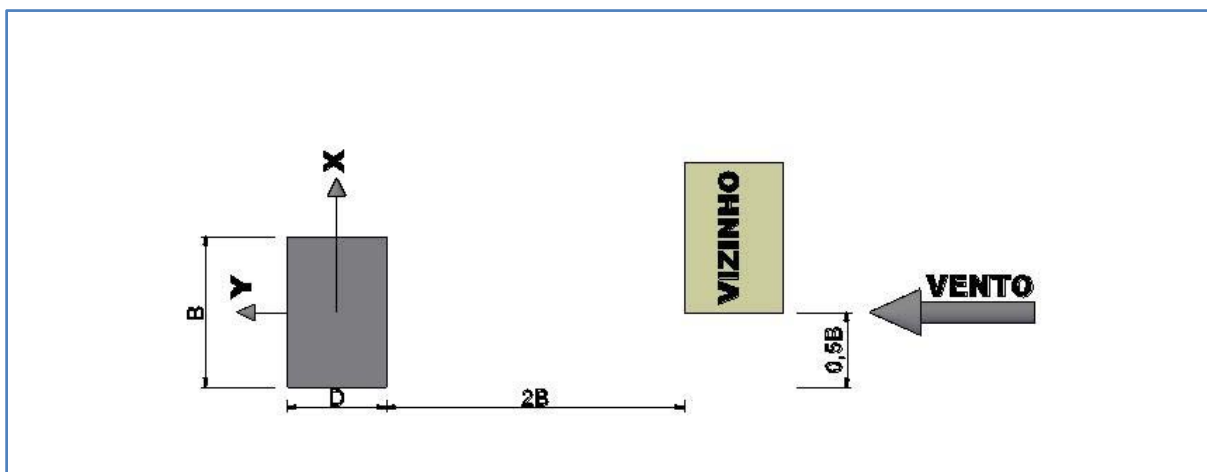


Figura 6.43 – Posição do modelo na configuração V e vento a  $0^\circ$ .

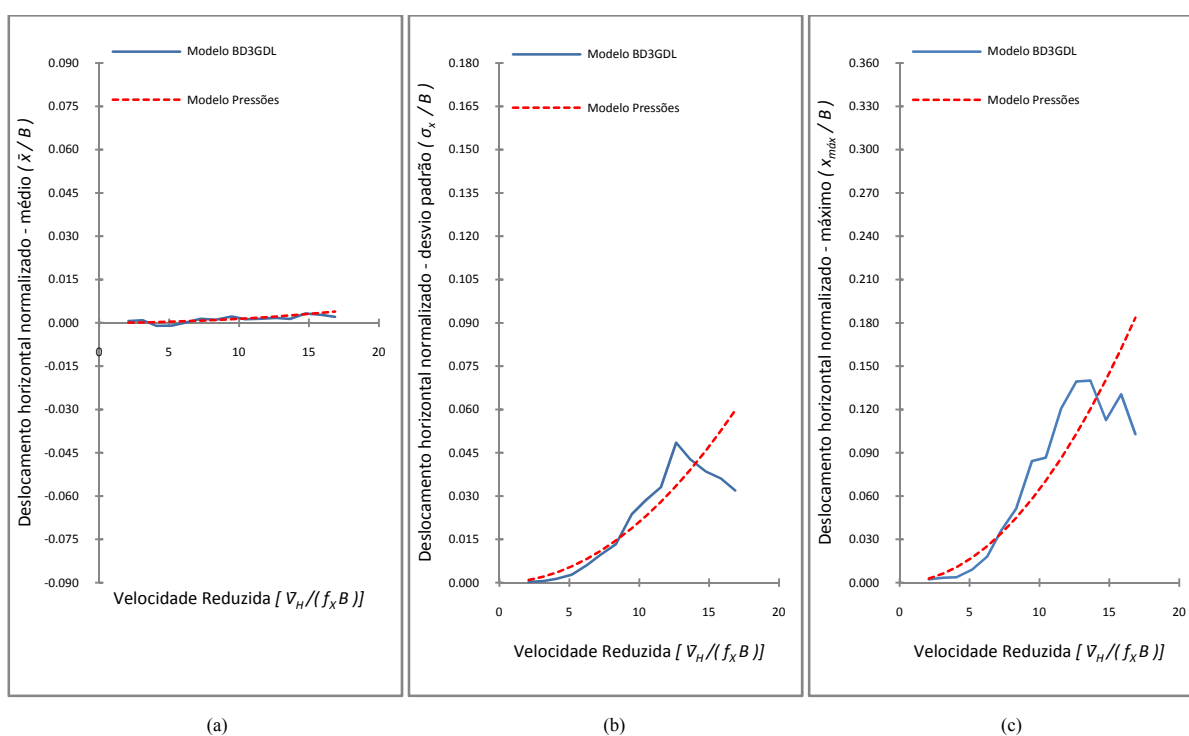


Figura 6.44 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração V e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

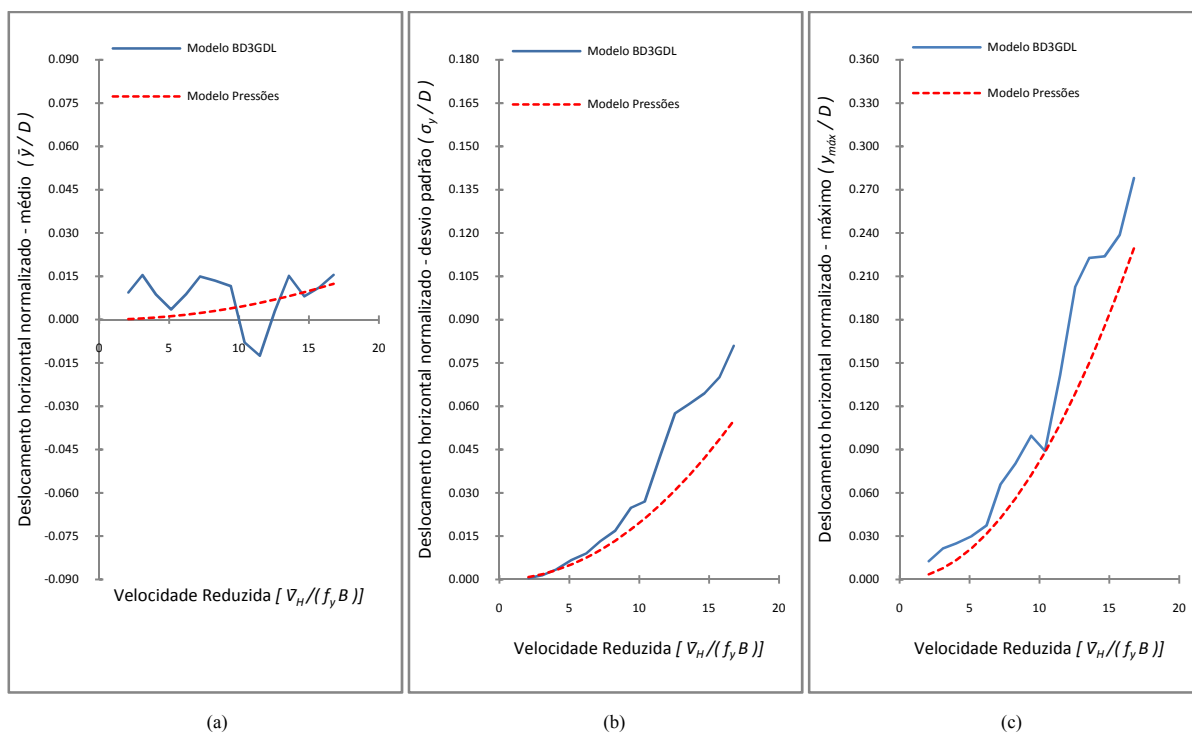


Figura 6.45 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração V e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

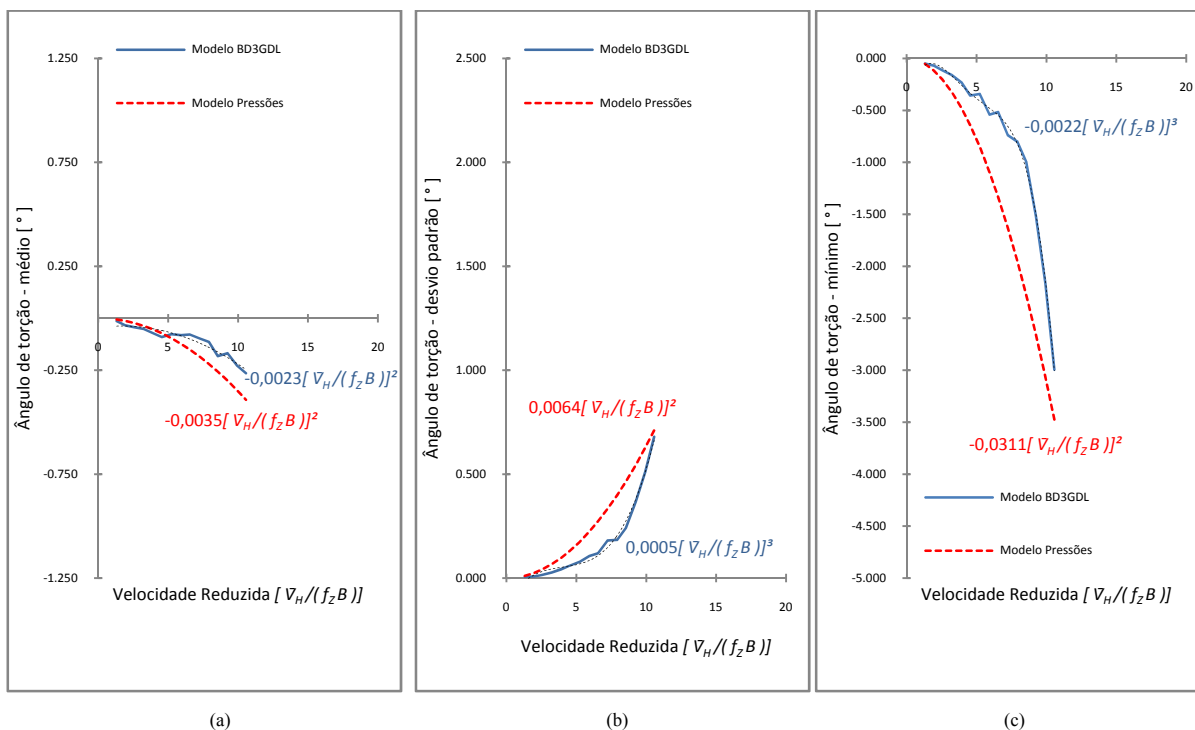


Figura 6.46 – Deslocamentos angulares para configuração V e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

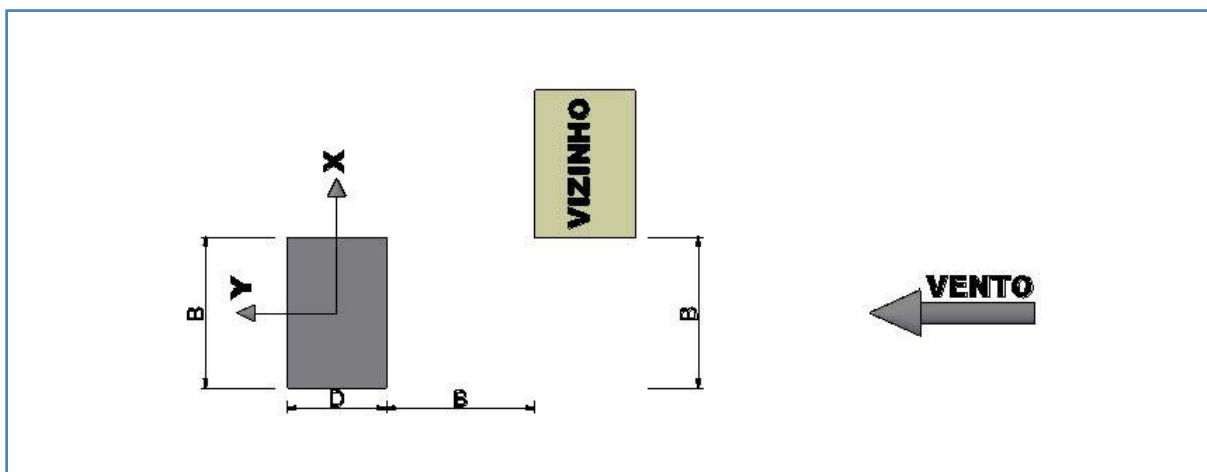


Figura 6.47 – Posição do modelo para configuração VI e vento a  $0^\circ$ .

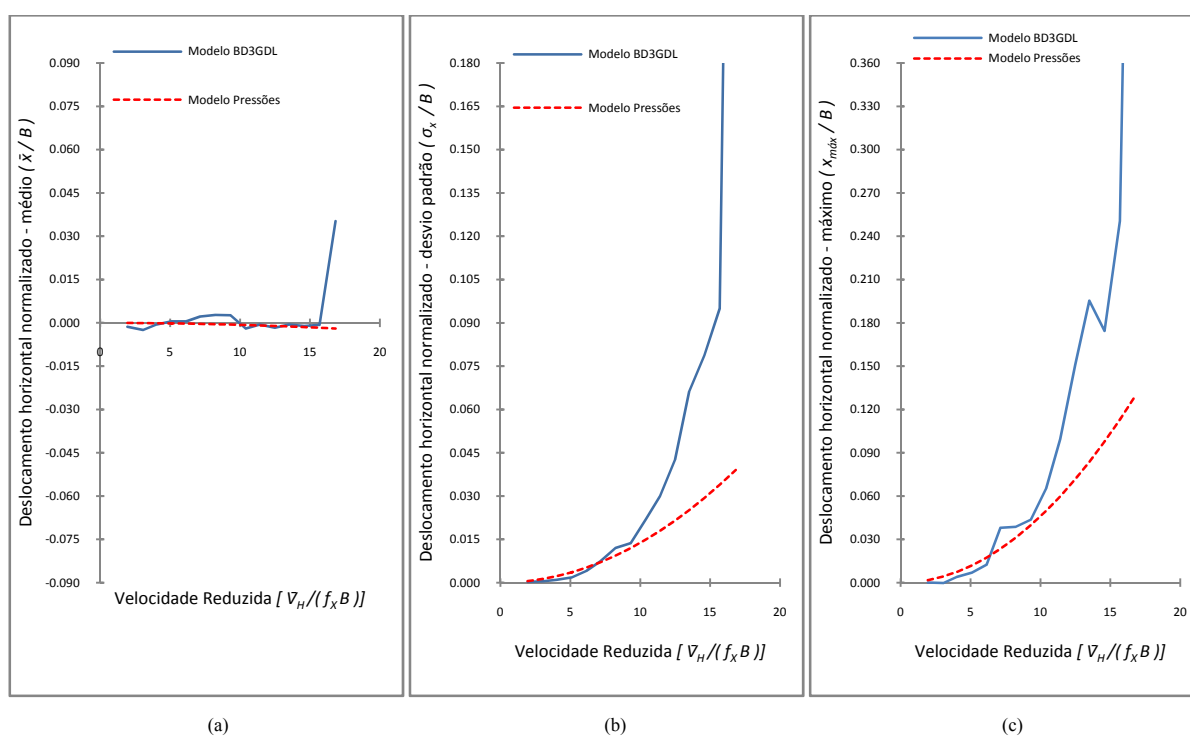


Figura 6.48 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VI e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

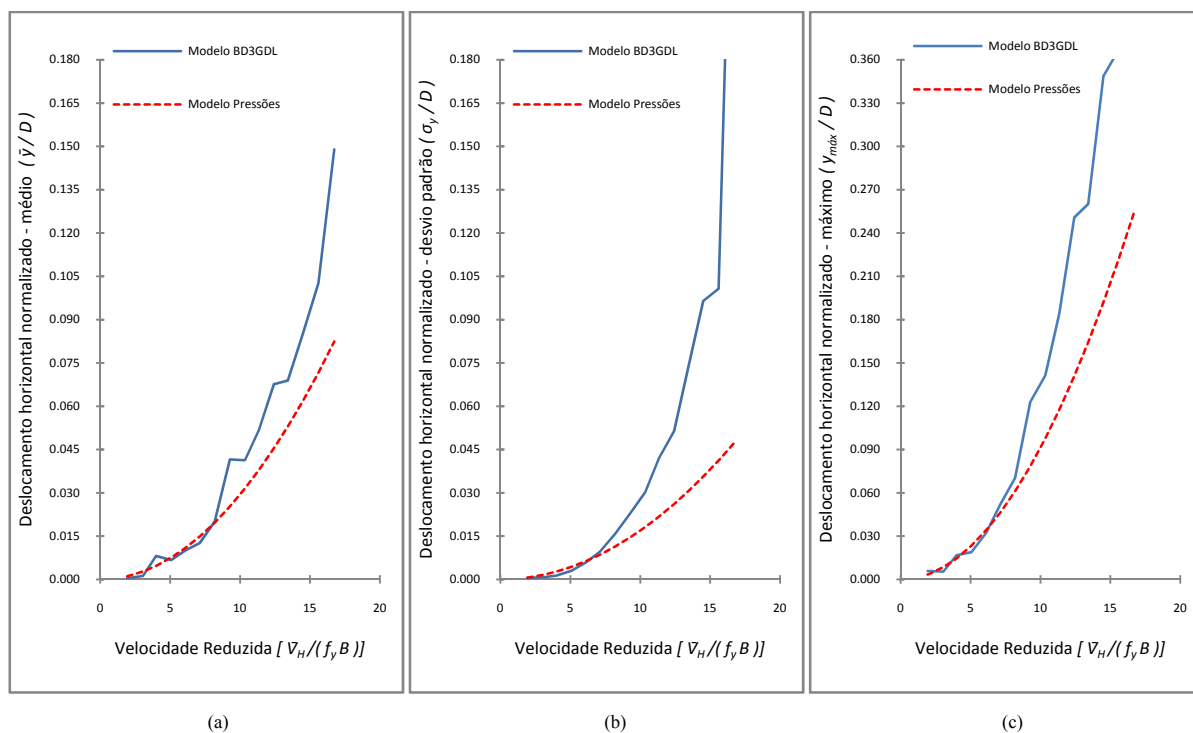


Figura 6.49 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VI e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

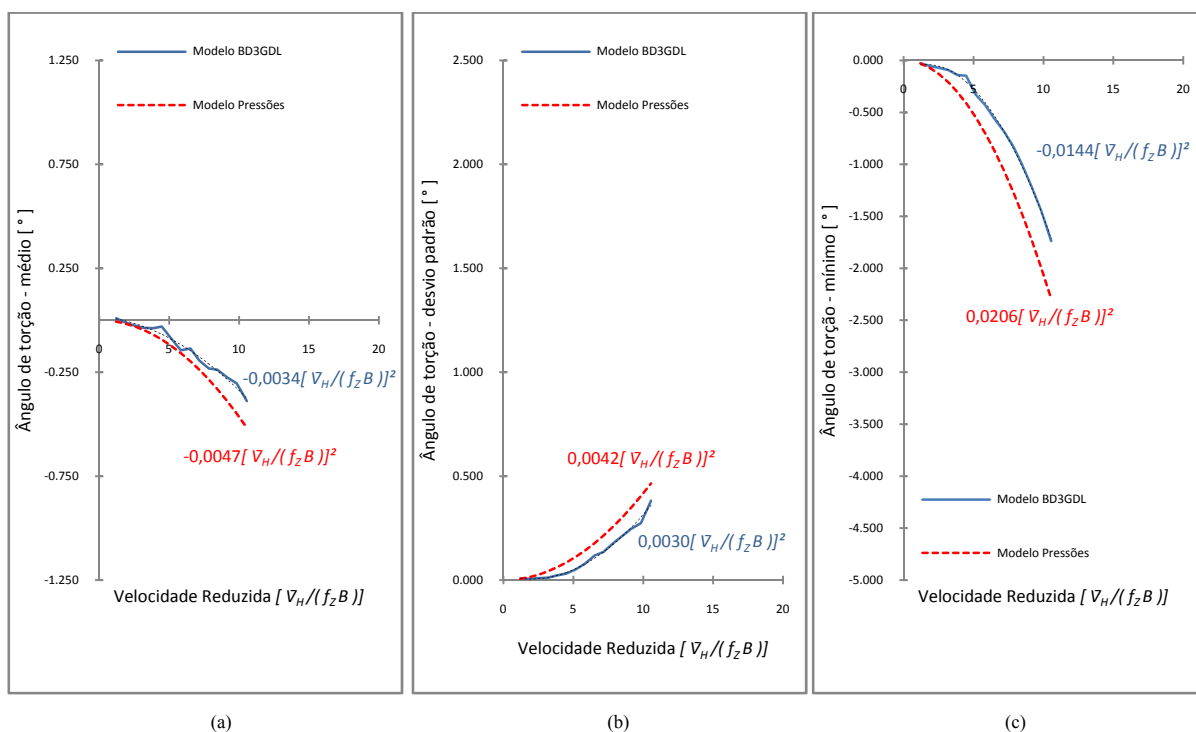


Figura 6.50 – Deslocamentos angulares para configuração VI e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

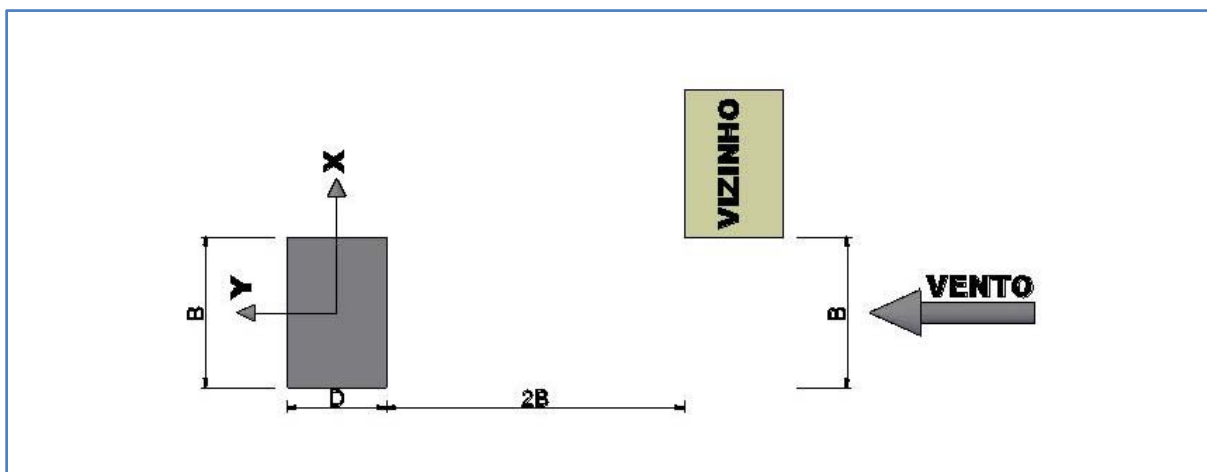


Figura 6.51 – Posição do modelo para configuração VII e vento a  $0^\circ$ .

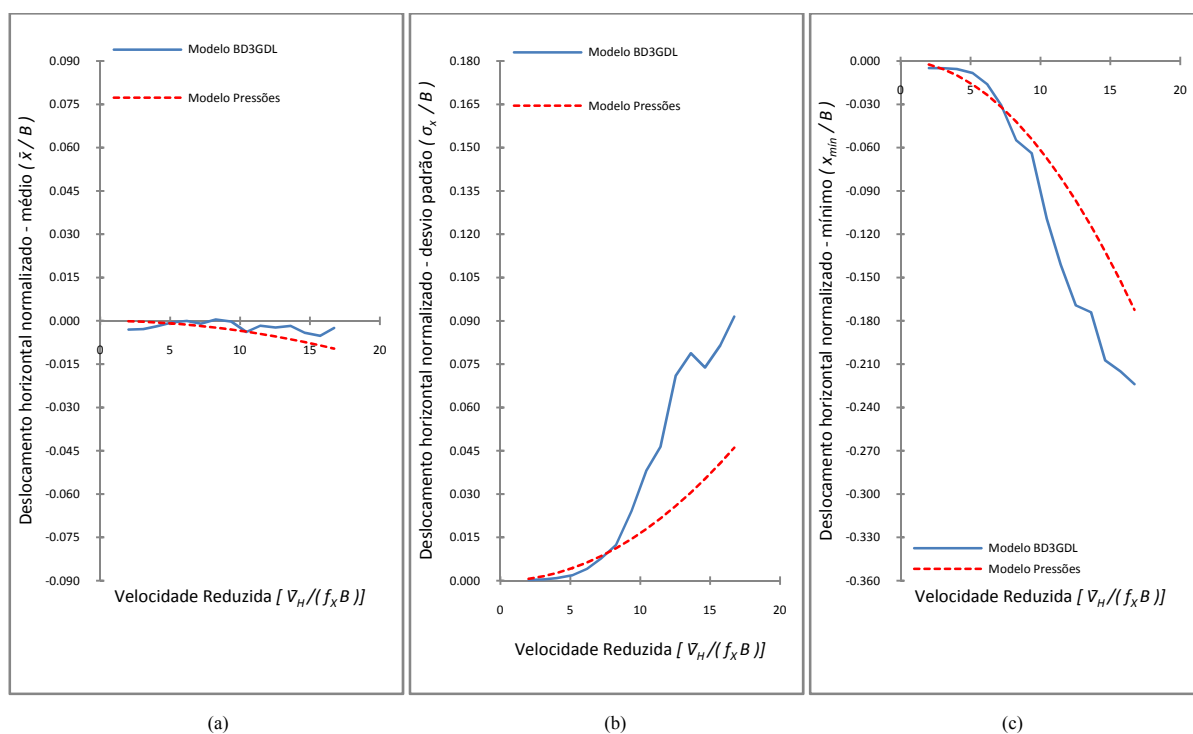


Figura 6.52 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VII e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

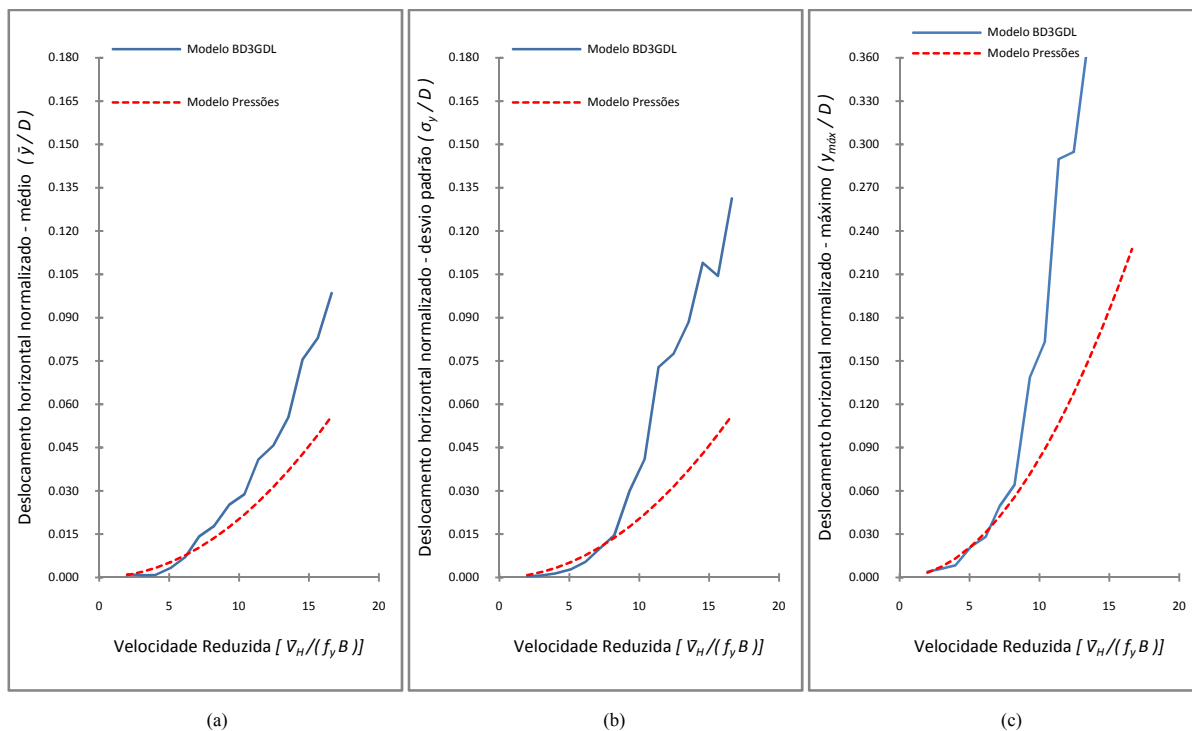


Figura 6.53 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VII e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

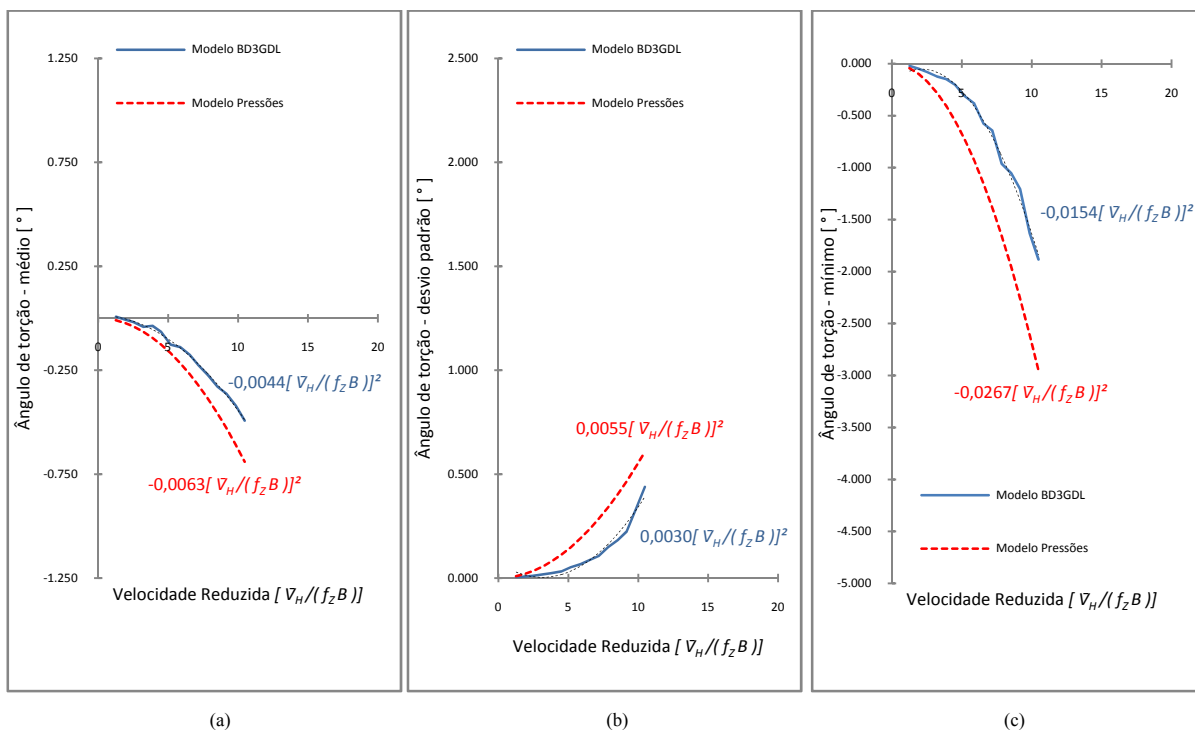


Figura 6.54 – Deslocamentos angulares para configuração VII e vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

Ao se analisar a resposta transversal (direção do eixo X) das seis configurações para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de maior área percebe-se a boa concordância entre os valores obtidos a partir do modelo de medidas de pressões e pela BD3GDL para os deslocamentos médios normalizados. No que se refere às respostas flutuantes e aos valores máximos absolutos dos deslocamentos, de maneira geral para velocidades reduzidas abaixo de 7 os resultados dos dois métodos são concordantes entre si. A partir desta velocidade reduzida, para as configurações II a V os desvios padrão dos deslocamentos normalizados e os máximos deslocamentos absolutos medidos pela BD3GDL foram pouco maiores dos que os obtidos a partir do modelo de pressões, até apresentarem picos pouco pronunciados em velocidades reduzidas entre 10,5 (configuração II) e 13,8 (configuração IV), a partir dos quais os valores obtidos com a utilização da BD3GDL passam a ser os menores. Para a configuração VII, após a velocidade reduzida 7,2, tanto os valores de desvio padrão quanto os máximos absolutos do deslocamento transversal medidos pela BD3GDL apresentam tendências de crescimento em função da velocidade reduzida maiores do que os valores obtidos a partir do modelo de pressões, chegando-se a diferenças entre os resultados dos dois métodos de 100% na resposta flutuante e 30% no valor máximo absoluto da resposta, para a velocidade reduzida 16,6. Para a configuração VI, observa-se que, a partir da velocidade reduzida 9,5, o crescimento nas curvas do desvio padrão e dos máximos deslocamentos transversais absolutos referentes à BD3GDL ocorre de forma extremamente acentuada, chegando a deslocamentos maiores do que os atingidos na configuração I no momento em que a resposta transversal do modelo entrou ressonância pelo desprendimento alternado de vórtices. Esta instabilidade aerodinâmica também é observada na resposta longitudinal do modelo nesta configuração.

No que se refere à resposta longitudinal, percebe-se que para as configurações em que o modelo vizinho está alinhado à barlavento do modelo instrumentado (II e III), os resultados medidos pela BD3GDL e os obtidos a partir do modelo de pressões apresentam boa concordância, excetuando-se um crescimento mais acentuado na resposta flutuante da configuração III após a velocidade reduzida 15,8. Quando o prédio vizinho está deslocado lateralmente em 56,25mm (configurações IV e V) são observadas oscilações nos valores da resposta média medida pela BD3GDL, e as respostas flutuante e máxima apresentam valores maiores dos que os obtidos a partir do modelo de pressões, chegando a diferenças de 60%. Para as configurações VI e VII, nas quais o deslocamento lateral do prédio vizinho é igual a sua largura, observa-se uma boa concordância entre os dois métodos até velocidades



reduzidas em torno de 7,5, a partir da qual os valores da BD3GDL, tanto médios, quanto flutuante e máximos, começam a apresentar tendências de crescimento em função da velocidade reduzida muito superiores às apresentadas pelos resultados obtidos a partir do modelo de pressões.

Já na resposta torcional, os valores obtidos a partir dos ensaios de medidas de pressão em alta frequência foram, em geral, bem maiores os medidos pela BD3GDL, à exceção da resposta média nas configurações II e III, nas quais o prédio vizinho estava a barlavento do modelo instrumentado, alinhado na direção do vento, e os valores medidos pelas duas técnicas foram próximos de zero. Para as outras configurações, os valores obtidos a partir do modelo de pressões foram maiores entre aproximadamente 40% (média, desvio padrão e máximo absoluto na configuração VI) e 120% (desvio padrão e máximo absoluto na configuração II). Também se pode observar que, nos gráficos da configuração V, o desvio padrão do deslocamento angular e o máximo deslocamento angular absoluto medidos pela BD3GDL variam aproximadamente em função do cubo da velocidade reduzida.

Dando-se continuidade a apresentação dos resultados dos ensaios com a presença do modelo mudo, da Figura 6.55 a Figura 6.77 são apresentadas as respostas medidas para as configurações II a VII para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de menor área (vento a 90°).

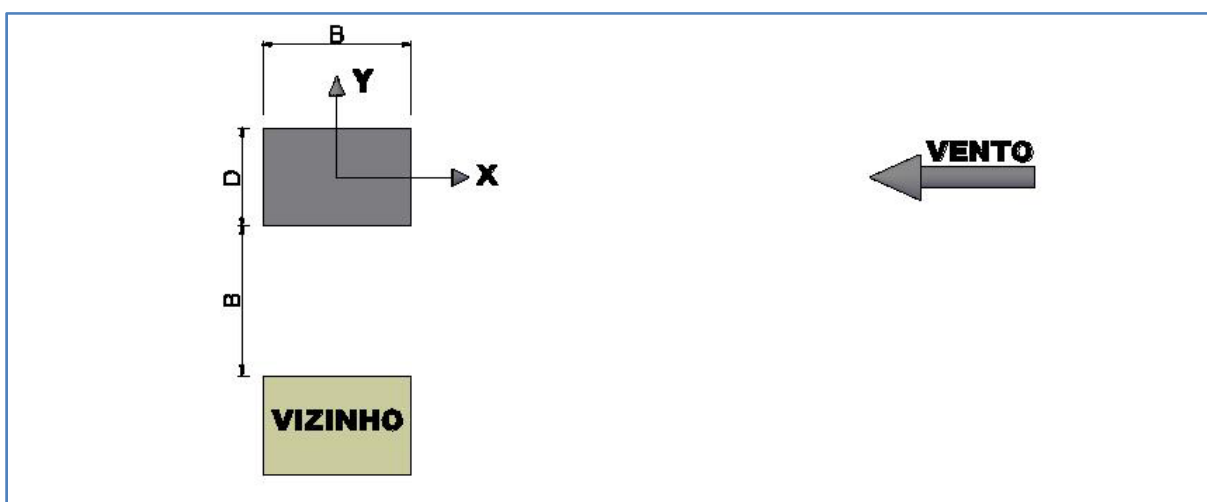


Figura 6.55 – Posição do modelo na configuração II e vento a 90°.

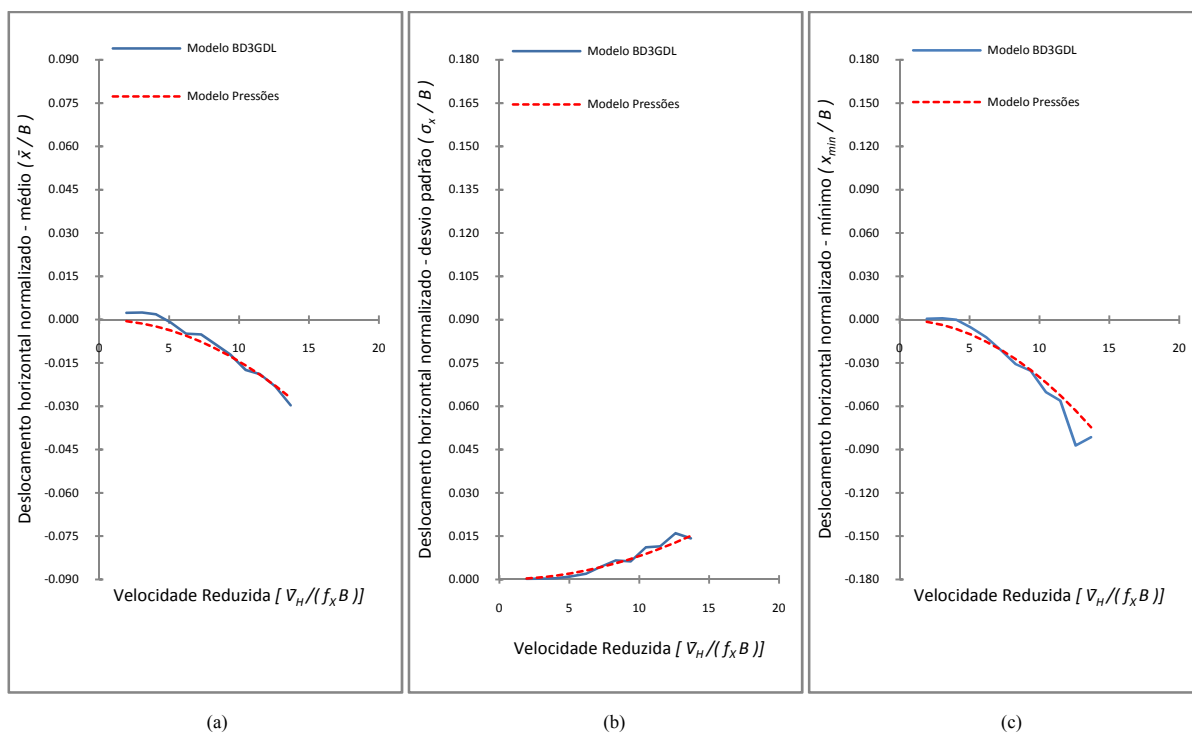


Figura 6.56 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração II e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

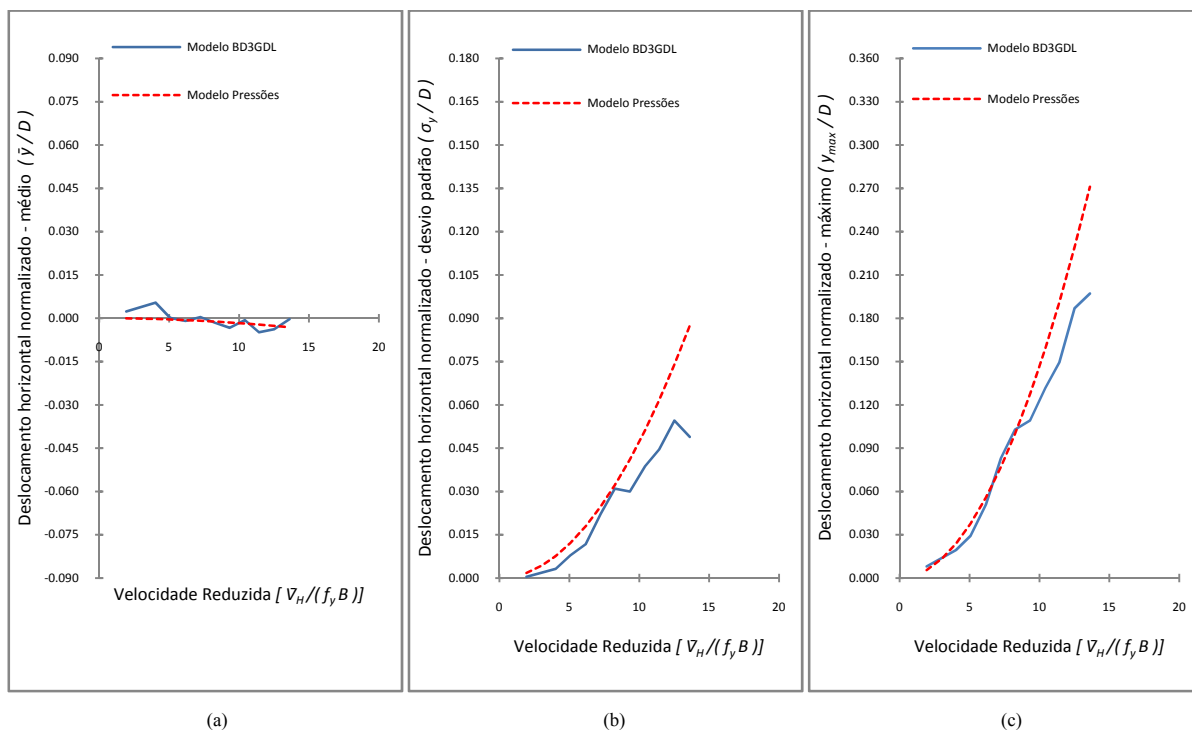


Figura 6.57 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração II e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

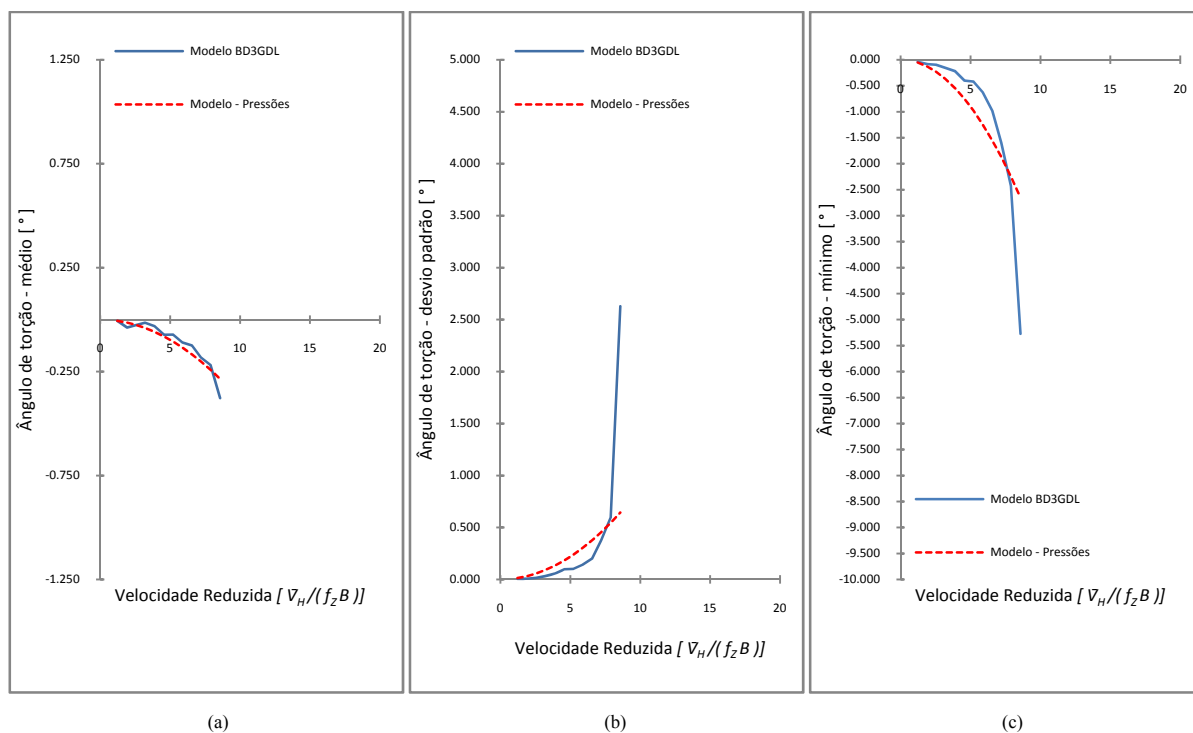


Figura 6.58 – Deslocamentos angulares para configuração II e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

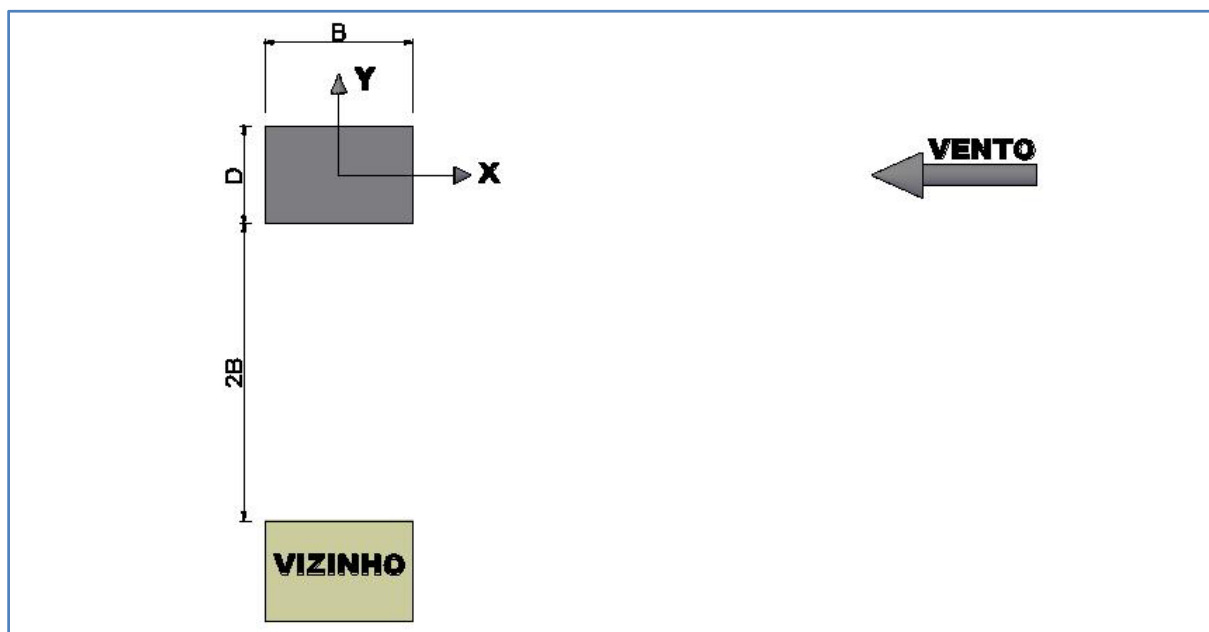


Figura 6.59 – Posição do modelo para configuração III e vento a  $90^\circ$ .

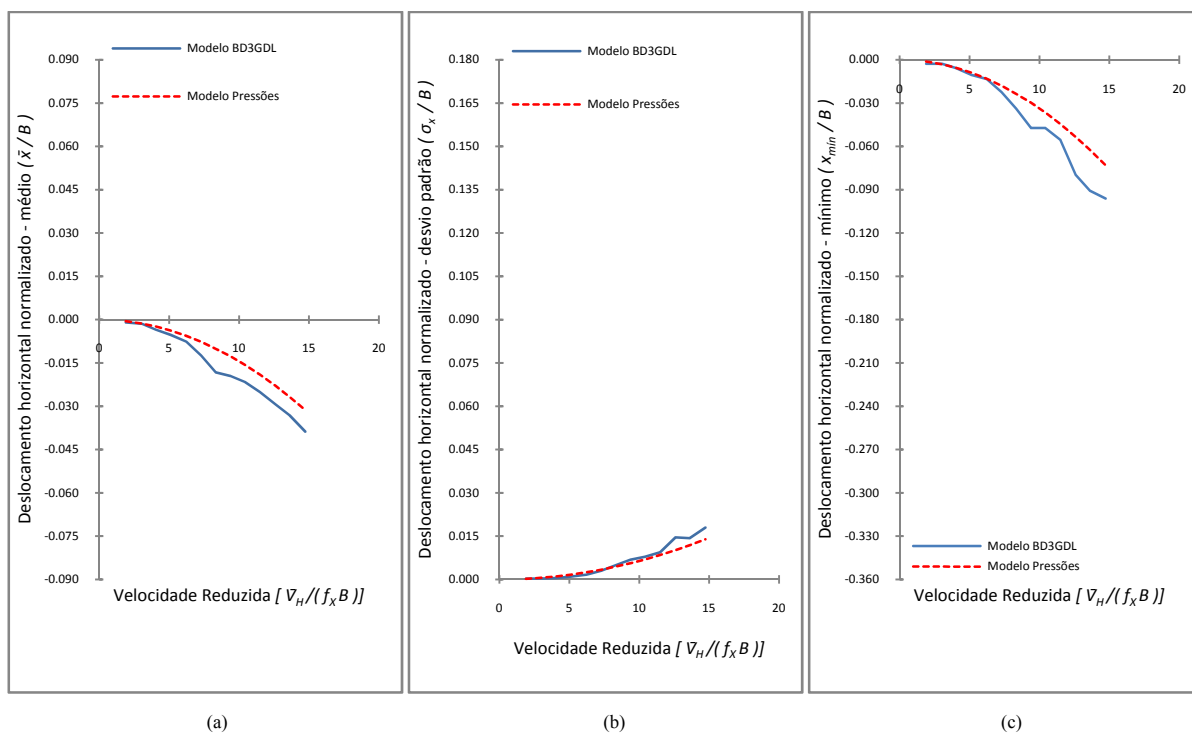


Figura 6.60 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração III e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

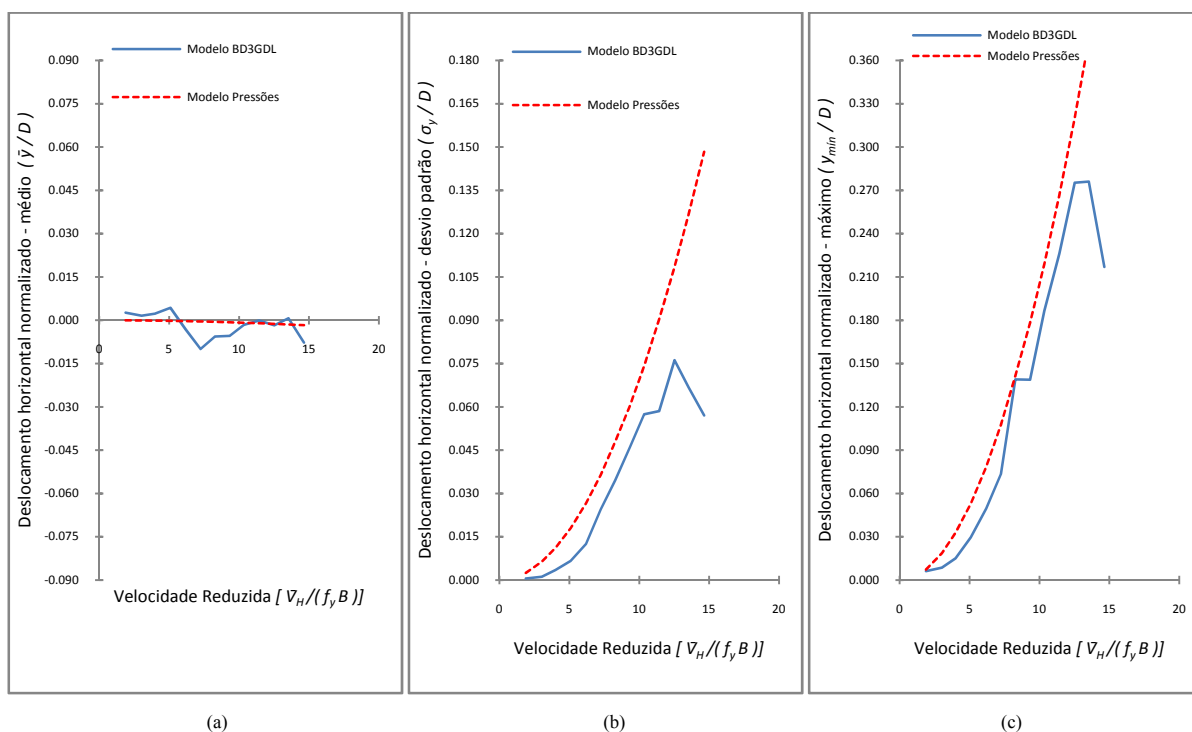


Figura 6.61 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração III e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

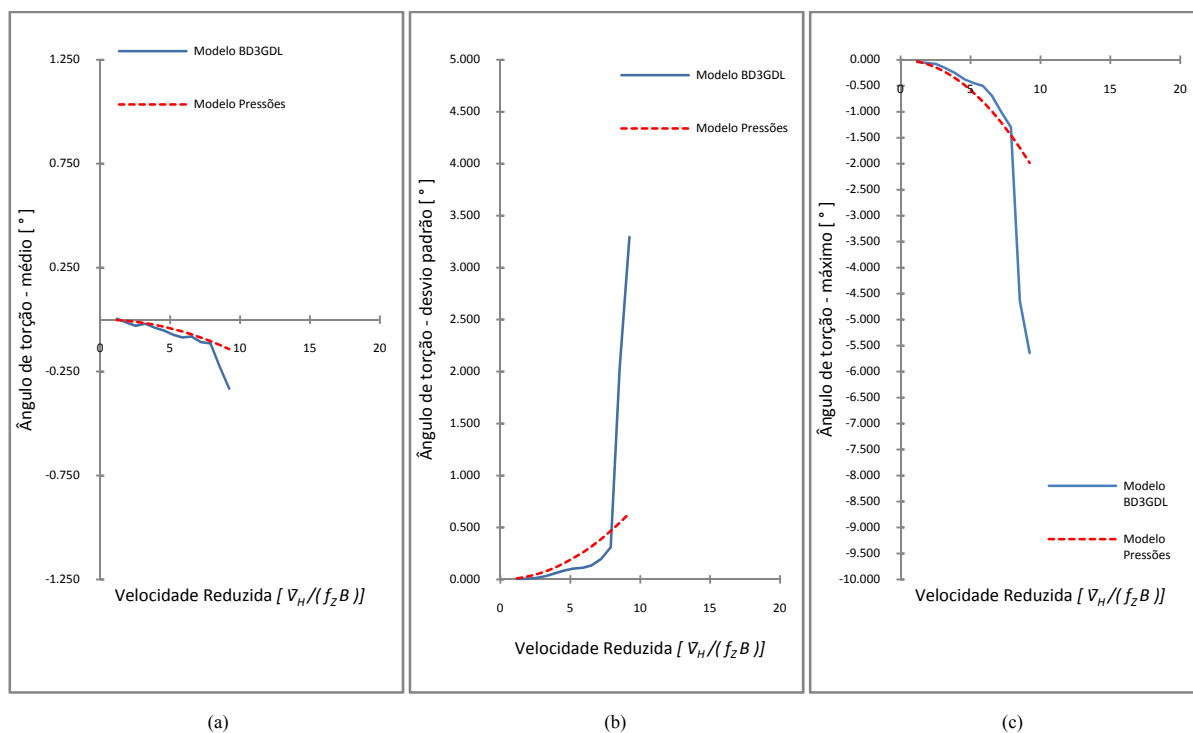


Figura 6.62 – Deslocamentos angulares para condição configuração III e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento angular absoluto).

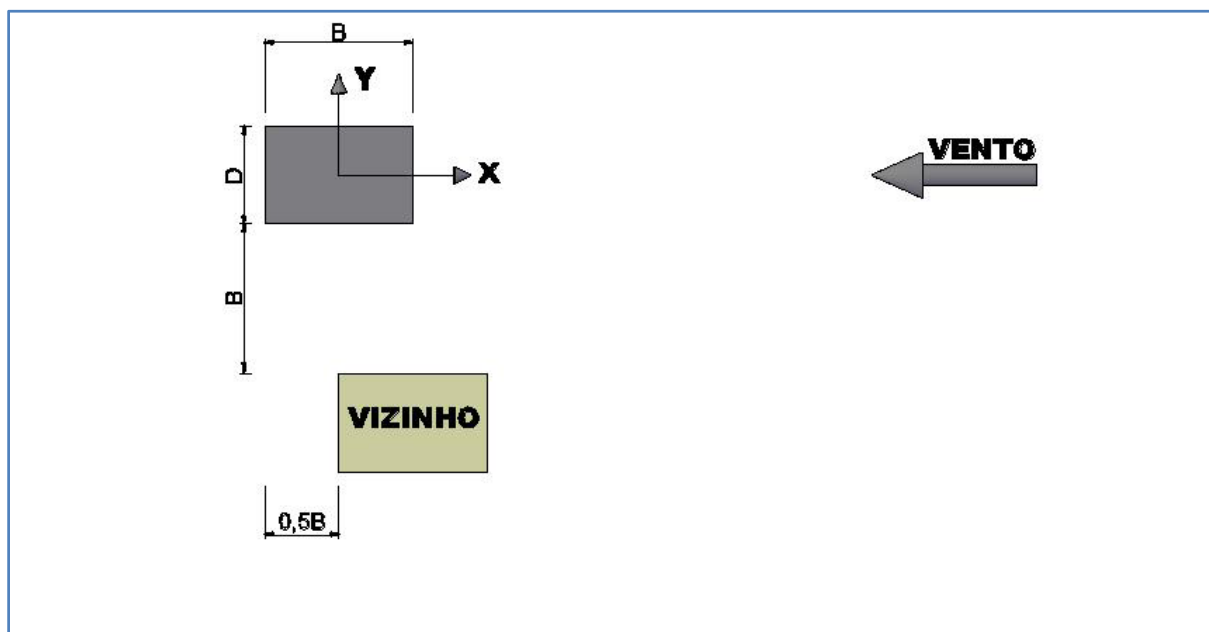


Figura 6.63 – Posição do modelo para configuração IV e vento a  $90^\circ$ .

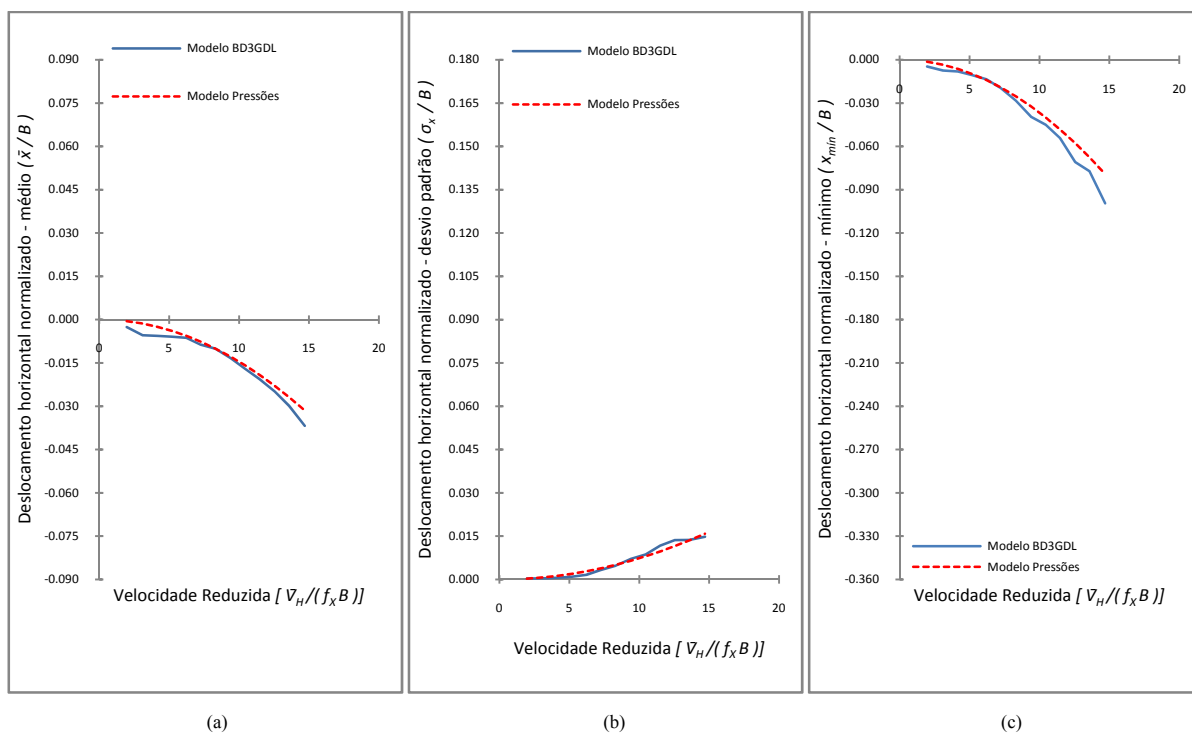


Figura 6.64 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração IV e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

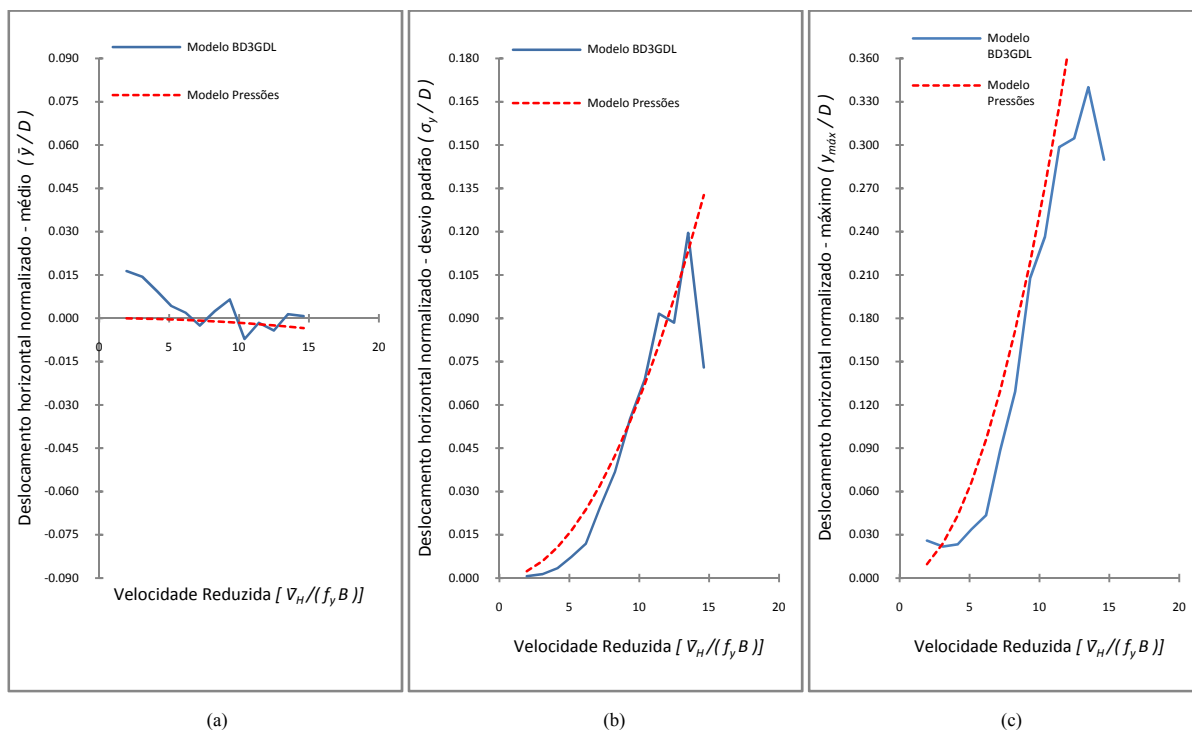


Figura 6.65 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração IV e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

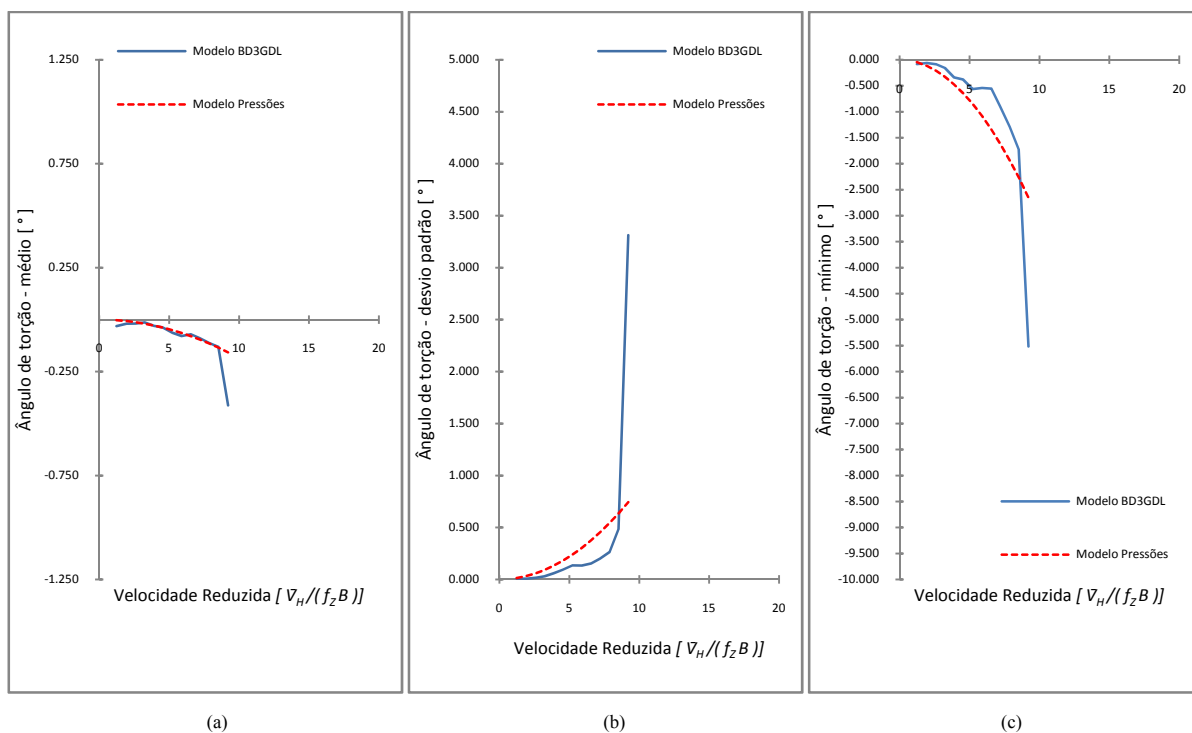


Figura 6.66 – Deslocamentos angulares para configuração IV e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

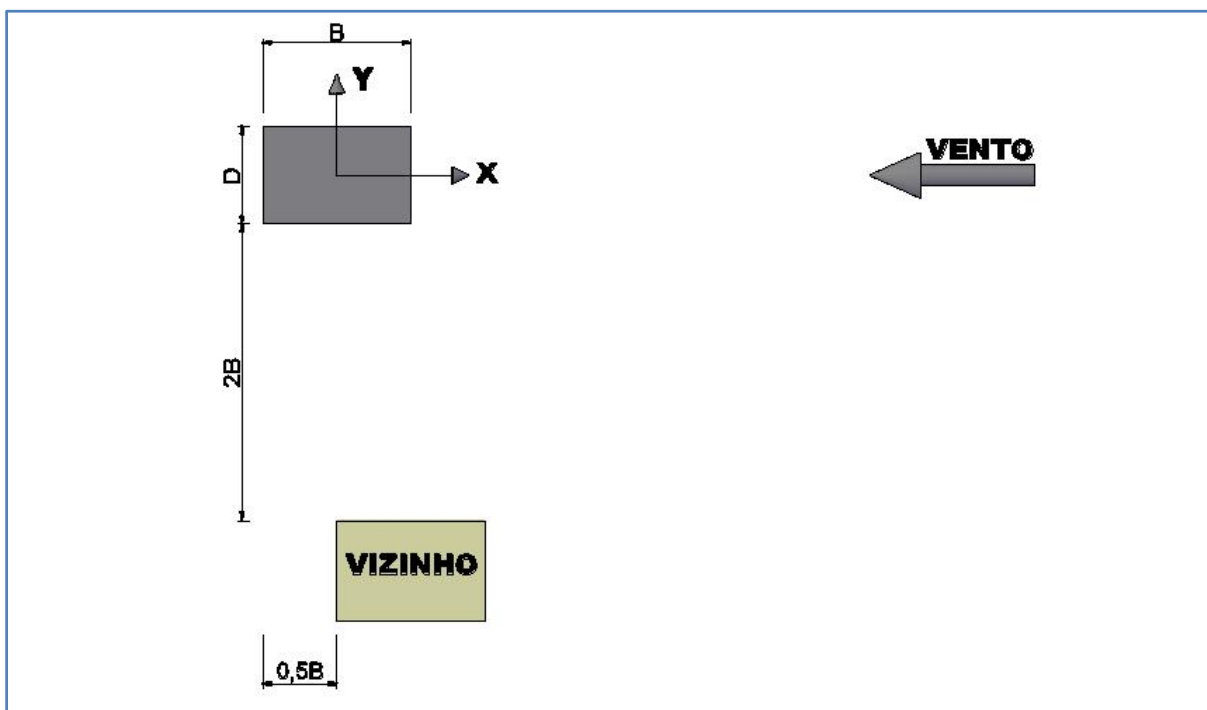


Figura 6.67 – Posição do modelo para configuração V e vento a  $90^\circ$ .

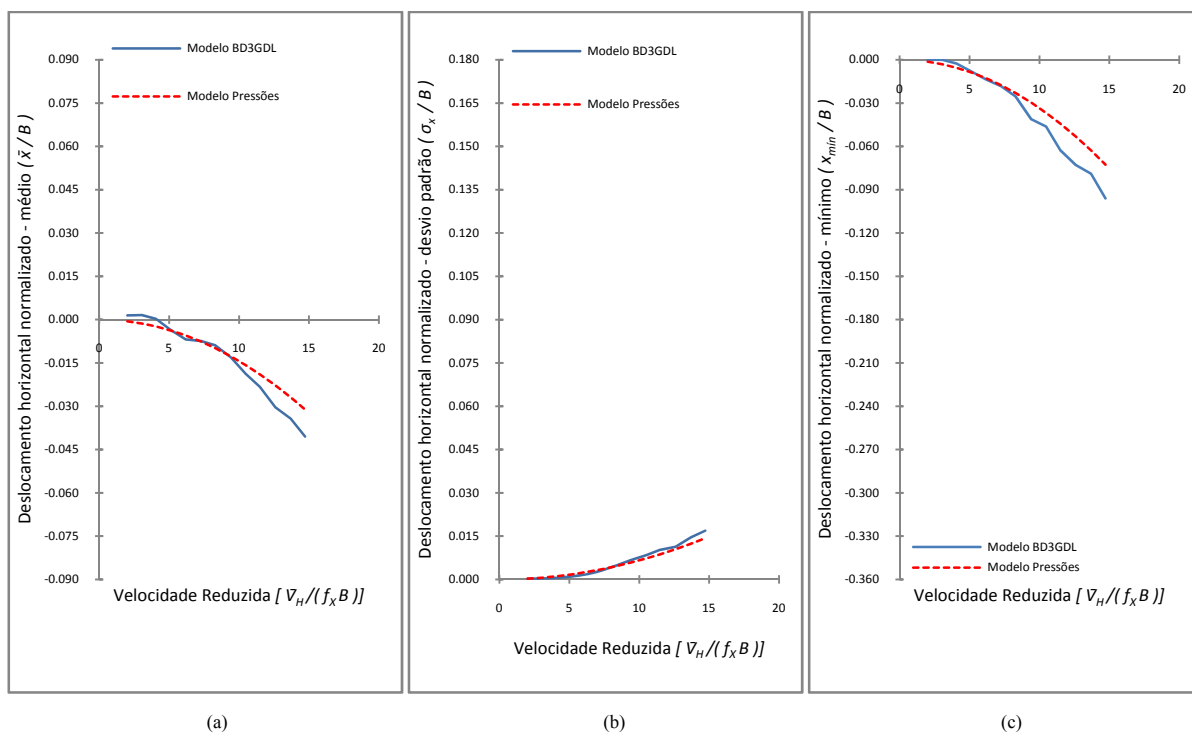


Figura 6.68 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração V e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

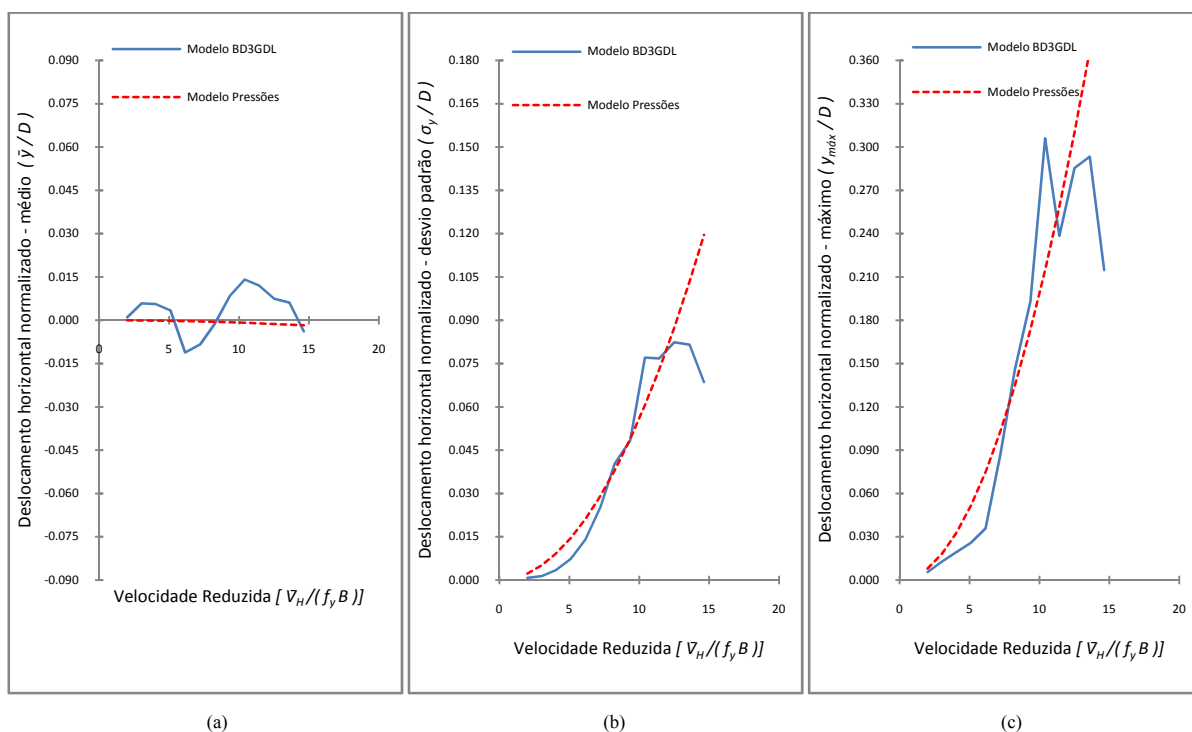


Figura 6.69 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração V e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).



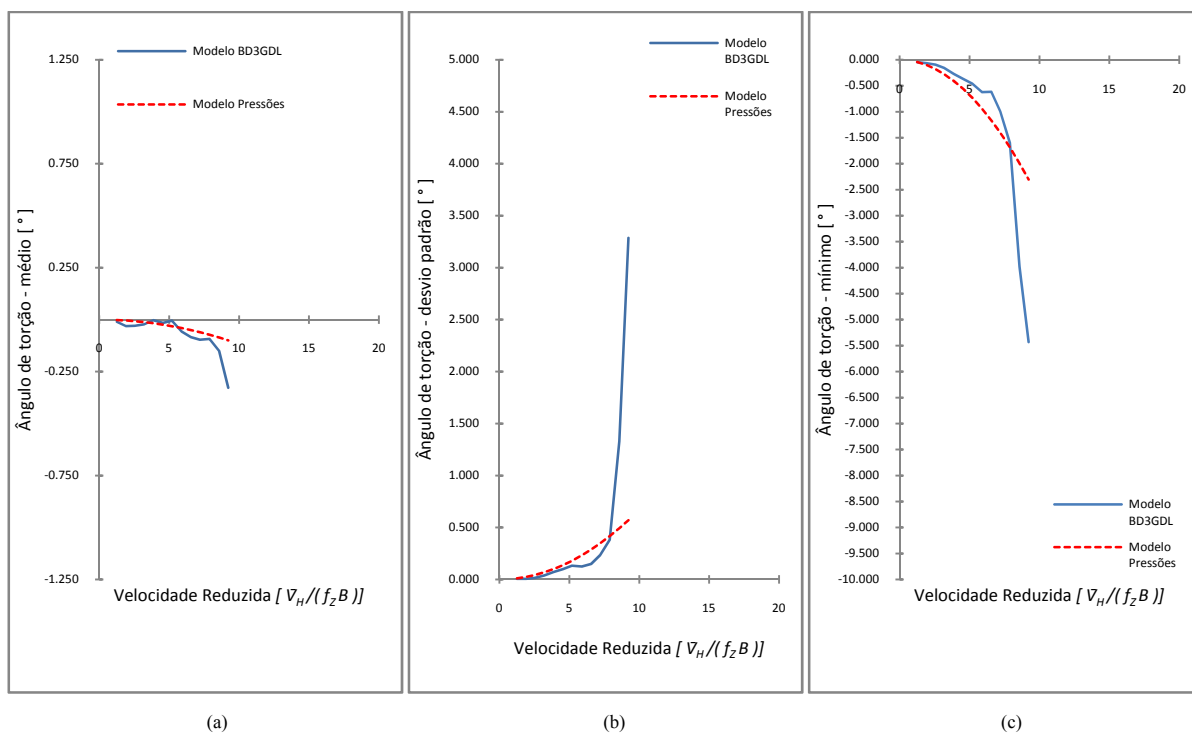


Figura 6.70 – Deslocamentos angulares para configuração V e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

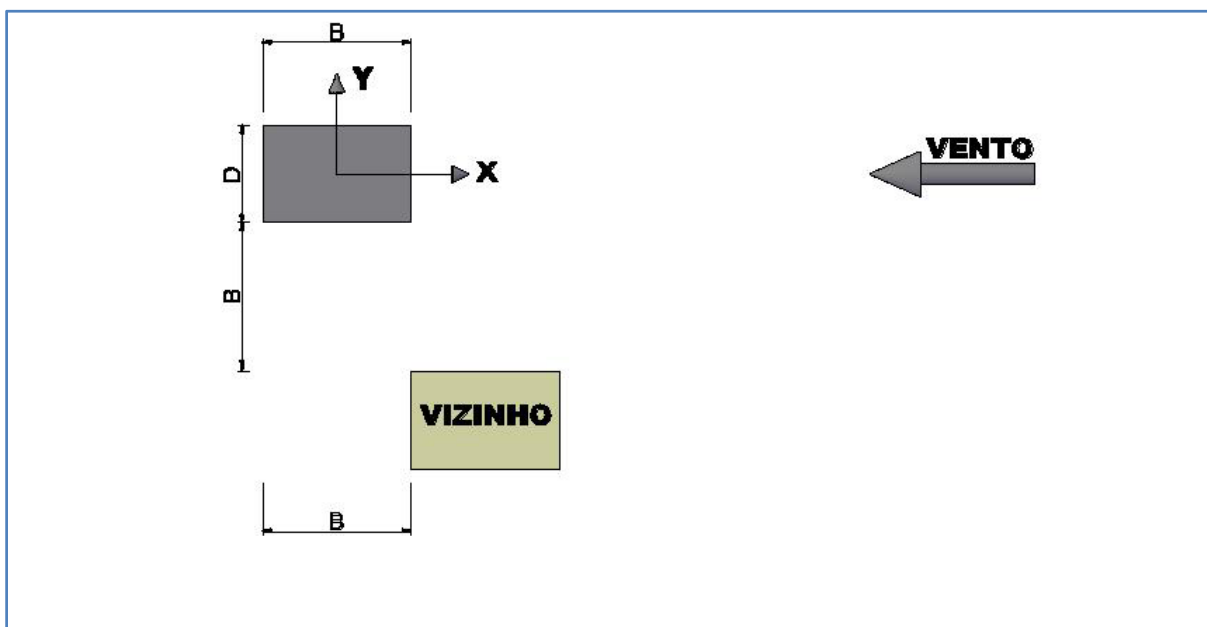


Figura 6.71 – Posição do modelo para configuração VI e vento a  $90^\circ$ .

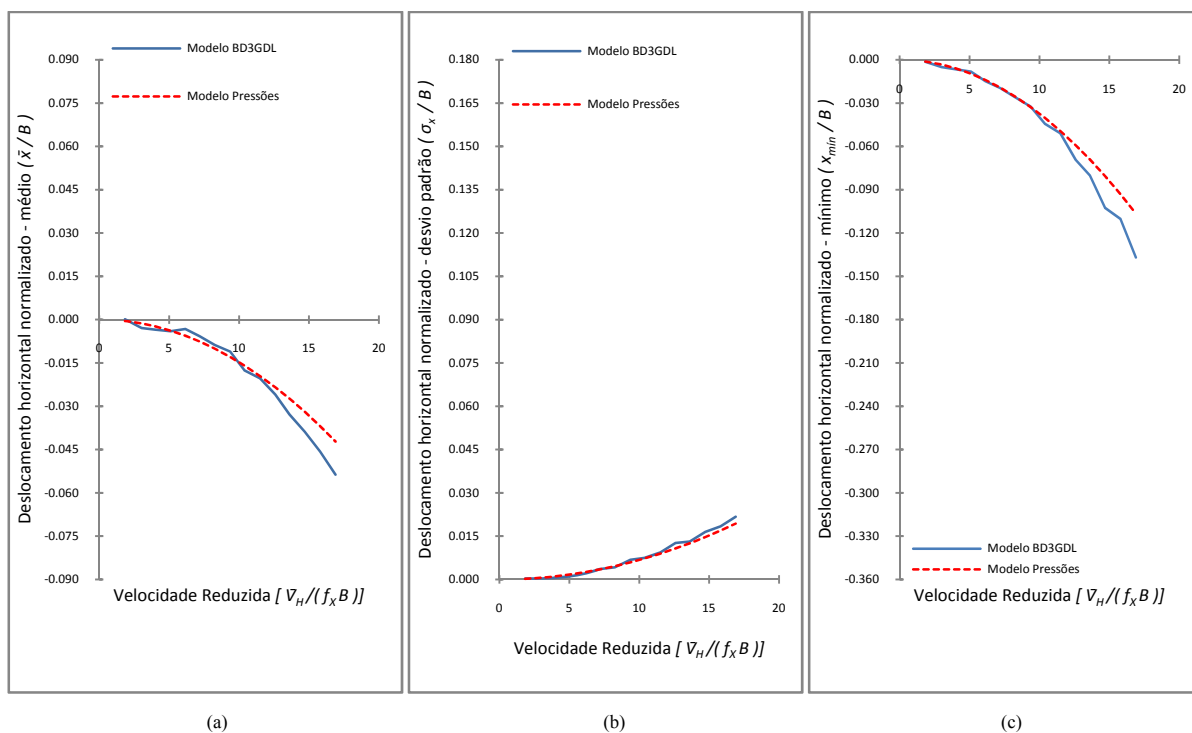


Figura 6.72 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VI e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

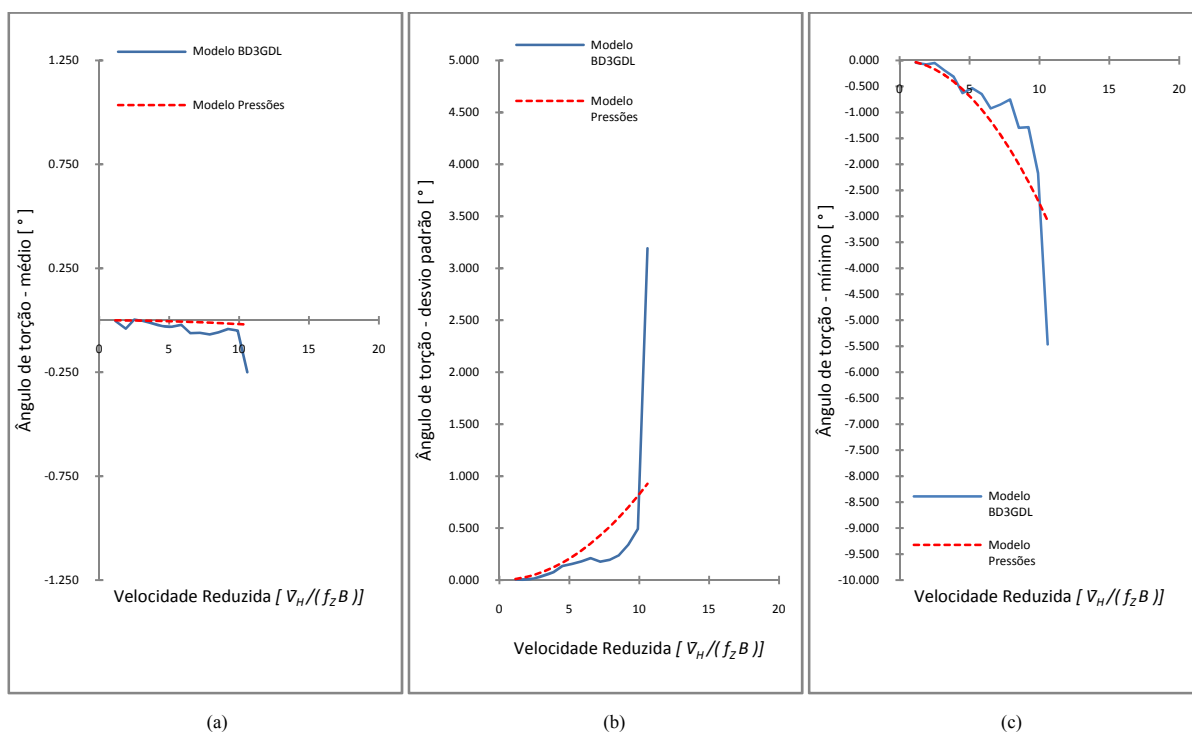


Figura 6.73 – Deslocamentos angulares para configuração VI e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

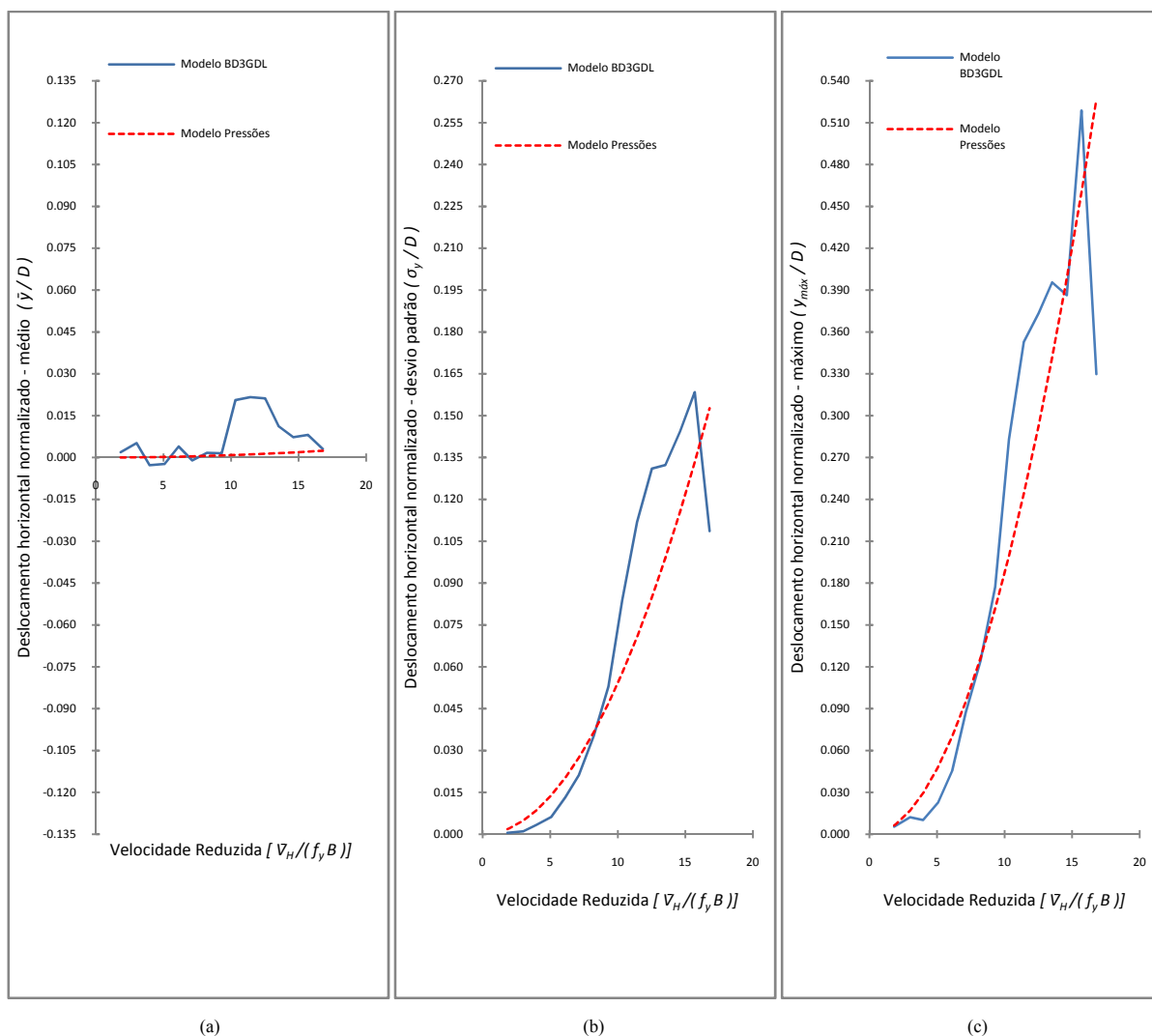


Figura 6.74 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VI e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

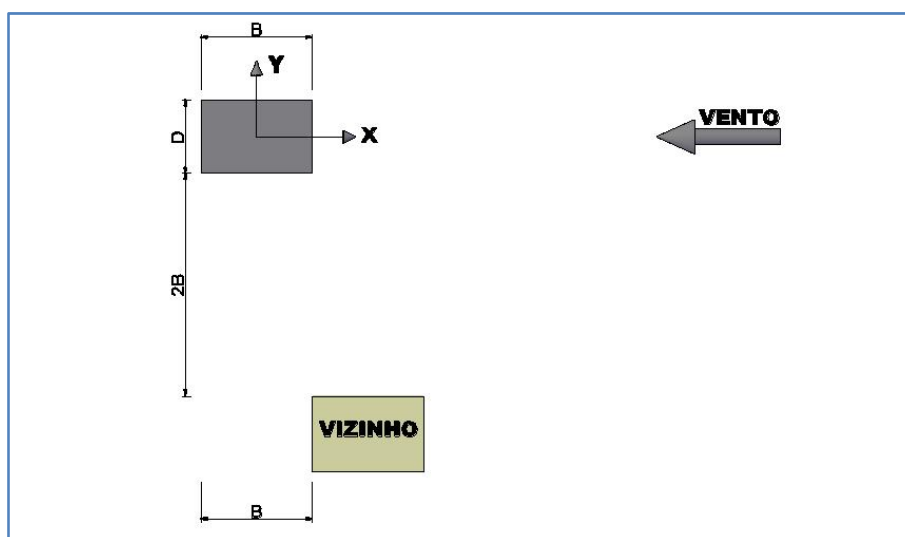


Figura 6.75 – Posição do modelo para configuração VII e vento a  $90^\circ$ .

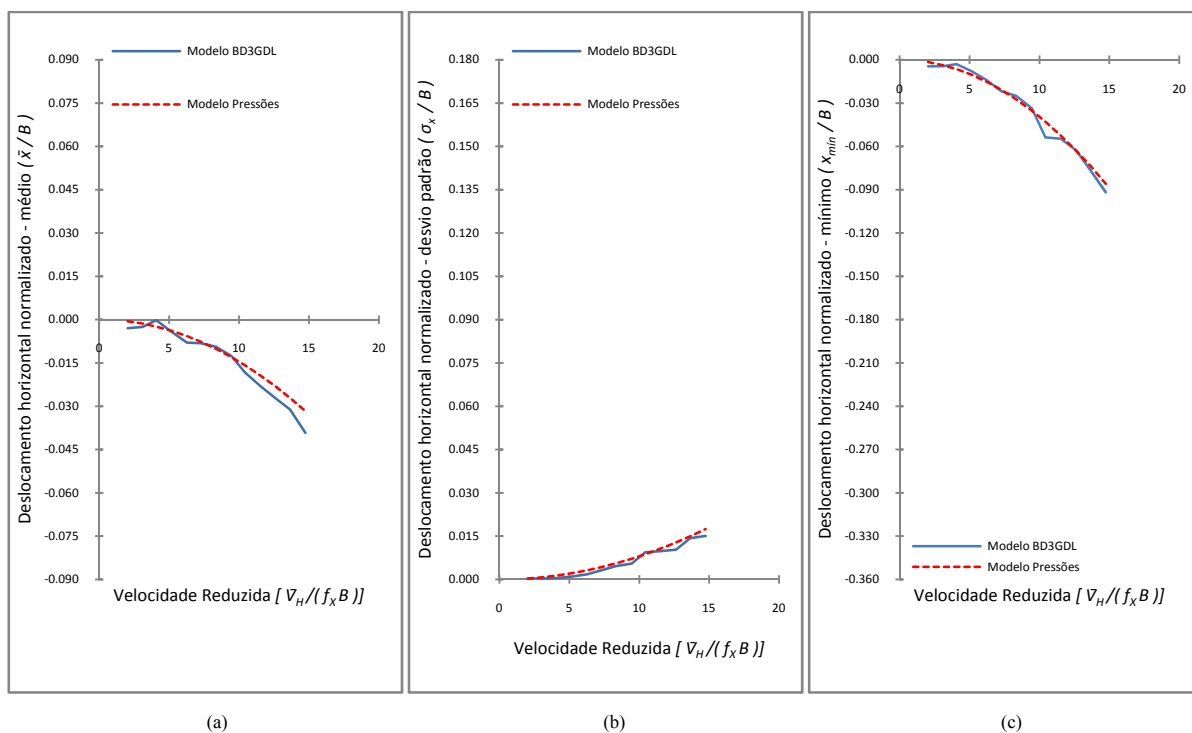


Figura 6.76 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para configuração VII e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento absoluto).

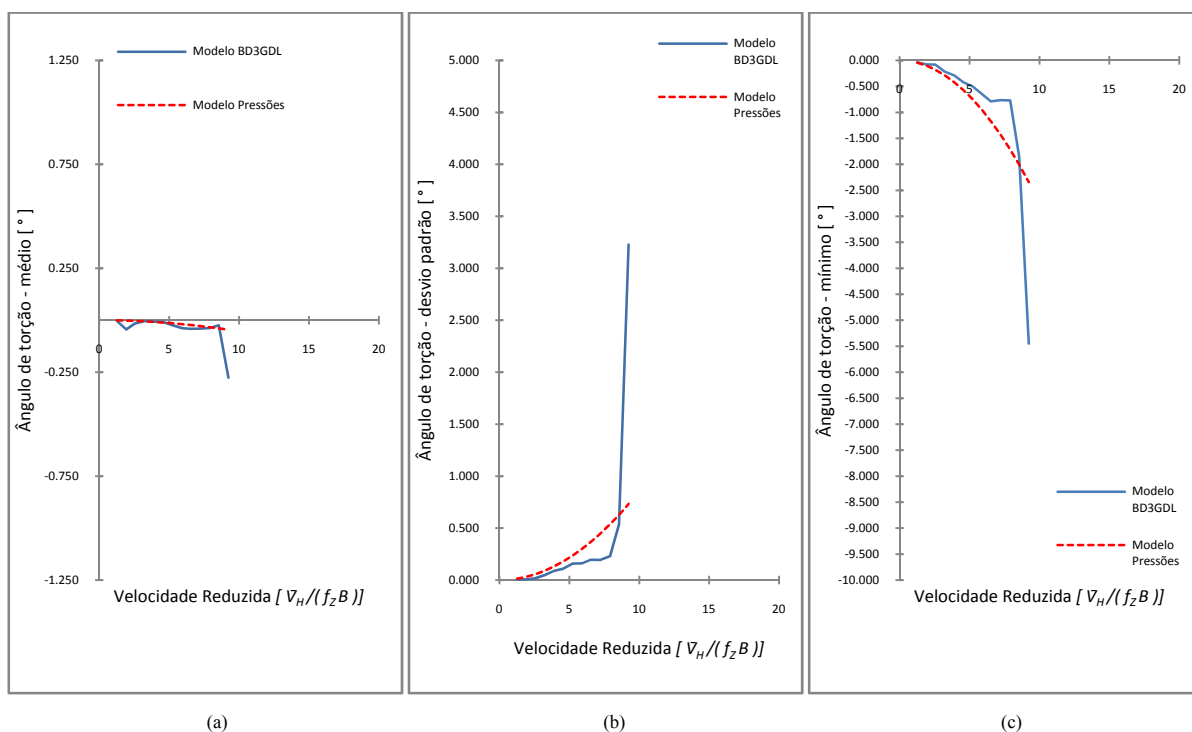


Figura 6.77 – Deslocamentos angulares para configuração VII e vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) mínimo (maior deslocamento angular absoluto).

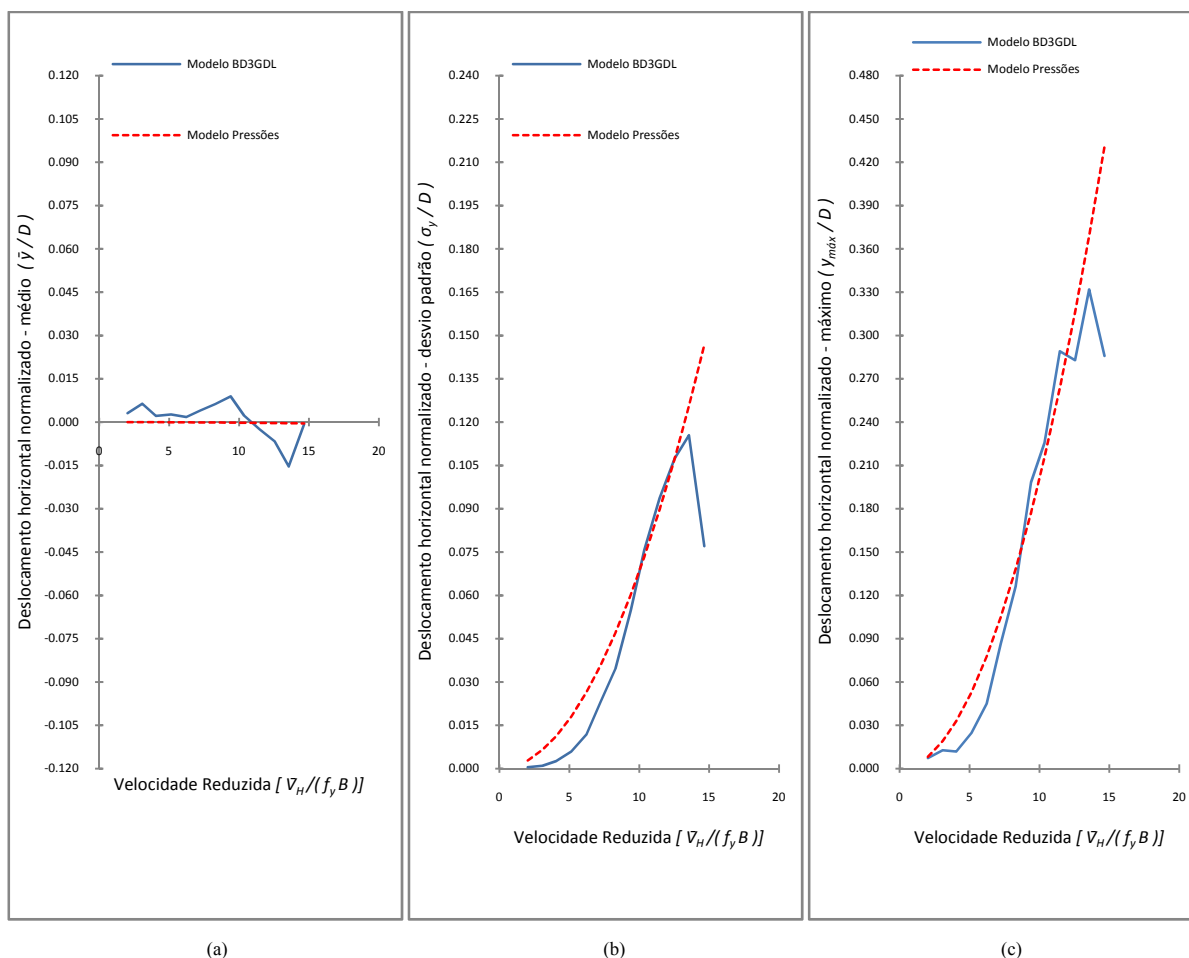


Figura 6.78 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para configuração VII e vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

Ao se analisar a resposta longitudinal ao vento do modelo do *CAARC Standard Tall Building* para as configurações II a VII com o vento incidindo perpendicularmente a fachada menor, percebe-se que existe, em geral, uma boa concordância entre os valores obtidos a partir dos ensaios de medidas de pressões em alta frequência e os valores medidos pela BD3GDL para velocidades reduzidas até 8, a partir da qual observa-se uma tendência de crescimento mais acentuada nos resultados da BD3GDL.

Já na resposta de torção, observa-se que, em geral, a parcela flutuante e o máximo deslocamento angular medidos pela BD3GDL foram menores do que os valores determinados a partir das medidas de pressões, para velocidades reduzidas menores do que 8. A partir desta velocidade reduzida, para as configurações II, III, IV, V e VII, e da velocidade reduzida 10, para a configuração VI, observou-se, à exemplo do que aconteceu na configuração I, uma grande amplificação das magnitudes das oscilações de torção, cujo limite superior não foi

---

medido para preservação do equipamento e do modelo. Quanto à parcela média da resposta de torção, as duas técnicas parecem chegar a valores concordantes, até o surgimento da instabilidade aerodinâmica (divergência torcional).

Quanto à resposta na direção do eixo Y (transversal ao vento incidente), os resultados dos dois métodos também apresentam, em geral, boa concordância. Excetua-se o fato de que a partir de velocidades reduzidas próximas a 12, as curvas de desvio padrão do deslocamento normalizado e dos máximos deslocamentos normalizados, traçadas a partir dos resultados medidos pela BD3GDL, passam a decrescer nas seis configurações. Esse fenômeno é semelhante ao já observado para a mesma posição do modelo em relação ao vento na configuração I, pois o decréscimo das amplitudes das flutuações da resposta transversal ocorre nas mesmas velocidades para as quais se observa o súbito aumento das flutuações em torção. Outra exceção é vista na configuração III, para a qual os valores do desvio padrão do deslocamento normalizado e do máximo deslocamento absoluto normalizado, medidos pela BD3GDL, são em média 35% menores do que os obtidos a partir do modelo de pressões, até a velocidade reduzida 12,5. A partir daí se inicia o fenômeno anteriormente comentado, aumentando ainda mais a diferença entre os valores dos dois métodos.

### 6.3 Fatores de martelamento (*Buffeting factors*)

Segundo Blessmann (1998), o fator de martelamento é definido como a razão entre os valores de determinados efeitos medidos no prédio em estudo com a presença de vizinhança e os valores dos mesmos efeitos medidos no mesmo prédio isolado. Estes efeitos podem ser a amplitude de deslocamentos, momentos de tombamento, acelerações, momentos torçores, em seus valores médios, máximos ou desvio padrão. Nesta seção, são brevemente apresentadas comparações entre as respostas medidas nos ensaios do modelo do *CAARC Standard Tall Building* nas seis configurações de simulação de vizinhança e as respostas medidas nos ensaios com o modelo isolado. Inicialmente, Figura 6.79 a Figura 6.84, são exibidas as respostas e os fatores de martelamento de todas as configurações testadas para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de maior área (vento a 0°).

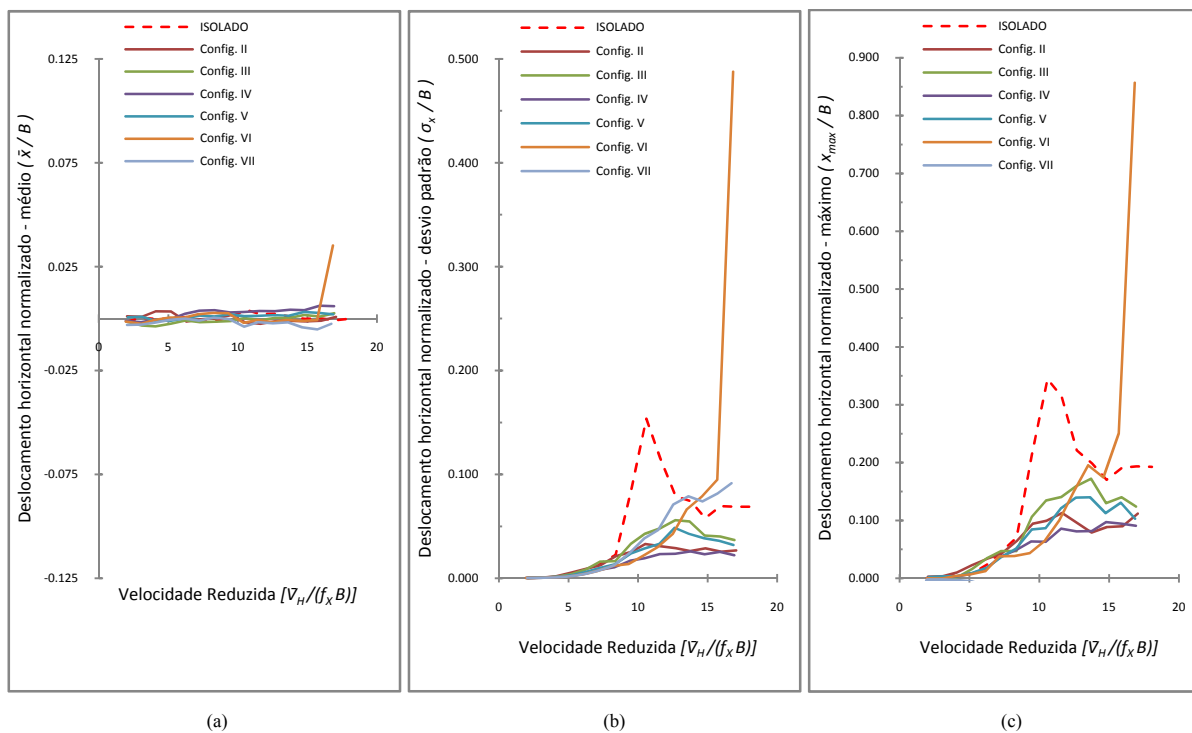


Figura 6.79 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para vento a 0°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

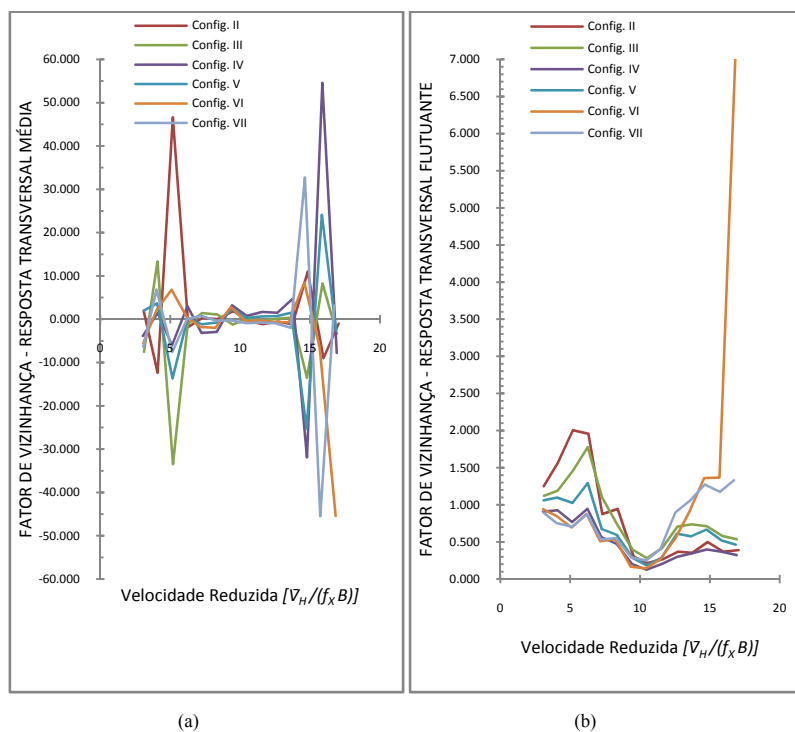


Figura 6.80 – Fatores de martelamento para a resposta transversal com vento a 0°: (a) média; (b) flutuante.

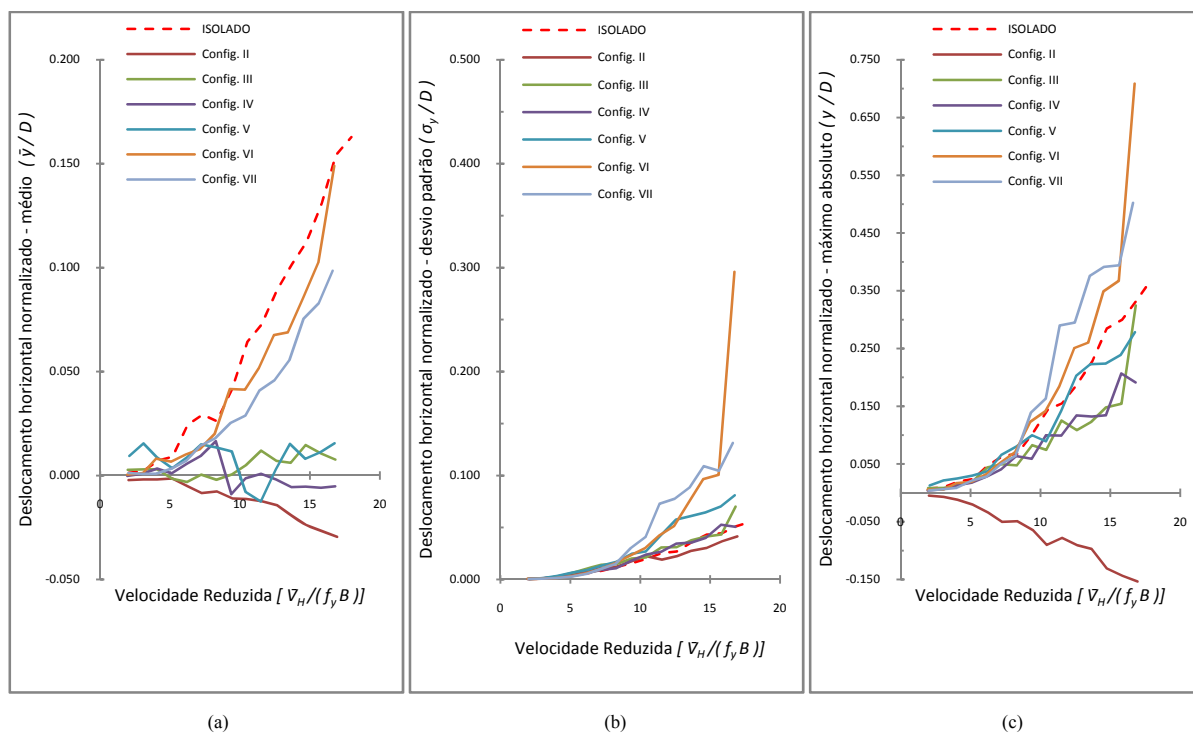


Figura 6.81 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

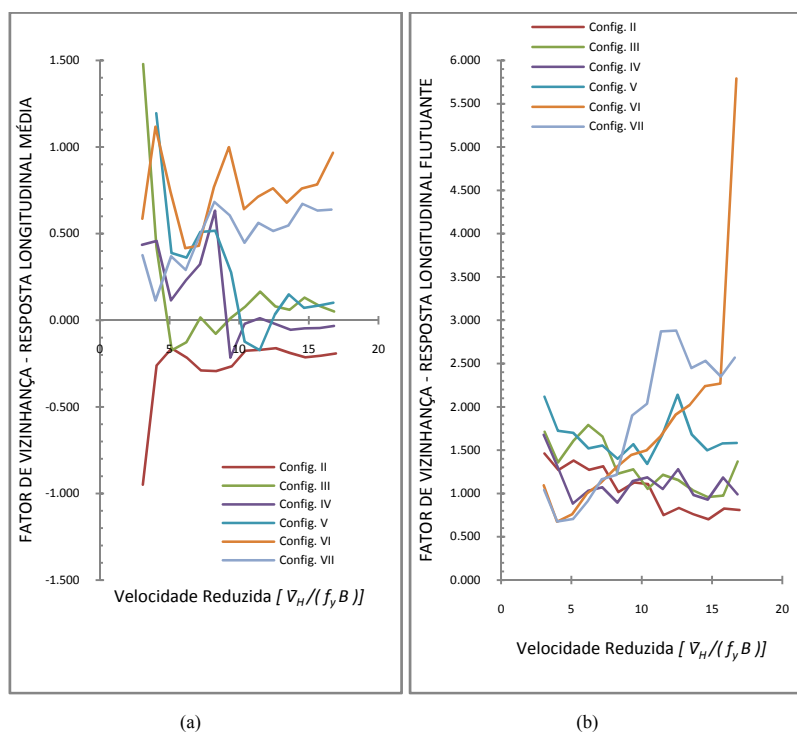


Figura 6.82 – Fatores de martelamento para a resposta longitudinal com vento a  $0^\circ$ : (a) média; (b) flutuante.



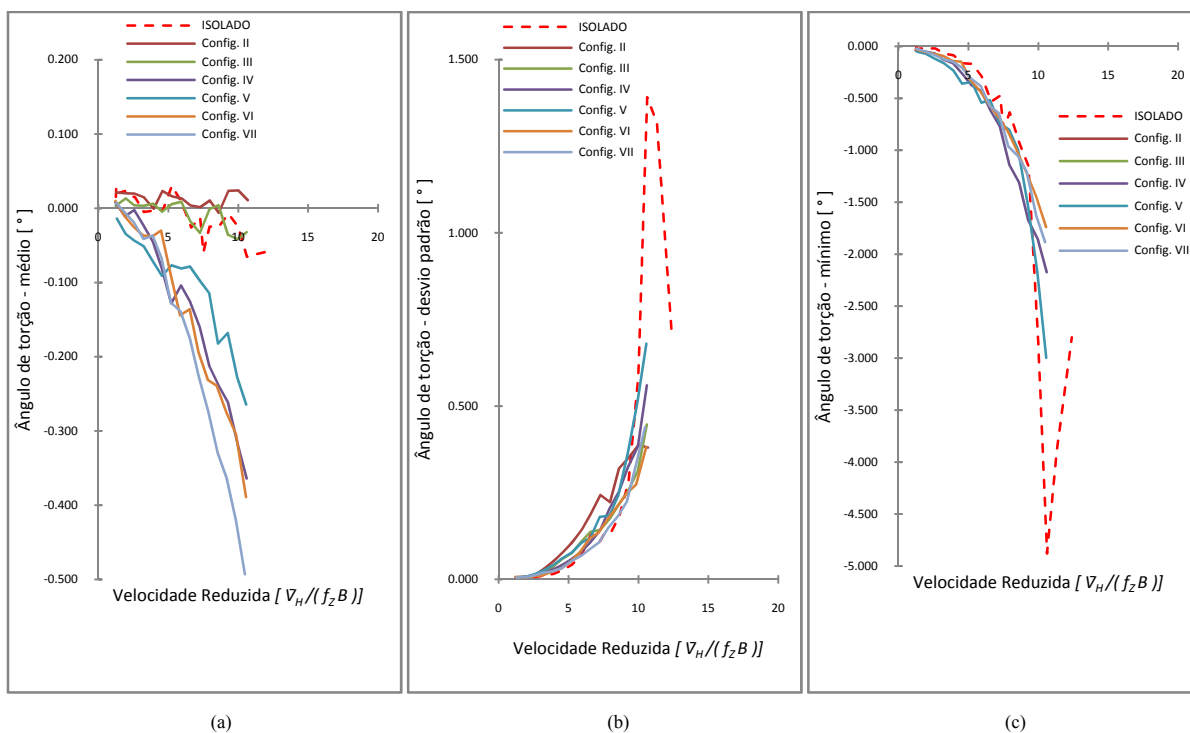


Figura 6.83 – Deslocamentos angulares de torção para vento a  $0^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

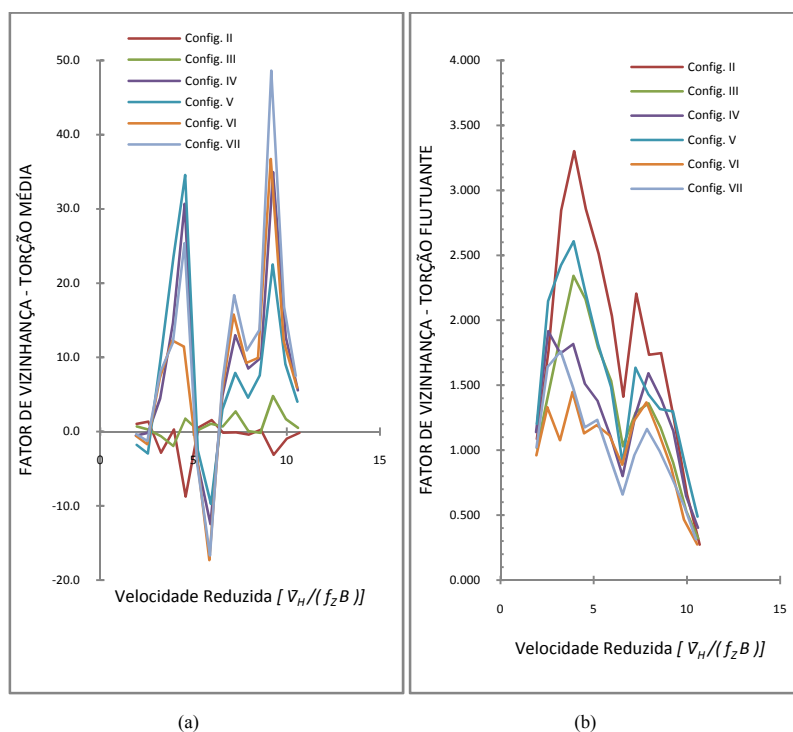


Figura 6.84 – Fatores de martelamento para a resposta de torção com vento a  $0^\circ$ : (a) média; (b) flutuante.

Analisando-se a resposta transversal, Figura 6.79 e Figura 6.80, percebe-se que a presença do prédio vizinho teve pequena influência na parcela média, exceto para velocidades reduzidas acima de 16 na configuração VI. Entretanto, os fatores de martelamento correspondente a esta resposta chegam a valores altíssimos, mesmo em velocidades reduzidas relativamente baixas. Isso se deve ao fato de que as amplitudes dos deslocamentos médios da configuração I foram muito pequenas, e não porque as diferenças entre os deslocamentos com e sem o prédio vizinho sejam grandes em valores absolutos. Já na parcela flutuante da resposta transversal, como era de se esperar, o pico observado na curva da configuração I, creditado à ressonância causada pelo desprendimento alternado de vórtices transversalmente ao vento incidente, se repete para cinco posições do prédio vizinho, porém mais achatado, com amplitudes menores, provavelmente em função do acréscimo de turbulência gerada pela esteira do modelo mudo a barlavento. Para a configuração VI, esse acréscimo de turbulência parece ter ocasionado um fenômeno de instabilidade aerodinâmica, com crescimento muito acentuado das flutuações a partir de velocidades reduzidas próximas a 15. No gráfico dos fatores de martelamento da parcela flutuante, nota-se valores próximos de 2 nas configurações II e III, para a velocidades reduzidas entre 5,1 e 6, bem como a depressão na curva de todas as configurações na velocidade reduzida 10,6, em função da ressonância por desprendimento alternando de vórtices observada no modelo isolado

Quanto à resposta longitudinal, Figura 6.81 e Figura 6.82, o modelo mudo a barlavento parece ter efeito de proteção na parcela média da resposta de todas as configurações. Já na parcela flutuante, para velocidades reduzidas de 5 a 10, todas as configurações com o prédio vizinho apresentam valores maiores do que medidos na configuração I. A partir da velocidade reduzida 10, observa-se que os valores da resposta flutuante da configuração II passam a ser menores do que os medidos para o prédio isolado, enquanto que para as configurações VI e VII, nas quais o prédio vizinho a barlavento é lateralmente alinhado ao modelo instrumentado na direção do vento, os fatores de martelamento chegam a 5,8 e 2,6, respectivamente.

No que se refere à resposta torcional, observa-se que as resposta flutuantes e as respostas máximas das configurações com o prédio vizinho mantêm comportamentos parecidos com os da configuração I, com amplitudes maiores até velocidades reduzidas próximas de 8, a partir das quais a configuração do modelo isolado passa a apresentar os maiores valores. Já a parcela média, como era intuitivamente esperado, teve acréscimos de até 50 vezes em relação ao modelo isolado na configuração VII, 36 vezes na configuração VI, 35

vezes na configuração IV e 22 vezes na configuração V, para velocidade reduzida em relação à frequência de torção igual a 9.

Da mesma forma, da Figura 6.85 a Figura 6.90, são exibidas as respostas e os fatores de martelamento de todas as configurações testadas para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de menor área (vento a  $90^\circ$ ).

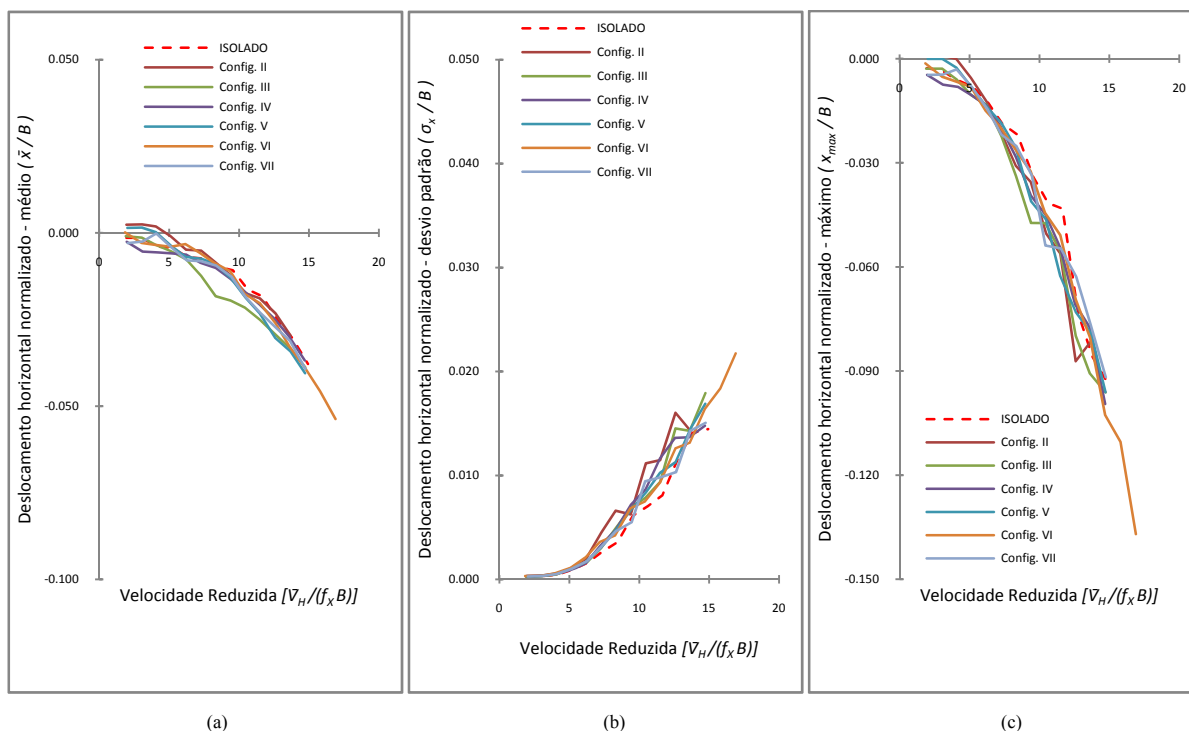


Figura 6.85 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção X para vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

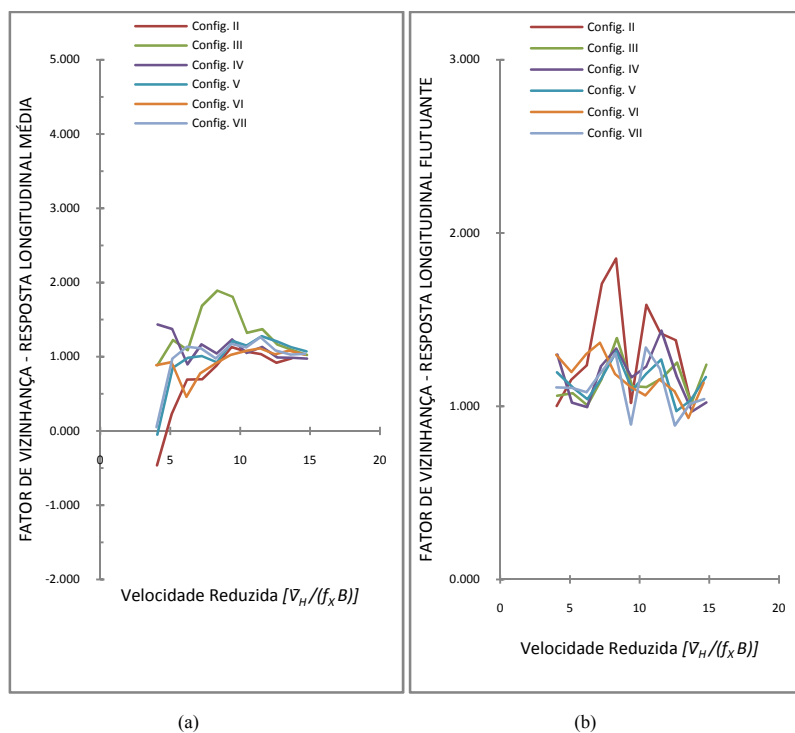


Figura 6.86 – Fatores de martelamento para resposta longitudinal com vento a 90°: (a) média; (b) flutuante.

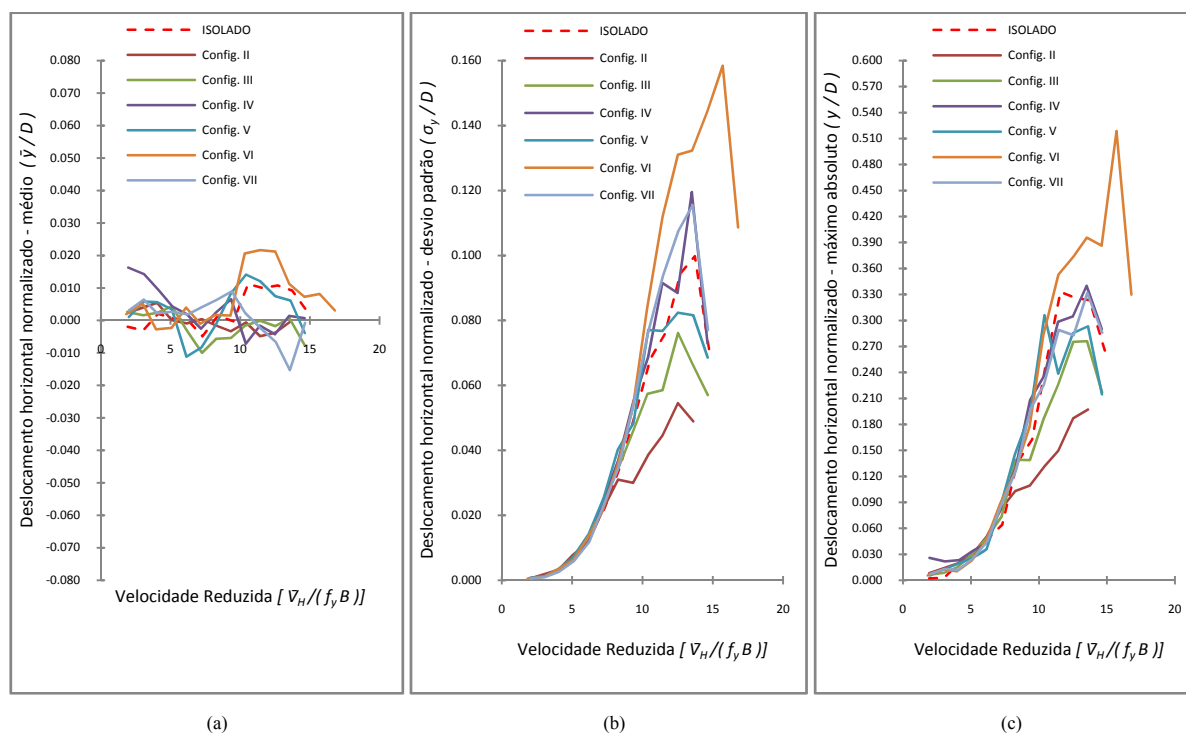


Figura 6.87 – Deslocamentos horizontais normalizados no topo do modelo na direção Y para vento a 90°: (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

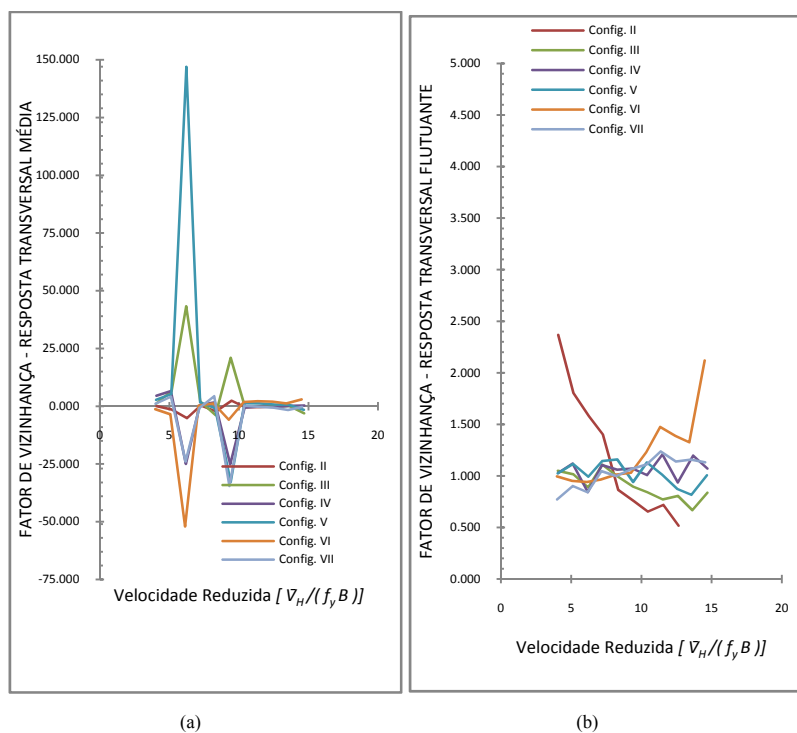


Figura 6.88 – Fatores de martelamento para resposta transversal com vento a  $90^\circ$ .

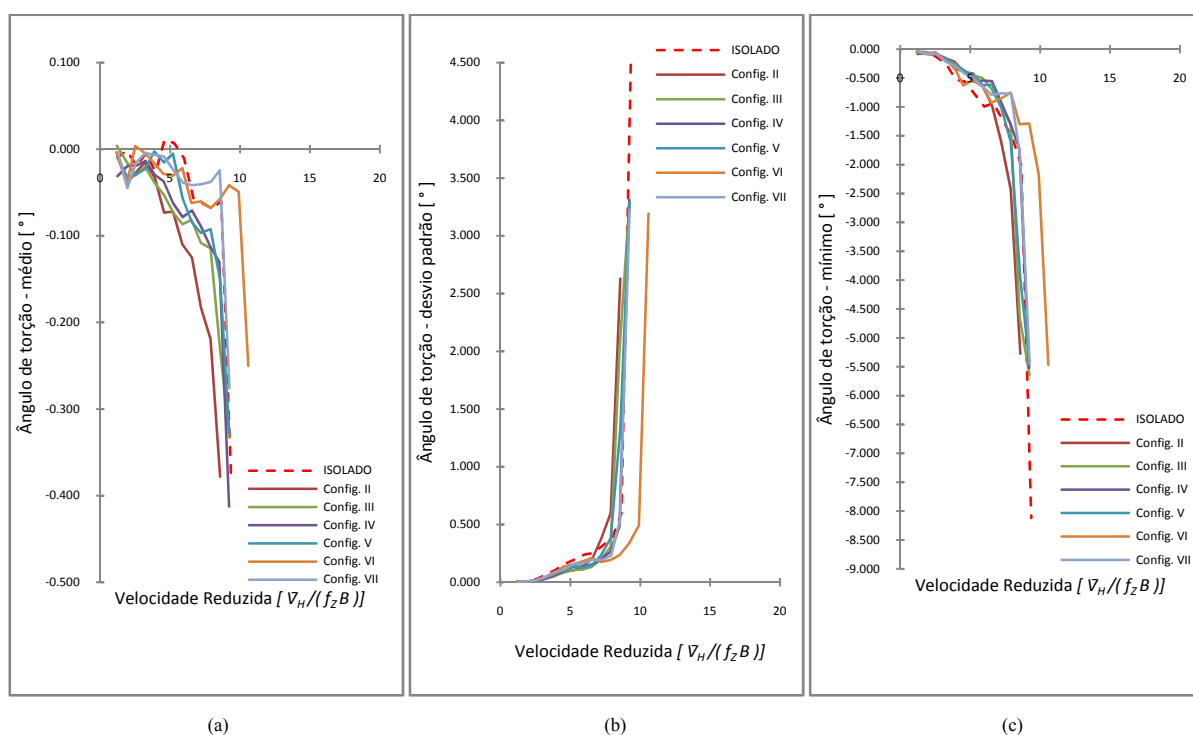


Figura 6.89 – Deslocamentos angulares de torção para vento a  $90^\circ$ : (a) médio, (b) desvio padrão e (c) máximo (maior deslocamento absoluto).

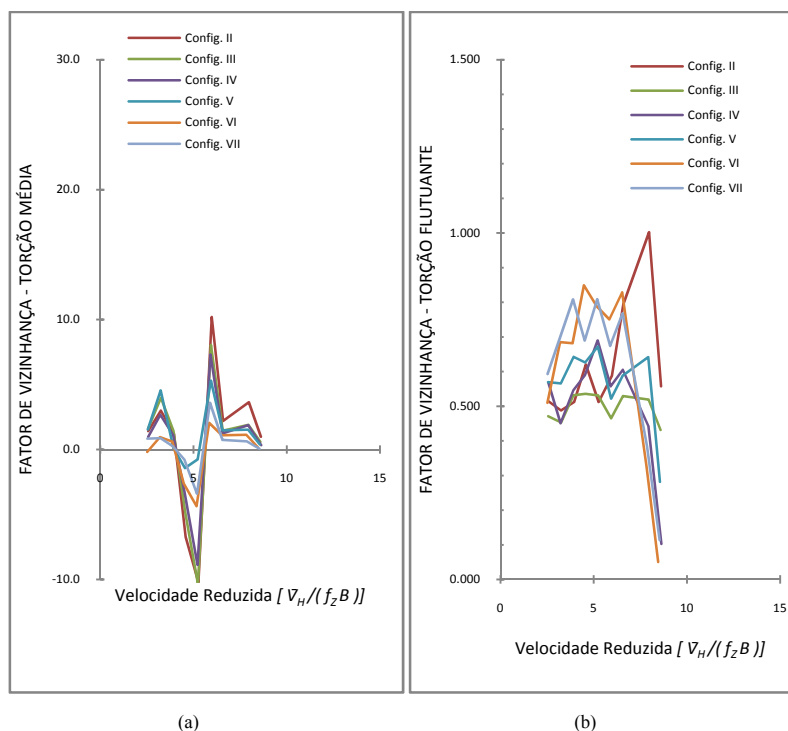


Figura 6.90 – Fatores de martelamento para resposta de torção com vento a  $90^\circ$ .

Na resposta longitudinal para a incidência de vento a  $90^\circ$ , Figura 6.85 e Figura 6.86, percebe-se que todas as configurações têm comportamento semelhante ao da configuração I, porém com amplitudes maiores, sendo que o fator de martelamento máximo foi de 1,89, no pico observado na curva da configuração III, na velocidade reduzida 8,4. Este comportamento se repete na parcela flutuante, sendo que o maior fator de martelamento observado foi de 1,85, na configuração II para a velocidade reduzida 8,3.

Nos gráficos referentes à resposta transversal para a incidência de vento a  $90^\circ$ , Figura 6.87 e Figura 6.88, também pode ser percebido que os comportamentos são semelhantes aos da configuração I, porém com diferenças de amplitude que chegam a ser de 112%, no caso do pico observado na curva referente à parcela flutuante da resposta transversal da configuração VI, na velocidade reduzida 14,5. Nota-se, novamente, que os fatores de martelamento da parcela média da resposta transversal apresentam valores muito elevados. De novo isso se deve às reduzidas amplitudes da resposta média na direção transversal da configuração I, e não porque as diferenças entre estes deslocamentos, com e sem o prédio, vizinho sejam grandes em valores absolutos. Também chama a atenção o comportamento do fator de martelamento da resposta transversal flutuante da configuração II, caindo de 2,4 na velocidade reduzida 4 a 0,5 na velocidade reduzida 12,6.

Quanto a resposta de torção para vento a  $90^\circ$ , Figura 6.89 e Figura 6.90, observa-se que a parcela média das seis configurações com o prédio vizinho apresentam comportamentos semelhantes aos da configuração I, porém com amplitudes maiores, sendo que a máxima amplificação chega a 10,2 vezes na configuração II, para velocidade reduzida 5,9. Na parcela flutuante, observa-se que os fatores de martelamento de todas as configurações são menores do que 1. Também pode ser notado que o comportamento da curva do desvio padrão dos deslocamentos angulares da configuração I é seguido pelas demais configurações, à exceção da configuração VI, que tem, na velocidade reduzida 10,5, a instabilidade aerodinâmica apresentada por todas as outras configurações em velocidades reduzidas próximas a 9.

---

## 7 CONCLUSÕES

Edifícios altos são constantemente solicitados por forças preponderantemente horizontais devidas à ação do vento, forças essas que variam no tempo e que induzem oscilações através de um complexo mecanismo de interação vento-estrutura. Para muitos edifícios altos, as repostas de torção e na direção transversal ao vento incidente podem ultrapassar a resposta induzida na direção do vento tanto em termos de estado limite de carregamento como de utilização. Apesar disto, os métodos analíticos hoje disponíveis para determinação da resposta de edifícios altos frente à ação do vento não apresentam resultados com confiabilidade satisfatória para os casos de geometrias não convencionais, assim como não contemplam efeitos de torção.

Apesar dos recentes avanços na análise computacional da dinâmica dos fluidos serem muito promissores, estes não se encontram em um estágio que permita se tornem uma ferramenta de projeto em um futuro próximo. Frente a isto, os ensaios em túnel de vento ainda são o meio mais confiável de investigação dos carregamentos devido ao vento em estruturas.

O equipamento que este trabalho relata foi desenvolvido com o propósito de simplificar o processo de modelagem aeroelástica de edificações para as quais o conhecimento da resposta nos dois primeiros modos de vibração livre em flexão e do primeiro modo de torção seja suficiente. O uso desta técnica permite que os modelos dos prédios sejam apenas cascas rígidas com o formato dos protótipos, sem a necessidade de respeitar leis de semelhança de massa ou de características elásticas dos materiais, assim como nos modelos de ensaios estáticos.

Após a realização de um estudo comparativo do comportamento dinâmico do *CAARC Standard Tall Building* frente à ação do vento, no qual os resultados obtidos com a utilização da BD3GDL foram confrontados com resultados obtidos por outros pesquisadores através de técnicas de modelagem aeroelástica, e com resultados obtidos a partir da integração de pressões medidas em alta frequência, pode-se concluir que:

- a) para o vento incidindo perpendicularmente às fachadas do modelo, os valores medidos pela BD3GDL para as respostas longitudinal e transversal são coerentes com os valores publicados pelos outros autores;



- 
- b) ainda quanto à respostas longitudinal e transversal ao vento, os valores medidos pela BD3GDL são coerentes com aqueles determinados a partir dos ensaios de medidas de pressão, exceto para velocidades nas quais foram observadas ampliações da resposta do modelo aeroelástico devido à ressonância, o que já era esperado;
  - c) para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de maior área, a resposta flutuante de torção é coerente com os resultados publicados por Tang e Kwok (2003), utilizando modelagem aeroelástica;
  - d) para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de menor área, a resposta de torção é coerente com aqueles determinados a partir dos ensaios de medidas de pressão, exceto para velocidades nas quais foram observadas ampliações da resposta torcional do modelo aeroelástico devido à ressonância, o que já era esperado;
  - e) ainda para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de menor área, a resposta flutuante de torção publicada por Tang e Kwok (2003) não indica ocorrência de ressonância, e não é coerente com os resultados medidos pela BD3GDL nem com os determinados a partir dos ensaios de medidas de pressão;
  - f) para ângulos de incidência do vento oblíquos às fachadas do modelo, foi verificada boa concordância entre os resultados medidos pela BD3GDL e os obtidos a partir do modelo de pressões, exceto nos casos em que foi observada amplificação dinâmica da resposta por ressonância, e na parcela flutuante da resposta na direção Y para os ângulos de incidência do vento de 60° e 75°;
  - g) a partir das observações acima, pode-se considerar que o mecanismo da BD3GDL aliado a técnica de instrumentação com sensores ópticos de posição, excitados pela luz de uma lâmpada dicróica levada até eles por cabos de fibra óptica, conduzem a resultados confiáveis quando utilizados em ensaios de modelos de edifícios altos em túnel de vento;
  - h) o acoplamento entre os movimentos é baixo;

- 
- i) como em todas técnicas de modelagem aeroelástica, o equipamento reproduz apenas o comportamento estrutural elástico;
  - j) a ordem de grandeza dos esforços produzidos pelo escoamento sobre os modelos deve ser previamente avaliada, para que as molas sejam dimensionadas de modo a não ultrapassarem o limite máximo de deformação em regime elástico;
  - k) o cota vertical da fixação dos modelos pode ser ajustada, de modo a se obter a melhor aproximação linear dos modos de vibração;
  - l) a utilização do BD3GDL permite uma considerável redução no tempo necessário para construir modelos, e, conseqüentemente, no custo da modelagem;
  - m) as frequências de vibração podem ser facilmente ajustadas, independentemente em cada grau de liberdade, através da mudança da constante elástica das molas de tração;
  - n) o amortecimento do modelo também pode ser ajustado em cada grau de liberdade;
  - o) à exemplo das frequências e do amortecimento estrutural, o momento de inércia de massa do modelo também pode ser ajustado em cada grau de liberdade;
  - p) foram observadas importantes amplificações da resposta dinâmica devido à presença de vizinhança em velocidades não muito altas, com fatores de martelamento da ordem de 2,1 para resposta longitudinal, 2,4 para resposta transversal, e 3,4 para torção;
  - q) para velocidades reduzidas mais altas foram observados fatores de martelamento de até 7,1, na a resposta flutuante transversal, e 5,8, na resposta flutuante longitudinal, ambas para o vento incidindo perpendicularmente à fachada de maior área;

## 7.1 Sugestões para trabalhos futuros

Dando seqüência aos estudos da ação do vento em edifícios altos no Laboratório de Aerodinâmica das Construções o equipamento desenvolvido neste trabalho poderá ser utilizado em futuros estudos com modelos de formas geométricas variadas, submetidos a diferentes condições de escoamento, visando estudar efeitos de forma, turbulência e interação fluido-estrutura sobre a resposta de edifícios altos submetidos à ação do vento. Em adição, poderão ser ampliados os estudos de efeitos de interação com prédios vizinhos, iniciados por J. Blessmann na década de 60, com maior número de configurações de vizinhança e para um maior número de ângulos de incidência do vento. Esses resultados poderão servir de base para a elaboração de um procedimento para a determinação da resposta de edifícios altos aos efeitos dinâmicos do vento.

## Referências

- AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS Wind Loading and Wind Effects. In: \_\_\_\_\_. **Tall Building Criteria and Loading**. New York: 1980. cap.CL-3, p.144-248.
- AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS Wind Tunnel Model Studies of Buildings and Structures. **ASCE Manuals and Reports on Engineering Practice No. 67**. New York: 1987. 36p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS **Norma Brasileira NBR-6123 (NB-599)**: Forças devidas ao vento em edificações. Rio de Janeiro: 1988. 88p.
- BALENDRA, T. **Vibration of buildings to wind and earthquake loads**. London: Springer-Verlag, 1993. 149p.
- BALENDRA, T.; ANWAR, M.P.; TREY, K.L. Direct measurement of wind-induced displacements in tall buildings models using laser positioning technique. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.93, P. 399-412. 2005.
- BEER, F.P.; JOHNSTON, E.R.Jr. **Mecânica vetorial para engenheiros** : Estática. 5. ed. São Paulo: Makron Books, 1994. v. 1. 793p.
- BENEKE, D.L.; KWOK, K. C. S. Aerodynamic effect of wind induced torsion on tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.50 p..271-280, 1993.
- BLESSMANN, J. The Boundary Layer Wind Tunnel of UFRGS. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.10, p.231-248, 1982.
- BLESSMANN, J.; RIERA, J. D. Wind excitation of neighbouring tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.18, p.91-103, 1985.
- BLESSMANN, J. **Ação do vento em edifícios**. 2. ed. Porto Alegre: Editora da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1989. 81p.
- BLESSMANN, J. **Aerodinâmica das construções**. 2. ed. Porto Alegre: Sagra, 1990. 263p.
- BLESSMANN, J. **Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento**. Porto Alegre: Editora da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1998. 288p.
- BOGGS, D.W. Validation of the Aerodynamic Model Method. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 42, p. 1011-1022, 1992.
- BOGG, D. W.; HOSOYA, N.; COCHRAN, L. Sources of torsional wind loading on tall buildings: Lessons from the wind tunnel. In: 2000 Structures Congress & Exposition, 2000, Philadelphia. **Proceedings...** New York: ASCE, 2000.
- 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. Porto Alegre, 2004. 160p.

CHANG, C. C.; GU, M. Suppression of vortex-excited vibration of tall buildings using tuned liquid dampers. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.83, p.225-237. 1999.

CHENG, C. M.; LIN, Z. X.; TSAI, M. S. Insight of aeroelastic behaviors of tall buildings under the influence of torsional/lateral frequency ratio. In: Eleventh International Conference on Wind Engineering, 2003, Lubbock, Texas. **Proceedings...** Lubbock, 2003.

CHEONG, H. F.; BALENDRA, T.; CHEW, Y. T.; LEE, T. S.; LEE, S. L. An experimental technique for distribution of dynamic wind loads on tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.40, p.249-261. 1992.

DRAGOIESCU, C., GARBER, J., KUMAR, K. S. A comparison of force balance and pressure integration techniques for predicting wind-induced responses of tall buildings. **Journal of Structural Engineering**, (2006)

FACIONI, R. J.; KWOK, K. C. S.; SAMALI, B. Wind tunnel investigation of active vibration control of tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 54/55, p.397-412. 1995

FRANCO, M. A torção nos edifícios altos. In: V Simpósio EPUSP sobre estruturas de concreto, São Paulo, CD. 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. Porto Alegre, 2003. 155 p.

GERGES, R. R.; VICKERY, B. J. Wind tunnel study of the across-wind response of a slender tower with a nonlinear tuned mass damper. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 91, p. 1069-1092. 2003

HOLMES, J.; ROFAIL, A.; AURELIUS, L. High frequency base balance methodologies for tall buildings with torsional and coupled resonant modes In: Eleventh International Conference on Wind Engineering, 2003, Lubbock, Texas. **Proceedings...** Lubbock, 2003.

ISYUMOV, N.; HOLMES, J.D.; SURRY, D.; DAVENPORT, A.G. A study of wind effects for The First National City Corporation Project. **Research Report BLWT-SS1-75**. The University of Western Ontario. London – Ontario - Canada. 1975. 110p.

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 – Maryland. **Proceedings...** New York: Cambridge University Press, 1982. p. 373-407.

KAREEM, A. Acrosswind Response of Buildings. **Journal of the Structural Division – ASCE**, Reston, v. 108, p. 869-887, 1982.

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

---

KWOK, K.C.S., WILHELM, P.A., WILKIE, B.G. Effect of edge configuration on wind-induced response of tall buildings, **Journal of Engineering Structures**, Amsterdam, v. 10, p. 135-140. 1988.

LI, Q.S.; FU, J.Y.; XIAO, Y.Q.; LI, Z.N.; NI, Z.H.; XIE, Z.N.; GU, M. Wind tunnel and full-scale study of wind effects on China's tallest building. **Engineering Structures**, Amsterdam, v. 28, p. 1745-1758. 2006.

LIN, N.; LETCHFORD, C.; TAMURA, Y.; LIANG, B.; NAKAMURA, O. Characteristics of wind forces acting on tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.93, p. 217-242. 2005.

LOREDO-SOUZA, A. M.; SCHETTINI, E. B. C.; PALUCH, M. J. Simulação da Camada Limite Atmosférica em Túnel de Vento. **Turbulência**, Sérgio V. Möler e Jorge H. Silvestrini Editores, vol. 4, 2004 – p. 137-163.

MARUKAWA, H.; KATO, N.; FUJII, K.; TAMURA, Y. Experimental evaluation of aerodynamic damping of tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.99, p. 177-190. 1996.

MATSUMOTO, T. On the across-wind oscillation of tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.24, p. 69-85, p. 1986.

MATSUYAMA, T.; KANDA, M.; MARUTA, E. New hybrid vibration technique with multi-channel air-pressure sensors for simulating aerodynamic vibrations of structures in a Wind tunnel. In: Eleventh International Conference on Wind Engineering, 2003, Lubbock, Texas. **Proceedings...** Lubbock, 2003.

MELBOURNE, W.H. Comparison of measurements on the CAARC standard tall building model in simulated wind flows. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 6, p. 73-88, 1980.

OLIVEIRA, M. G. K. **Desenvolvimento de um suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos de edifícios altos em túnel de vento**. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2003. 101 p.

SHUGUO, L.; LI, Q.S.; LIU, S.; ZHANG, L.; GU, M. Torsional dynamic Wind loads on rectangular tall buildings. **Engineering Structures**, Amsterdam, v. 26, p. 129-137, 2004.

SILVA, R. C. G. **Desenvolvimento e otimização de um fotodetector de silício bidimensional sensível a posição**. Dissertação de mestrado. Instituto de Física. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2004, 114 p.

SIMIU, E.; SCANLAN, R.H. **Wind effects on structures: an introduction to wind engineering**. New York: Wiley-Interscience, 1996. 458 p.

TANG, U.F.; KWOK, K.C.S. Wind-excited responses of a 3 DOF aeroelastic CAARC building model. . In: Eleventh International Conference on Wind Engineering, 2003, Lubbock, Texas. **Proceedings...** Lubbock, 2003.

---

THE BOUDARY LAYER WIND TUNNEL LABORATORY **Wind tunnel testing: a general outline.** Alan g. Davenport Wind Engineering Group. London, Ontario. 2007.

THEPMONGKORN, S.; KWOK, K.C.S.; LAKSHMANAN, N. A two-degree-of-freedom base hinged aeroelastic (BHA) model for response predictions. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 83, p. 171-181, 1999.

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.

THEPMONGKORN, S.; 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.

THOMSON, W.T. **Teoria da vibração com aplicações.** Rio de Janeiro: Interciência, 1978. 462 p.

TO, A. P.; LAM, K. M. Wind-induced interference effects on a group of buildings. In: Eleventh International Conference on Wind Engineering, 2003, Lubbock, Texas. **Proceedings...** Lubbock, 2003.

TREIN, C. A. **Modelagem Dinâmica Equivalente de Edifícios Altos Submetidos à Ação do Vento.** . Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2005. 154 p.

VAN KOTEN, H.; SPEET, L.J..J. Cross-wind vibrations of cylinders. In: EUROPEAN AND AFRICAN CONFERENCE ON WIND ENGINEERING, 2., 1997, Genova. **Proceedings...** Genova – Italy: EACWE, 1997. v. 2, p. 1321-1328.

XIE, Z. N.; GU, M. Mean interference effects among tall buildings. **Engineering Structures.** v. 26, p. 1175-1183. 2004

XU, Y.L. **Vibration control of wind-excited tall/slender structures.** Tese de doutorado. School of Civil and Mining Engineering, The University of Sidney, Australia, 1991.

XU, Y.L.; KWOK, K.C.S.; SAMALI, B. Torsion response an vibration suppression of wind-excited buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 43, p. 1997-2008, 1992a.

XU, Y.L.; KWOK, K.C.S.; SAMALI, B. Control of wind induced tall building vibration by tuned mass dampers. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v. 40, p. 1-32, 1992b.

ZHANG, W.J.; KWOK, K.C.S.; XU, Y.L. Interference effects on aeroelastic torsional response os structurally asymmetric tall buildings. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, v.57, p. 41-61. 1995.

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

---

ZHOU, Y.; KAREEM, A. Aeroelastic Balance. **Journal of Engineering Mechanics**, ASCE, v. 129, p. 283-292, 1994. 2003