

**DESENVOLVIMENTO DE UM SUPORTE FLEXÍVEL
PARA ENSAIOS DE MODELOS AEROELÁSTICOS EM
TÚNEL DE VENTO**

Mario Gustavo Klaus Oliveira

Porto Alegre
Novembro de 2003

MARIO GUSTAVO KLAUS OLIVEIRA

**DESENVOLVIMENTO DE UM SUPORTE FLEXÍVEL
PARA ENSAIOS DE MODELOS AEROELÁSTICOS EM
TÚNEL DE VENTO**

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

Porto Alegre
Novembro de 2003

O48d

Oliveira, Mario Gustavo Klaus

Desenvolvimento de um suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos em túnel de vento / Mario Gustavo Klaus Oliveira; orientadores, Acir Mércio Loredo-Souza, Marcelo Maia Rocha. – Porto Alegre, 2003.

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

1. Edifícios Altos. 2. Vento – Estruturas – Ensaios. I. Souza, Acir Mércio Loredo, orient. II. Rocha, Marcelo Maia, orient. III. Título.

CDU 624.042.4 (043)

MARIO GUSTAVO KLAUS OLIVEIRA

**DESENVOLVIMENTO DE UM SUPORTE FLEXÍVEL
PARA ENSAIOS DE MODELOS AEROELÁSTICOS EM
TÚNEL DE VENTO**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de
MESTRE EM ENGENHARIA e aprovada em sua forma final pelos professores
orientadores e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade
Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 05 de novembro de 2003.

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

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

Prof. Américo Campos Filho
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof^a. Edith Beatriz Camaño Schettini (UFRGS)
Ph.D. pelo Institut National Polytechnique de Grenoble, França

Prof. Mário José Paluch (UPF)
D.Sc. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Prof. Ronald José Ellwanger (UFRGS)
D.Sc. pela Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil

Dedico este trabalho aos meus pais, Maria Inês e
Mario Fernando, e à minha irmã Ana Cristina.

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.

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 Aluísio Maggi Fin e Renê André Muraro pelo auxílio prestado na realização dos experimentos em túnel de vento.

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.

Aos meus tios, José Fernando Klaus (in memoriam) e Maria de Fátima Salles Klaus, pela oficina e equipamentos utilizados em parte do desenvolvimento deste trabalho.

À CAPES pela bolsa de estudos concedida.

SUMÁRIO

1	Introdução.....	16
1.1	Generalidades	16
1.2	Objetivos.....	18
2	Revisão bibliográfica.....	19
2.1	Ação do vento em edifícios altos.....	19
2.1.1	Vibrações causadas pelo vento	19
2.1.1.1	Vibrações causadas pela energia cinética das rajadas	19
2.1.1.2	Vibrações causadas por martelamento	20
2.1.1.3	Vibrações causadas por desprendimento de vórtices	21
2.1.1.4	Vibrações causadas por galope.....	25
2.1.2	Resposta de edifícios altos à ação do vento.....	26
2.1.2.1	Resposta longitudinal de edifícios altos à ação do vento	26
2.1.2.2	Resposta transversal de edifícios altos à ação do vento	26
2.2	Modelagem aeroelástica	27
2.2.1	Técnicas de modelagem aeroelástica equivalente já desenvolvidas.....	31
3	Mecanismo proposto	39
3.1	Detalhes da construção	39
3.2	Fixação dos modelos	46
3.3	Cálculo da frequência	47
3.4	Determinação experimental do momento de inércia de massa do suporte.....	48
3.5	Custo do suporte	49
4	Verificação do funcionamento e validade dos resultados	50
4.1	CAARC Standard Tall Building.....	50
4.1.1	Generalidades	50
4.1.2	Geometria do edifício	51
4.1.3	Propriedades dinâmicas	52
4.2	Projeto do modelo.....	54
4.2.1	Correspondência de escala	54
4.2.1.1	Escala de comprimento.....	54
4.2.1.2	Escala de massa	54

4.2.1.3	Escala de momento de inércia de massa.....	56
4.2.1.4	Escala de frequência	56
4.2.1.5	Escala de tempo	59
4.2.1.6	Escala de velocidade.....	59
4.2.1.7	Escala de aceleração	60
4.2.1.8	Escala de força.....	61
4.2.1.9	Escala de momentos	61
4.2.1.10	Escala de amortecimento	62
4.3	Modelo construído.....	62
4.4	Instrumentação do modelo e aquisição de dados.....	64
4.5	Ajuste da frequência e do amortecimento	66
4.6	Fatores de escala corrigidos.....	70
5	Ensaio em túnel de vento	72
5.1	Túnel de Vento <i>Prof. Joaquim Blessmann</i>	72
5.2	Simulação do vento natural	74
5.3	Procedimentos dos ensaios	80
6	Apresentação e discussão dos resultados.....	86
7	Conclusões.....	97
7.1	Sugestões para trabalhos futuros	98
	Referências	100

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Influência da turbulência no espectro de pressões	22
Figura 2.2 – Vórtices de Kármán.....	22
Figura 2.3 – Número de Strouhal para diversas seções.....	24
Figura 2.4 – Modelo do tipo réplica.	29
Figura 2.5 – Modelo seccional de uma torre de transmissão.....	29
Figura 2.6 – Modelo equivalente.....	30
Figura 2.7 – Exemplo de modelo aeroelástico equivalente tipo “stick model”.....	32
Figura 2.8 – Representação esquemática do modelo aeroelástico de torção proposto por Xu, Kwok e Samali (1992).....	34
Figura 2.9 – Bases aeroelásticas usadas por Boggs (1992): (a) stick model; (b) base inspirada em balança de forças.....	35
Figura 2.10 – Base de testes aerodinâmicos para modos flexionais e torsionais proposta por Kawai (1993).....	36
Figura 2.11 – Base aeroelástica BHA de Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999).	37
Figura 2.12– Seção transversal dos modelos do CAARC ensaiados por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999): (a) modelo na base BHA; (b) modelo em base do tipo “stick”.....	38
Figura 3.1 – Suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes.	39
Figura 3.2 – Detalhamento do eixo principal.	40
Figura 3.3 – Vista superior da estrutura do mecanismo proposto com localização dos rolamentos	41
Figura 3.4 – Estrutura do suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos.	42
Figura 3.5 – Molas de tração.	43
Figura 3.6 – Diferentes dimensões de pás utilizadas no amortecimento.....	44
Figura 3.7 – Vista superior do suporte com localização das molas e amortecedores.....	44
Figura 3.8 – Lastro de massas utilizado no ajuste do momento de inércia de massa.....	45
Figura 3.9– Suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes.	45
Figura 3.10 - Fixação da base de madeira do modelo.	46
Figura 3.11 – Fixação da casca do modelo na base de madeira.	46

Figura 3.12 – Dedução da rigidez rotacional.....	48
Figura 4.1 – Planta baixa e vista lateral do “CAARC Standard Tall Building.....	51
Figura 4.2 – Prisma retangular utilizado na determinação de momentos de inércia de massa.	52
Figura 4.3– Laudo de fabricação das molas utilizadas.....	58
Figura 4.4 – Dimensões do modelo construído.	63
Figura 4.5 – Modelo do CAARC standard tall building.	63
Figura 4.6 – Equipamentos utilizados na instrumentação do modelo e aquisição de dados.....	65
Figura 4.7 – Acelerômetros piezoelétricos fixados à base do modelo.	65
Figura 4.8 – Espectro de potência obtido no programa de aquisição.....	67
Figura 4.9 – Variação do sinal elétrico para excitação em torno de X.....	69
Figura 4.10 - Variação do sinal elétrico para excitação em torno de Y.	69
Figura 4.11 – Tela do programa CurveExpert 1.3 com aproximação da curva de amortecimento do modelo em torno do eixo X.	70
Figura 5.1 – Túnel de vento <i>Prof. Joaquim Blessmann</i>	72
Figura 5.2 – Circuito aerodinâmico do Túnel de Vento <i>Prof. Joaquim Blessmann</i>	74
Figura 5.3 – Elementos de rugosidade para $p = 0,19$	75
Figura 5.4 – Elementos geradores de turbulência.....	76
Figura 5.5 – Perfil vertical de velocidades médias.....	77
Figura 5.6 - Intensidade da componente longitudinal da turbulência.	77
Figura 5.7 - Espectro de potência da componente longitudinal da turbulência.....	78
Figura 5.8 – Tubo de Pitot-Prandtl.	79
Figura 5.9 – Posições do modelo durante os ensaios.	81
Figura 5.10 – Modelo pronto para ensaio.....	81
Figura 5.11 – Equipamentos utilizados durante os ensaios.....	82
Figura 5.12 – Relação entre as trajetórias do topo e dos acelerômetros.....	84
Figura 5.13 –Determinação da parcela horizontal do deslocamento no topo do modelo.	85
Figura 6.1 – Resposta longitudinal rms para vento a 0°	91
Figura 6.2 – Resposta transversal rms para vento a 0°	92
Figura 6.3 – Resposta longitudinal rms para vento a 90°	93
Figura 6.4 – Resposta transversal rms para vento a 90°	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1– Especificações dos rolamentos utilizados.....	41
Tabela 3.2– Custo de construção do suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes.	49
Tabela 4.1– Determinação da razão de amortecimento crítico	68
Tabela 4.2 – Fatores de escala.	70
Tabela 6.1 – Resposta longitudinal para vento a 0°.	87
Tabela 6.2 – Resposta transversal para vento a 0°.	88
Tabela 6.3 – Resposta longitudinal para vento a 90°.	89
Tabela 6.4 – Resposta transversal para vento a 90°.	90

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Romanas Maiúsculas:

D	deslocamento radial
D_h	componente horizontal do deslocamento
F	força
F_m	força aplicada ao modelo
F_p	força aplicada ao protótipo
H	altura da edificação
I_1	intensidade da componente longitudinal da turbulência = σ_1 / V
Im_m	momento de inércia de massa do modelo acoplado ao suporte flexível
Im_x	momento de inércia de massa em relação ao eixo x
Im_y	momento de inércia de massa em relação ao eixo y
K	constante elástica das molas
K_θ	rigidez rotacional em torno do eixo considerado
L	dimensão linear característica
L_m	comprimento do modelo
L_p	comprimento do protótipo
P	pressão atmosférica no momento do ensaio
P_0	pressão atmosférica igual a 760mmHg
R_t	distância do topo do modelo ao centro do eixo de rotação
R_a	distância do centro sísmico do acelerômetro ao centro do eixo de rotação

St	número de Strouhal = $(f_s d) / V$
T_0	temperatura igual a 288,2K
T	temperatura dentro da seção de trabalho
V	velocidade média do vento
V_m	velocidade média do vento no modelo
V_p	velocidade média do vento no protótipo
$V(z)$	velocidade média do vento na altura z
V_{cr}	velocidade crítica do vento para desprendimento de vórtices = $(f_n d) / St$
V_{ref}	velocidade média na altura de referência z_{ref}

Letras Romanas Minúsculas:

a_a	aceleração do centro sísmico do acelerômetro
a_t	aceleração do topo do modelo
f	freqüência
f_i	freqüência natural correspondente ao modo de vibração i
f_m	freqüência de vibração do modelo
f_n	freqüência natural ou fundamental de vibração da estrutura
f_p	freqüência de vibração do protótipo
f_s	freqüência de desprendimento de um par de vórtices (freqüência de Strouhal)
f_x	freqüência de vibração do modelo em torno do eixo x
f_y	freqüência de vibração do modelo em torno do eixo y
m	massa
m_m	massa do modelo
m_p	massa do protótipo

p	expoente da curva de potência teórica ajustada ao perfil de velocidades médias
q	pressão dinâmica ao longe = $(1/2)\rho V^2$
t_m	tempo no modelo
t_p	tempo no protótipo
z	cota acima de um nível de referência (piso do túnel de vento)
z_{ref}	cota do eixo longitudinal do túnel = 450mm

Letras Gregas Minúsculas:

λ_a	escala de aceleração
λ_f	escala de frequência
λ_F	escala de força
λ_L	escala de comprimento
λ_{Im}	escala de momento de inércia de massa
λ_m	escala de massa
λ_{Mf}	escala de momentos
λ_T	escala de tempo
λ_v	escala de velocidade
λ_ρ	escala de massa específica
θ	deslocamento angular
ρ_{ar}	massa específica do ar
ρ_m	massa específica do modelo
ρ_p	massa específica do protótipo
ρ_0	constante igual a $1,2249\text{N s}^2/\text{m}^4$
ζ	razão de amortecimento crítico

ζ_m razão de amortecimento crítico do modelo
 ζ_p razão de amortecimento crítico do protótipo

Letras Gregas Maiúsculas:

Δp_a pressão de referência (diferença de pressão entre os anéis piezométricos)

RESUMO

OLIVEIRA, M.G.K. – **Desenvolvimento de um suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos em túnel de vento**. Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre. 2003.

Com o desenvolvimento de materiais mais resistentes, técnicas construtivas mais modernas e a crescente valorização dos terrenos nos centros das grandes cidades, criou-se um ambiente propício à construção de edificações mais altas, leves, flexíveis, menos amortecidas, e, portanto, mais susceptíveis a problemas associados à resposta dinâmica frente à ação do vento. Em algumas situações, quando há ressonância, a parcela flutuante da resposta estrutural devido à ação do vento pode chegar a representar $2/3$ da resposta total.

Os métodos analíticos atualmente existentes para determinação da resposta flutuante induzida pela ação do vento geralmente conduzem a resultados pouco confiáveis. Em vista desse fato, os ensaios em túnel de vento ainda são a ferramenta mais precisa e robusta para o estudo do comportamento dinâmico de estruturas civis.

Este trabalho apresenta o desenvolvimento de um suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos de estruturas alteadas, visando a determinação da parcela flutuante da resposta à ação do vento nos dois modos fundamentais de vibração livre (flexão em duas direções ortogonais). Este suporte pode ser empregado em testes de modelos de diferentes geometrias, e permite que, com grande facilidade, sejam ajustados o amortecimento estrutural, rigidez e inércia, individualmente em cada direção.

Com o objetivo de verificar o correto funcionamento do equipamento e a validade dos resultados por ele obtidos, foram realizados testes com um modelo do edifício alto padrão “CAARC Standard Tall Building”. No trabalho são apresentados e discutidos os resultados dos ensaios, realizados no Túnel de Vento *Professor Joaquim Blessmann*, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Palavras-chave: modelagem aeroelástica, vento, edifícios altos, resposta flutuante.

ABSTRACT

OLIVEIRA, M.G.K. – **Desenvolvimento de um suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos em túnel de vento**. Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre. 2003.

The development of more resistant materials and more modern construction techniques, associated to the increasing valorization of the terrains in the center of big cities, turned into a promising environment to the construction of higher, lighter, more flexible, and less damped buildings, that are, as a result, more susceptible to problems related to the dynamic response to wind action. In some cases, when there is resonance, the rms parcel of the structural response due to wind action can represent $2/3$ of the total response.

The analytic methods, existent in present time, to determine the rms response due to wind action take, generally, to not much trustful results. Because of that, wind tunnel tests still are most precise and reliable tool for the study of the dynamic behaviour of civil structures.

This work presents the development of a flexible support to tests of high structures aeroelastic models, aiming at the determination of the rms parcel of the structural response due to wind action in the two fundamental modes of free vibration (flexion in two orthogonal directions). This support can be employed in tests of models with different geometries, and allows the adjustment, with great simplicity, of structural damping, stiffness and inertia, in each direction individually.

With the objective of verifying the correct working of the equipment and the authenticity of the results got by it, tests with a model of the CAARC Standard Tall Building were conducted. The results obtained in tests in the Túnel de Vento *Professor Joaquim Blessamnn* of the Universidade Federal do Rio Grande do Sul are presented and discussed.

Key words: aeroelastic modeling, wind, tall buildings, rms response.

1 Introdução

1.1 Generalidades

Os primeiros estudos na área da aerodinâmica de estruturas civis eram realizados visando obter a resposta estática da estrutura induzida pela ação do vento. Até meados de 1960, esse era o parâmetro utilizado na determinação do carregamento devido ao vento para realização dos projetos de estruturas alteadas. A rigidez elevada, característica das edificações construídas neste período, minimizava os efeitos dinâmicos produzidos pela ação do vento.

Com o desenvolvimento dos materiais de construção e dos procedimentos de análise estrutural, a necessidade de projetos cada vez mais econômicos, bem como a valorização dos terrenos, e a conseqüente necessidade de aumentar seu aproveitamento, as edificações tornaram-se mais altas, leves, flexíveis, menos amortecidas, e, portanto, mais susceptíveis a problemas de vibrações, inclusive as induzidas pela ação do vento. Essas vibrações podem ter amplitudes elevadas causando desconforto aos usuários, ou, até mesmo, danos à estrutura. Conforme Isyumov (1982, p. 373), 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, chamada de resposta flutuante, representa tipicamente de 50% a 67% da resposta total (soma da resposta média com a flutuante), tendo, portanto, importância vital em considerações sobre a integridade da estrutura e controle das vibrações.

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 um estudo mais aprofundado, 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, p. 201), os primeiros experimentos em túnel de vento com 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 a 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, p. 201), túneis de vento aeronáuticos 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 turbulenta do vento natural, 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, p. 1) 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.

1.2 Objetivos

Este trabalho tem por objetivo o desenvolvimento de um sistema mecânico que possibilite ensaios em túnel de vento de modelos aeroelásticos do tipo equivalente, visando a obtenção da resposta flutuante induzida nas direções longitudinal e transversal ao vento, nos dois modos fundamentais de vibração livre (flexão em duas direções ortogonais).

A primeira etapa do trabalho consistiu no projeto e construção do suporte flexível de dois graus de liberdade. Após, com o objetivo de verificar o correto funcionamento do equipamento e a validade dos resultados por ele obtidos, modelou-se o edifício alto padrão “CAARC Standard Tall Building”, utilizado por vários pesquisadores na calibração de técnicas de modelagem aeroelástica.

No final, apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com o uso do mecanismo desenvolvido em ensaios realizados no Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann*, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, com os obtidos por outros pesquisadores, utilizando outras técnicas de modelagem aeroelástica.

2 Revisão bibliográfica

2.1 Ação do vento em edifícios altos

2.1.1 Vibrações causadas pelo vento

2.1.1.1 Vibrações causadas pela energia cinética das rajadas

O vento é o movimento do ar livre causado, em larga escala, por correntes térmicas nos primeiros 16km acima da superfície terrestre. Dependendo da rugosidade, natural ou artificial, do terreno, esse movimento pode se tornar mais ou menos agitado, com formação de grande número de turbilhões ou redemoinhos. Esses turbilhões podem variar em tamanho, desde a ordem de grandeza do milímetro até a da altura da camada limite atmosférica, e em energia. Essa agitação mecânica do ar é chamada turbulência atmosférica, e é a principal causa de variações, tanto no módulo como na orientação, da velocidade média do vento. Essas variações são chamadas de rajadas.

De acordo com Rausch (1973 apud Blessmann, 1998, p. 63), 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 como originando uma força periódica que possa causar efeitos perigosos de ressonância.

2.1.1.2 Vibrações causadas por martelamento

Segundo Blessmann (1998, p. 129), 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, p. 129) considera, ainda, que além da frequência, 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 a cerca de dez vezes a dimensão característica da base da edificação em estudo podem aparecer efeitos consideráveis (BLESSMANN, 1998, p. 130).

2.1.1.3 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 determinado número de Reynolds, 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, p. 161).

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 do 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 às excitações mais fortes.

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 rombuda, de contorno curvo ou poligonal, que o corpo seja consideravelmente alteado (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). As figuras 2.1 e 2.2, ambas retiradas de Blessmann (1998), mostram os

espectros das pressões flutuantes medidas nas faces laterais do cilindro e o sincronismo do desprendimento de vórtices, respectivamente.

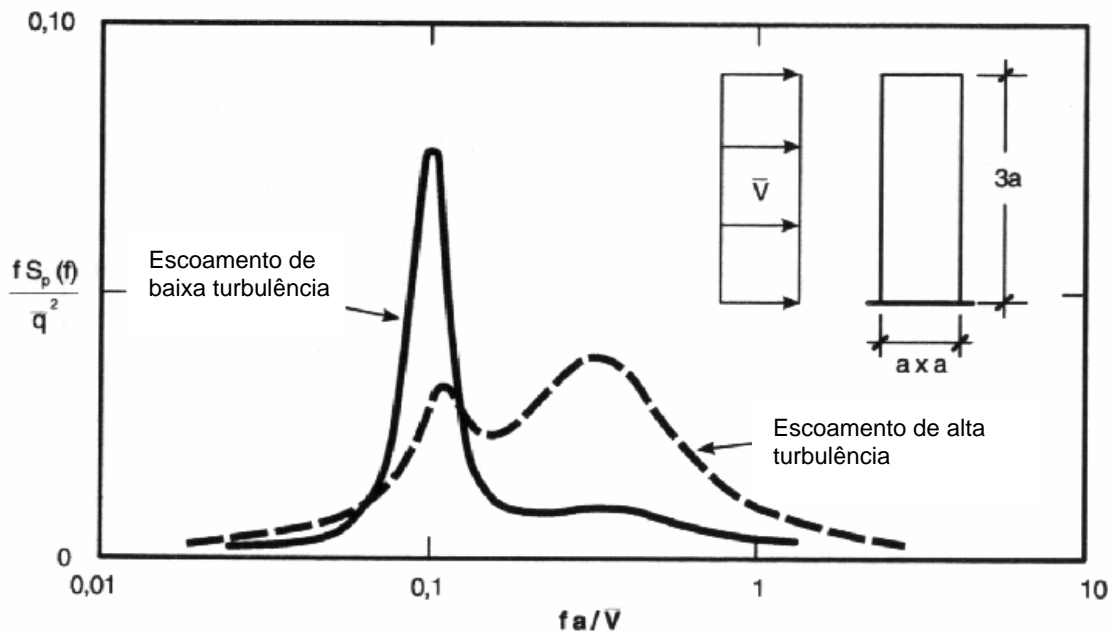


Figura 2.1 – Influência da turbulência no espectro de pressões

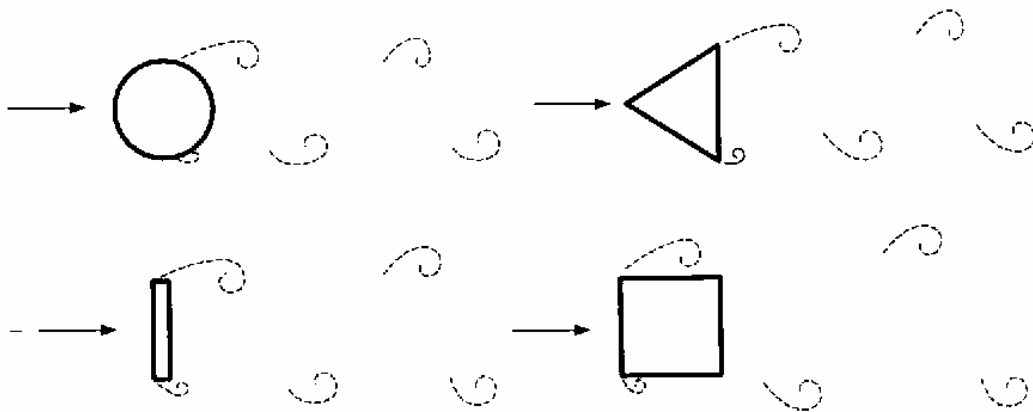


Figura 2.2 – Vórtices de Kármán.

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:

$$S_t = \frac{f_s \cdot L}{V} \quad (2.1)$$

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 (2.1), adaptada para situações de ressonância, chegando-se a:

$$S_t = \frac{f_n \cdot L}{V_{cr}} \Rightarrow V_{cr} = \frac{f_n \cdot L}{S_t} \quad (2.2)$$

Onde:

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

A figura 2.3 mostra uma tabela, retirada de Blessmann (1998), com o número de Strouhal para diversos tipos de seções.






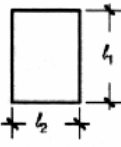










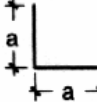



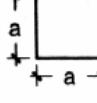













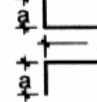
Direção do vento	Forma da secção	ξ_s	
Qualquer	 Círculo $Re = 70\,000 \bar{V}d$ (\bar{V} sobre 10 min)	$10^3 \leq Re \leq 2 \times 10^6$ 0,20	
		$Re \geq 10^6$ 0,28 (interpolando linearmente)	
	Placa 	0,16	
		0,15	
	Retângulo 	$l_1 / l_2 = 0,5$ 0,15	
		1,0 0,12	
		1,5 0,09	
		2,0 0,07	
		2,5 0,07	
	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

Figura 2.3 – Número de Strouhal para diversas secções.

2.1.1.4 Vibrações causadas 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 p. 213).

Segundo Blessmann (1998, p. 213), 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 da de projeto;
- o 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 suscetíveis, potencialmente, a este fenômeno: prismas de seção quadrada, retangular, triangular, poligonal, semicircular e cantoneiras, por exemplo.

2.1.2 Resposta de edifícios altos à ação do vento

Além da divisão da resposta nas parcelas média e flutuante, já comentadas, segundo American Society of Civil Engineers (1980, p. 179), é provado ser conveniente dividir a resposta de edifícios altos à ação do vento em dois movimentos, nas direções longitudinal e transversal ao vento. Essa divisão é justificada pela ausência de uma correlação entre esses dois movimentos, observada em vários estudos.

2.1.2.1 Resposta longitudinal de edifícios altos à ação do vento

De acordo com American Society of Civil Engineers (1980, p. 180), 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 a resposta média, devida ao arrasto médio. Seus métodos analíticos, usando considerações de correlação espectral e espacial para determinar a resposta longitudinal devido 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.

2.1.2.2 Resposta transversal de edifícios altos à ação do vento

Os mecanismos que geram esforços na direção transversal ao vento são tão complexos, quando comparados ao 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 único recurso disponível e 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 frequentemente superpostos. Para Melbourne, em seu trabalho “Cross Wind Response of Structures to Wind Action”, publicado em 1975, esses mecanismos de excitação estão associados com o arrasto, a turbulência atmosférica incidente, e o deslocamento transversal ao vento incidente (AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS, 1980, p. 182).

Ainda neste trabalho, Melbourne conclui que o movimento transversal ao vento da maioria, senão de todos 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 e causa recolamento dos vórtices é que turbulência atmosférica incidente torna-se dominante. O galope torna-se dominante em algumas seções apenas para valores muito baixos de frequência reduzida.

2.2 Modelagem aeroelástica

Para determinação do comportamento dinâmico de estruturas submetidas à ação do vento, através de ensaios de modelos reduzidos em túnel de vento, deve-se considerar as características dinâmicas dessas estruturas. Essa técnica é chamada de modelagem aeroelástica. Segundo Simiu e Scanlan (1978, p. 193), a aeroelasticidade estuda o fenômeno no qual forças aerodinâmicas e movimentos estruturais interagem significativamente.

Em modelagem aeroelástica deve-se simular a ambientação específica e as características da estrutura, ou seja, as propriedades dinâmicas dos modos de vibração que contribuem significativamente para a resposta induzida pelo vento. 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, a ação do vento em edifícios altos fica restrita aos modos de vibração mais baixos, o que permite que sejam usados modelos dinamicamente mais simples no seu estudo.

A modelagem aeroelástica, geralmente, 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), a modelagem aeroelástica de edifícios e estruturas é apropriada para simular propriedades dinâmicas dos modos de vibração que contribuem significativamente para a resposta induzida pelo vento. Os modelos devem representar as estruturas totalmente ou em parte.

Ainda segundo American Society of Civil Engineers (1987), os modelos aeroelásticos 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. Na figura 2.4 é mostrado um modelo equivalente do tipo réplica de um edifício alto, construído no Laboratório de Aerodinâmica das Construções da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

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 pode-se 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 2.5 é mostrado um modelo seccional de uma torre de transmissão de energia, também construído no LAC/UFRGS.

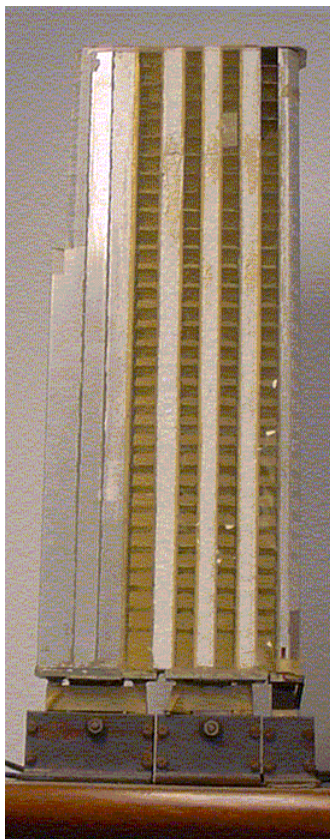


Figura 2.4 – Modelo do tipo réplica.

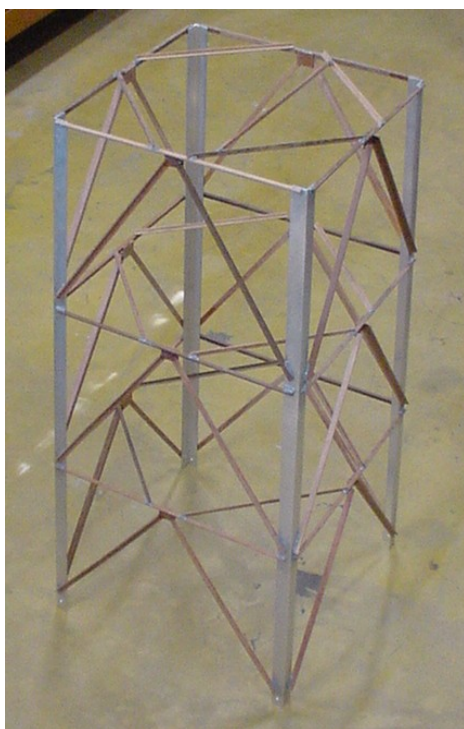


Figura 2.5 – Modelo seccional de uma torre de transmissão.

Os chamados modelos equivalentes se valem de alguma analogia mecânica para representar as características dinâmicas do protótipo. Geralmente, os modelos aeroelásticos equivalentes são compostos de uma “casca” 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 flexional, torsional ou axial têm efeito predominante. É possível representar também estruturas que oscilem em modos de vibração elevados, reproduzindo a estrutura por um sistema discreto no qual massa, rigidez e amortecimento são concentrados em determinadas posições. A figura 2.6 mostra um modelo equivalente de edifício alto utilizado neste trabalho.

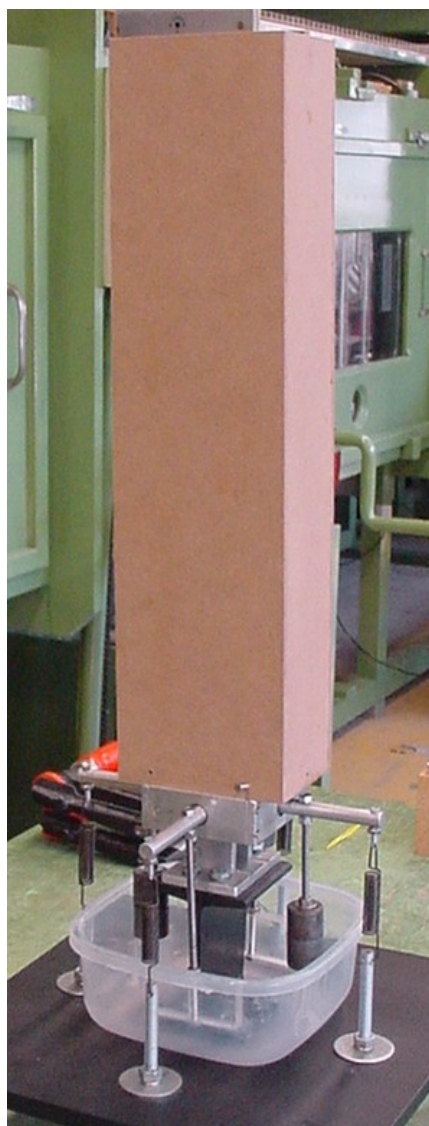


Figura 2.6 – Modelo equivalente.

2.2.1 Técnicas de modelagem aeroelástica equivalente já desenvolvidas

Na publicação de 1982, “Wind Tunnel Modeling for Civil Engineering Applications”, Isyumov descreve os modelos chamados “stick models” como sendo o primeiro tipo de modelo aeroelástico usado em ensaios de edifícios altos em túneis de vento. A simulação compreende um modelo rígido do edifício articulado próximo à base, para promover um ou dois modos ortogonais fundamentais de vibração. No exemplo particular mostrado na figura 2.7, o mecanismo consiste em uma rótula, localizada no ponto de rotação selecionado para prover o melhor ajuste entre os modos de vibração do modelo e do protótipo, e uma haste rígida se estendendo desde a parte inferior do modelo e restringida por molas apropriadamente escolhidas. Essas molas são as responsáveis pela reprodução da rigidez do prédio. Outros componentes são transdutores de força, que dão uma indicação do momento fletor, um lastro de peso ajustável para atingir a correta escala de inércia e um ímã eletro-magnético que serve para ajustar o amortecimento do modelo.

Este tipo de modelo é, com variações no mecanismo de suporte, tradicionalmente utilizado em estudos de edifícios altos e esbeltos, para os quais a resposta induzida pela ação do vento é 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. Em adição a estudos de edifícios relativamente compactos e torsionalmente rígidos, este tipo de modelo é comumente usado em estudos de situações onde se espera que a resposta na direção transversal ao vento seja dominante.

Isyumov cita como principal vantagem do modelo aeroelástico do tipo “stick” a sua simplicidade. As necessidades tanto para projeto como para construção dos modelos são modestas, ocasionando economia de tempo e de dinheiro. Outra vantagem citada é a facilidade para alterar massa, rigidez e amortecimento.

A principal desvantagem citada por Isyumov é que apenas os dois modos fundamentais de vibração são reproduzidos. O modelo admite que os modos são lineares, e ajustes podem ser necessários se houverem diferenças entre os modos do modelo e do protótipo. Outra desvantagem é que o modelo é incapaz de simular o movimento combinado translacional-torsional. Finalmente, este modelo não dá

informações sobre a distribuição do carregamento médio devido ao vento pela altura do prédio.

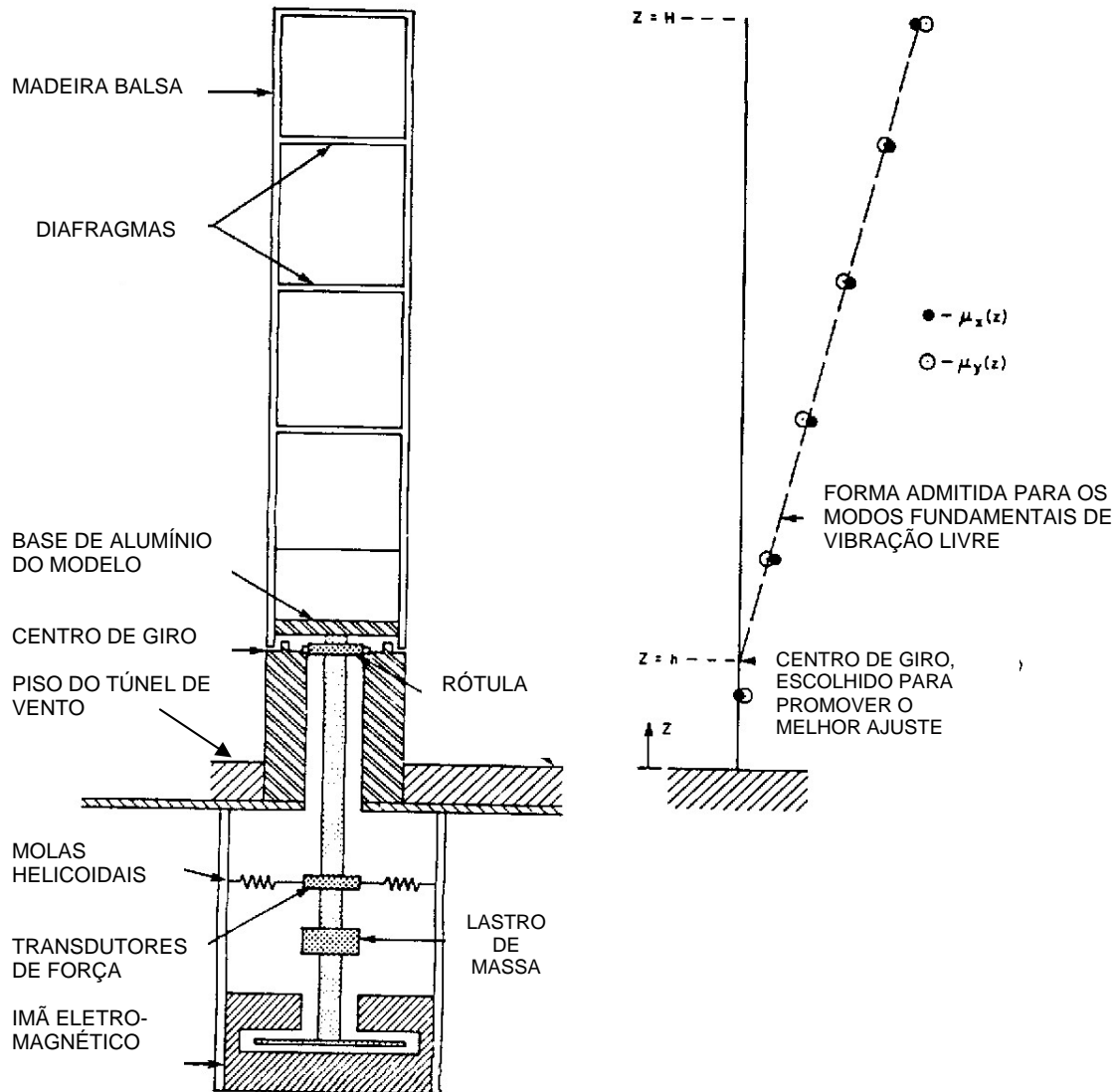


Figura 2.7 – Exemplo de modelo aeroelástico equivalente tipo “stick model”

Em 1975, na University of Western Ontário, Isyumov et al. utilizaram um modelo aeroelástico tipo “stick”, com 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 York.

Em 1979, Melbourne realizou, na Monash University, na Austrália, um estudo comparativo da resposta induzida pela ação do vento, nas direções transversal e longitudinal, do “CAARC Standard Tall Building” obtida por cinco centros de pesquisas. Para tanto foi utilizado um modelo do tipo “stick”.

Van Koten e Speet (1997) utilizaram um modelo aeroelástico equivalente do tipo “stick” para estudar a resposta dinâmica transversal à ação do vento em chaminés, em testes realizados na Technical University, em Delft, Holanda. Os resultados foram comparados com o método descrito no CICIND Model Code e com a teoria linear usada na norma DIN 4133 do EURO CODE, sendo que com o primeiro houve semelhanças, o mesmo não ocorreu com o segundo.

Em 1992, Xu, Kwok e Samali apresentaram um modelo aeroelástico para torção pura, mostrado na figura 2.8. O princípio do projeto do modelo é o mesmo do modelo aeroelástico convencional tipo “stick”. O modelo do prédio, rígido, é fixado em uma barra de alumínio que é montada em dois mancais, desta maneira mantendo uma 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 torsional 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 onde 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 University of Sidney, na Austrália, e os resultados obtidos foram comparados com valores empíricos sugeridos por Greig e Isyumov. Xu, Kwok e Samali concluíram que os valores obtidos no ensaio para o máximo torque médio estavam coerentes com os indicados, já para o máximo torque dinâmico havia algumas diferenças.

Esta mesma base foi utilizada por Zhang, Kwok e Xu (1992) em um estudo do efeito de prédios vizinhos na resposta torsional. Neste trabalho, eles chegaram a resultados importantes, concluindo que a resposta torsional chega a ser amplificada 2,2 vezes quando a frequência de desprendimento de vórtices do prédio vizinho entra em ressonância com a frequência natural do prédio em estudo.

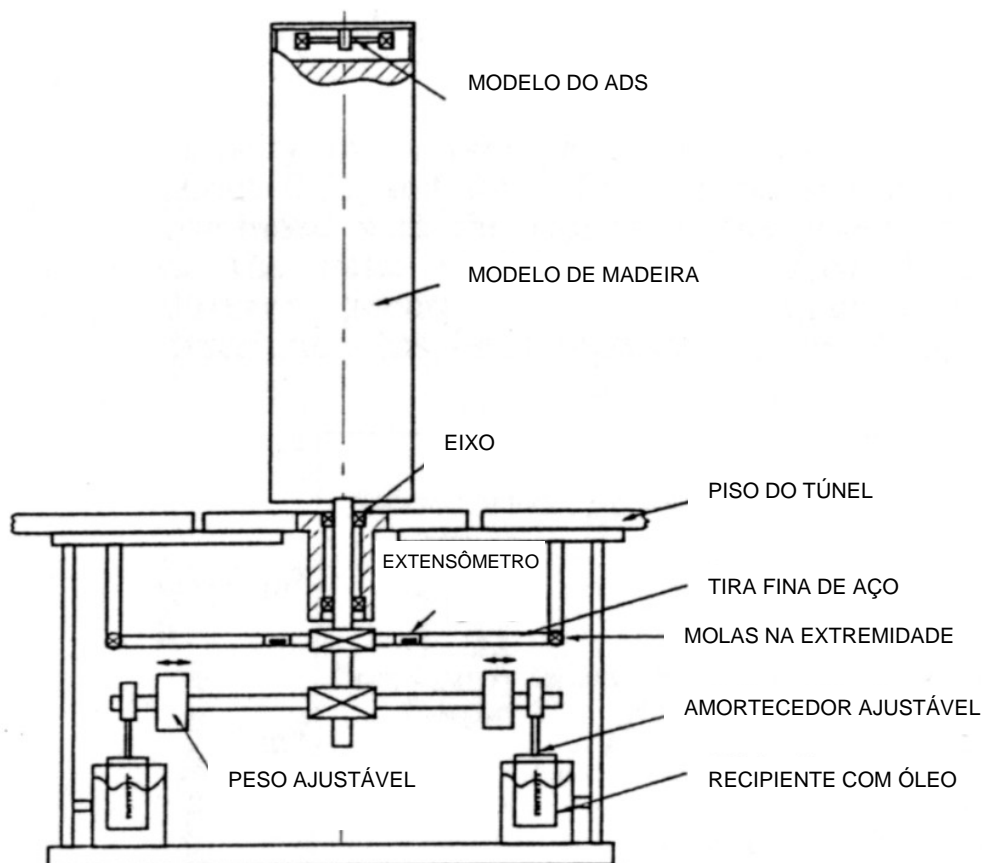


Figura 2.8 – Representação esquemática do modelo aeroelástico de torção proposto por Xu, Kwok e Samali (1992).

Ainda em 1992, Boggs utilizou duas bases aeroelásticas diferentes em seu trabalho, que comparava os resultados obtidos para resposta de edifícios altos submetidos à ação do vento modelados nestas bases com os resultados obtidos com o uso de uma balança de forças. Na figura 2.9 são mostradas as duas bases usadas: em (a), tem-se uma base aeroelástica do tipo “stick”, e em (b) é mostrada uma base inspirada em uma balança de forças que, segundo ele, por causa de sua elevada rigidez, tem capacidade de carga e sinal de saída suficientes para lidar com as grandes cargas produzidas por um modelo aeroelástico. A flexibilidade aeroelástica, em (b), é dada pela haste de alumínio de 0,24 x 0,48 x 8 polegadas.

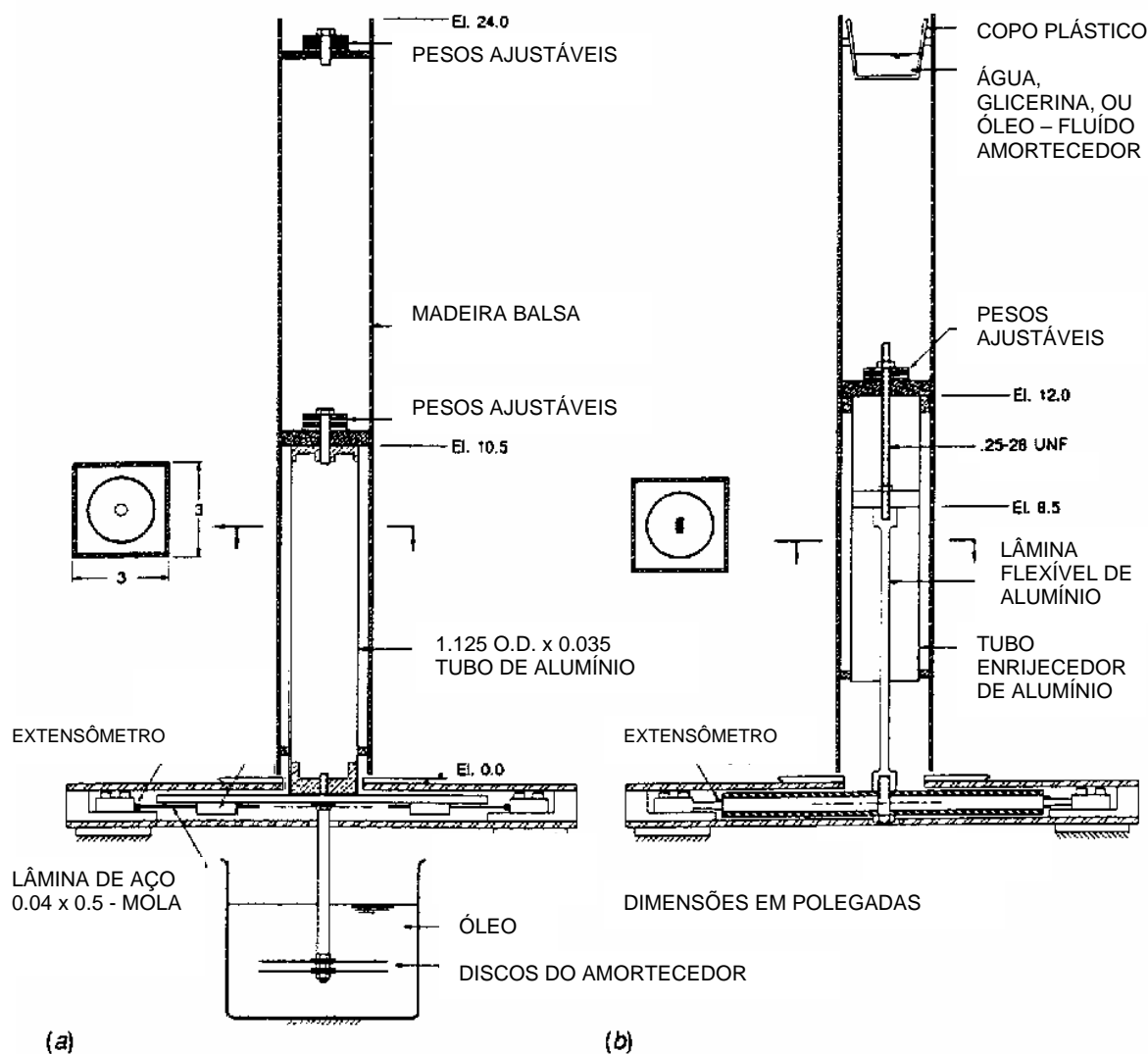


Figura 2.9 – Bases aeroelásticas usadas por Boggs (1992): (a) stick model; (b) base inspirada em balança de forças.

Em 1993, Kawai realizou um estudo do comportamento de flexão e torção de edifícios altos submetidos a ventos fortes. Para tanto utilizou uma base que em muito lembra uma base do tipo “stick”. Ele assim a descreve: o modelo é preso a 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 na direção torsional, no modo fundamental, fica travado nas direções longitudinal e transversal ao vento, 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 2.10 mostra a base proposta por Kawai.

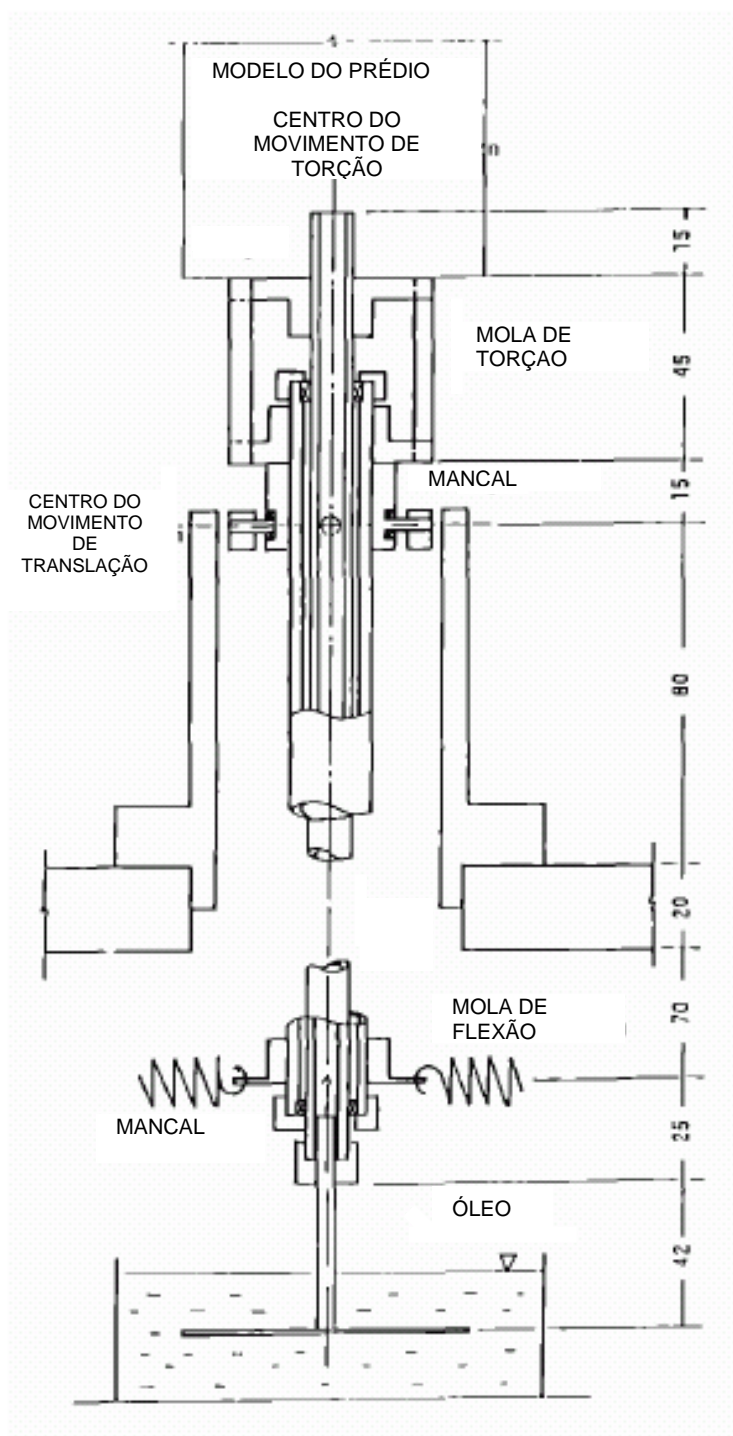


Figura 2.10 – Base de testes aerodinâmicos para modos flexionais e torsionais proposta por Kawai (1993).

Em 1999, Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan apresentaram uma base para testes de modelos aeroelásticos equivalentes chamada “Base Hinge Aeroelastic” (BHA). Como mostrado na Fig. 2.11, 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 a BHA nos pontos Q e S. A instrumentação é feita com extensômetros, fixados aos elementos flexíveis, que são ligados a amplificadores dinâmicos e filtros, para maximizar o sinal e minimizar o ruído elétrico, respectivamente. A interação dos movimentos perpendiculares da BHA é dada como menos de 2%.

- AB E CE SÃO ELEMENTOS RÍGIDOS ALINHADOS NO MESMO PLANO VERTICAL
- EFGH É UMA ESTRUTURA RETANGULAR RÍGIDA, GH É CONECTADA AO TOPO DE CD ENQUANTO EF CORRE SOBRE E PERPENDICULARMENTE A AB.
- KL E MN SÃO ELEMENTOS RÍGIDOS CONECTADOS A EFGH
- PQ E RS SÃO ELEMENTOS RÍGIDOS CONECTADOS A AB
- 1-2 E 3-4 SÃO ELEMENTOS FLEXÍVEIS PROJETADOS PARA EXAMINAR O MOMENTO M_{y-y}
- 5-6 E 7-8 SÃO ELEMENTOS FLEXÍVEIS PROJETADOS PARA EXAMINAR O MOMENTO M_{x-x}

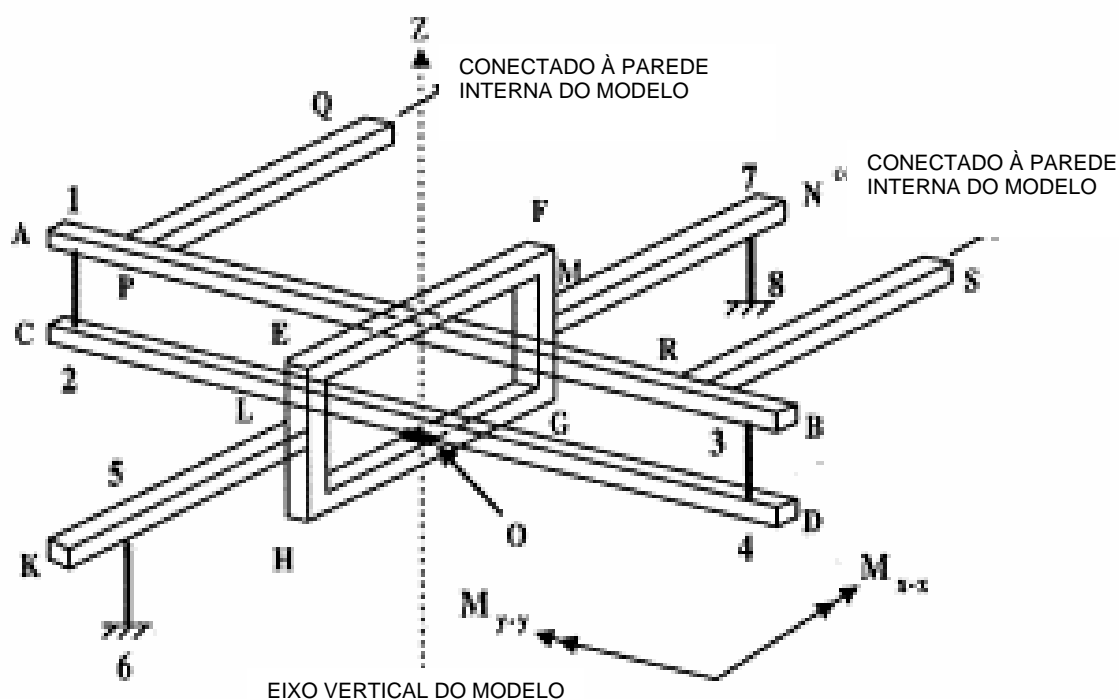


Figura 2.11 – Base aeroelástica BHA de Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999).

Segundo Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), a BHA tem todas as vantagens das bases do tipo “stick”, em termos de simplicidade e da facilidade de ajustar massa, rigidez, amortecimento estrutural e geometria do modelo do prédio, além

de poder reproduzir o movimento casado translacional-torsional (movimento complexo).

Neste mesmo trabalho, foram utilizadas a BHA e uma base do tipo “stick”, mostradas na Fig. 2.12, para estudar o comportamento dinâmico do “CAARC Standard Tall Building”. Neste estudo, os resultados obtidos em ensaios na University of Sydney, na Austrália, são comparados com os do trabalho de Melbourne (1980), e apresentam boa concordância.

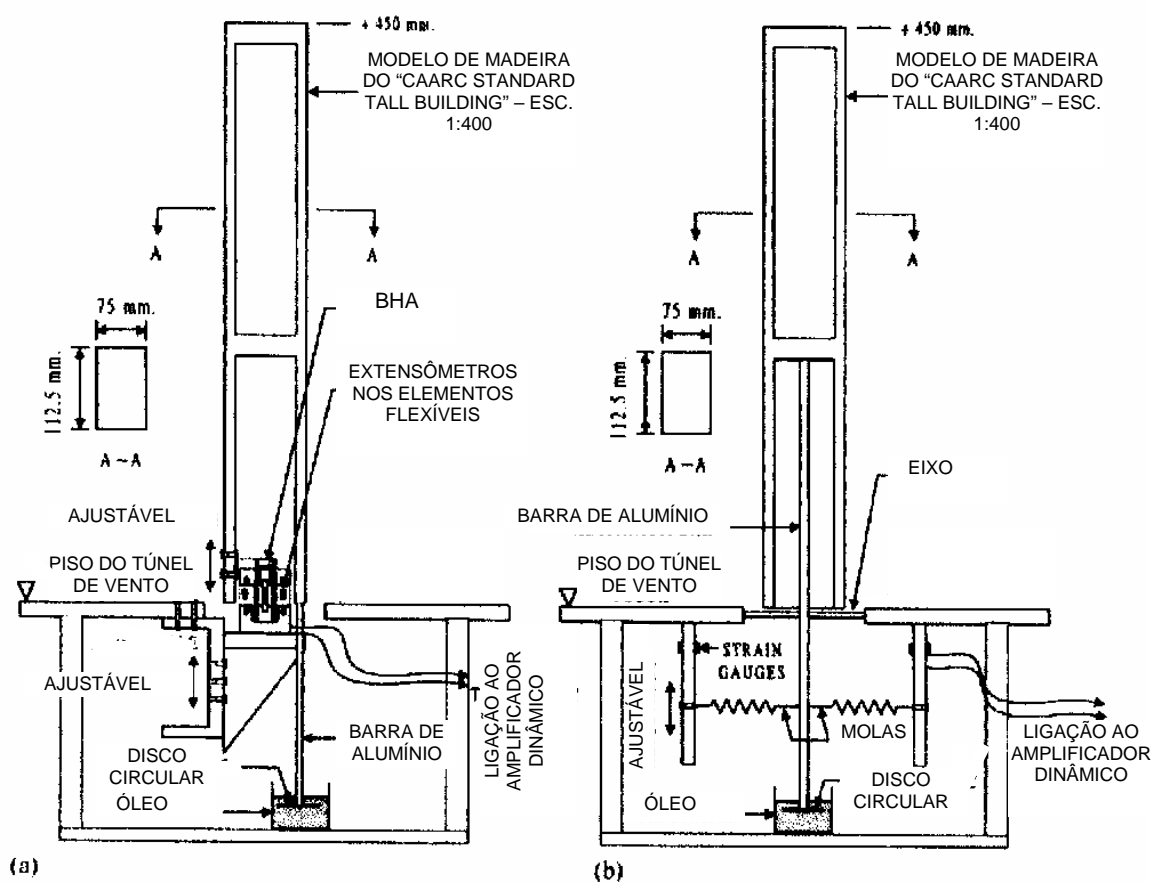


Figura 2.12– Seção transversal dos modelos do CAARC ensaiados por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999): (a) modelo na base BHA; (b) modelo em base do tipo “stick”.

3 Mecanismo proposto

3.1 Detalhes da construção

O suporte flexível para testes de modelos aeroelásticos equivalentes proposto neste trabalho tem sua estrutura construída em alumínio, e pode ser assim descrita: 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. A fig. 3.1 mostra uma perspectiva do mecanismo.

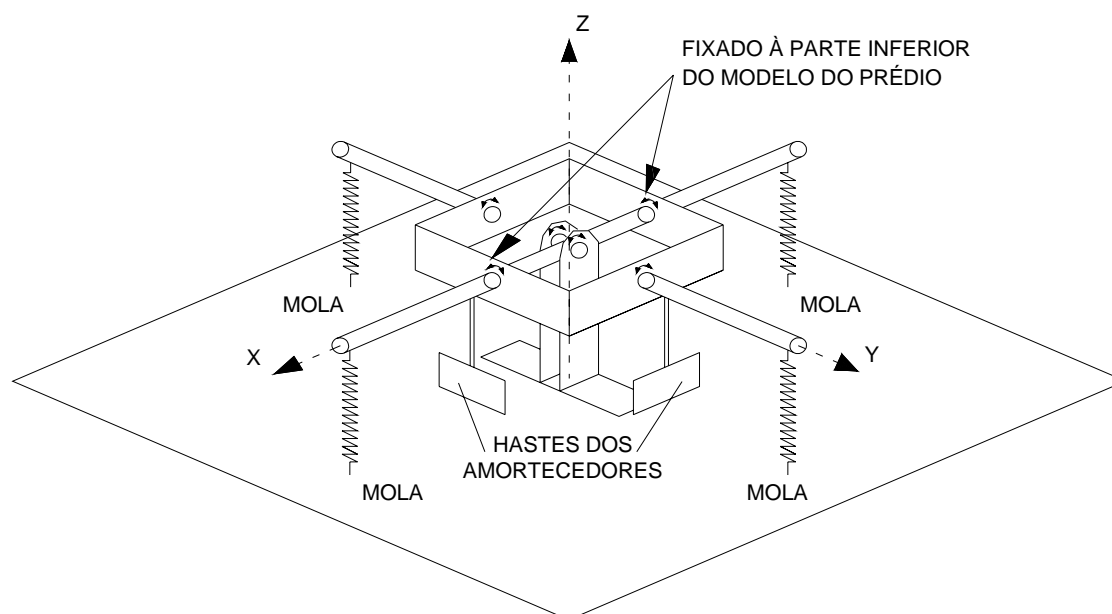


Figura 3.1 – Suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes.

Paralelo ao eixo X, quando na posição de repouso, tem-se o chamado eixo principal, que é formado por um prisma de alumínio, com seção variável ao longo de seus 210mm de comprimento. Na metade deste comprimento, o eixo principal é atravessado por um cilindro de aço inox, com 5mm de diâmetro, ao qual é rigidamente fixado. Este cilindro de aço inox é o responsável pela sustentação vertical de todo mecanismo, que se faz pela sua ligação ao apoio central. Essa ligação, feita por meio de dois rolamentos de esfera, marca SKF, modelo 625ZZ, um em cada extremo do eixo de

aço inox, também é a responsável pela rotação do eixo principal em torno do eixo Y. Na figura 3.2 tem-se um detalhamento do eixo principal.

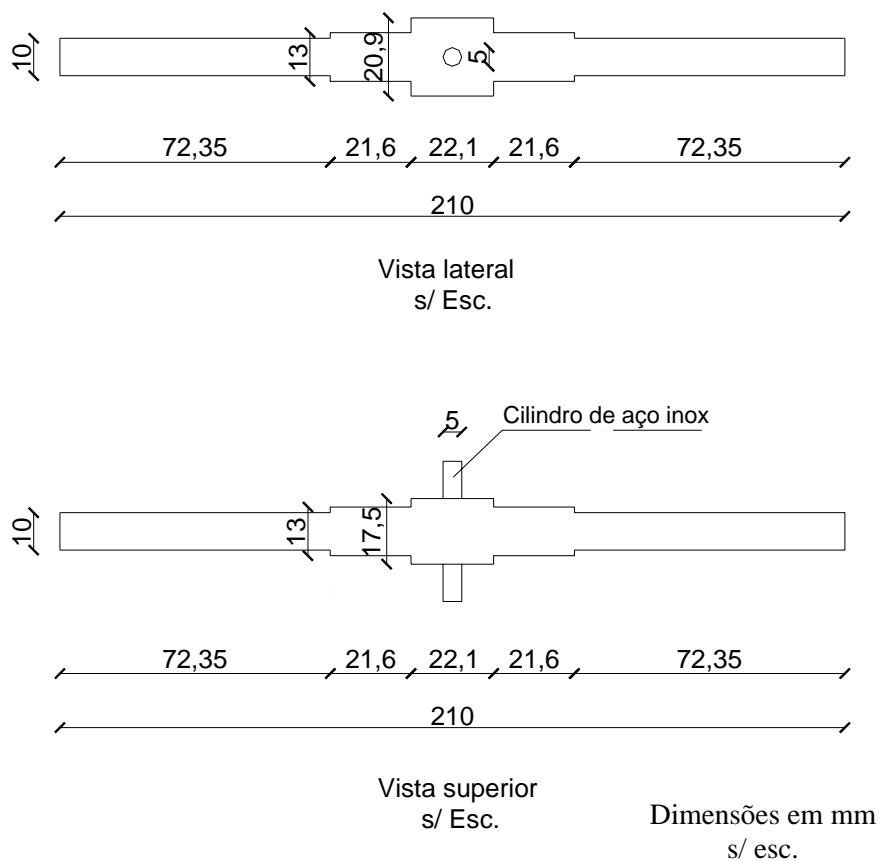


Figura 3.2 – Detalhamento do eixo principal.

Paralelo ao eixo Y, na posição de repouso, tem-se o eixo secundário, formado por dois cilindros de alumínio, cada um com 72,35mm de comprimento e 10mm de diâmetro, ligados entre si por um prisma de base quadrada, com 78mm de lado e 28,5mm de altura, feito em chapas de alumínio com 6,35mm de espessura. Os cilindros de alumínio estão fixados em faces opostas do prisma de base quadrada. Os outros dois lados do prisma são atravessados pelo eixo principal, de modo a formar um ângulo reto com os dois cilindros componentes do eixo secundário. Essa ligação entre eixo principal e prisma de base quadrada é feita por dois rolamentos de esfera, marca SKF, modelo 61800ZZ, e graças a ela, o eixo secundário pode girar em torno do principal. Para que não haja rotação do eixo secundário quando o principal estiver em movimento foram utilizados dois rolamentos de esfera, marca EZO modelo 61800ZZ, na ligação entre os

dois cilindros componentes do eixo secundário e o prisma quadrado. A figura 3.3 mostra mais detalhadamente a posição dos rolamentos utilizados, bem como a montagem dos eixos do suporte flexível. A figura 3.4 mostra uma fotografia da estrutura do suporte flexível. Na tabela 3.1 são mostradas algumas especificações técnicas dos rolamentos utilizados.

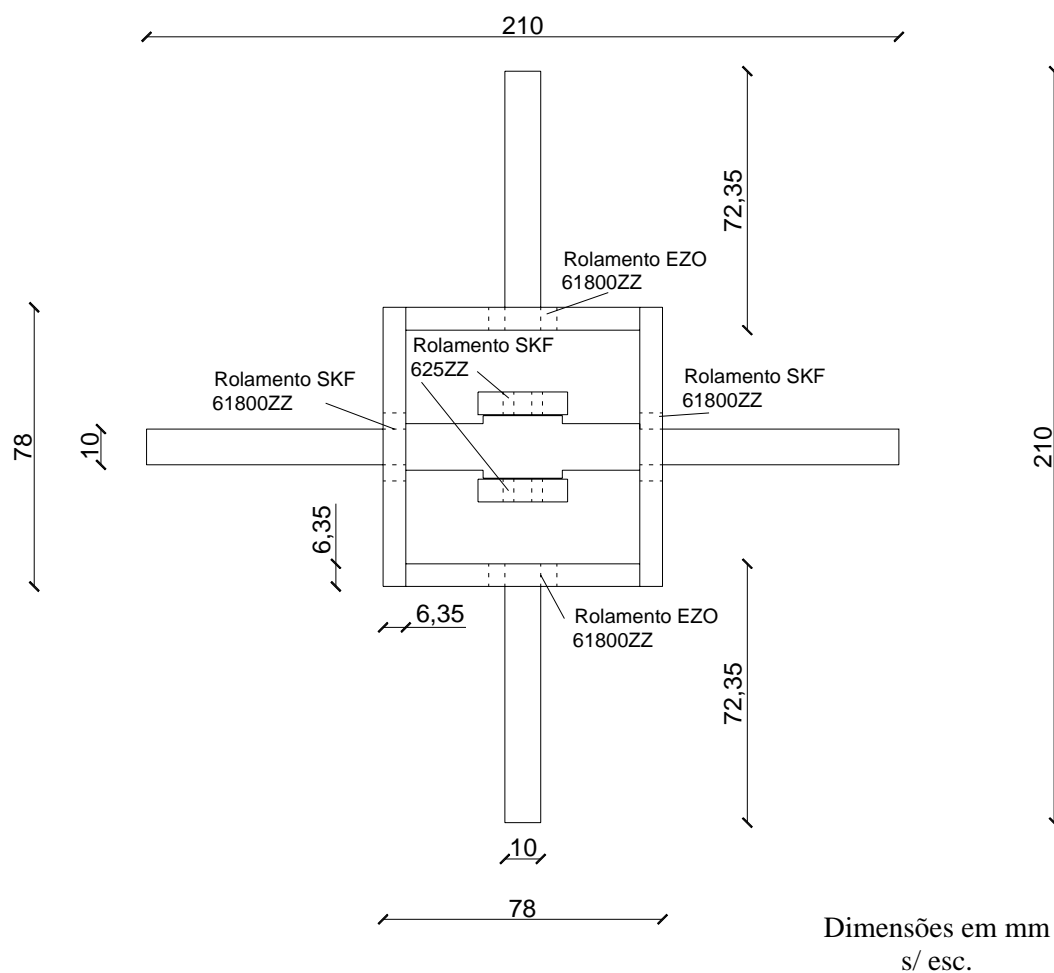


Figura 3.3 – Vista superior da estrutura do mecanismo proposto com localização dos rolamentos .

Tabela 3.1– Especificações dos rolamentos utilizados.

Marca	Modelo	Diâmetro interno (mm)	Diâmetro externo (mm)	Espessura (mm)	Blindagem
SKF	625 ZZ	5	16	5	dois lados
SKF	61800 ZZ	10	19	5	dois lados
EZO	61800 ZZ	10	19	5	dois lados

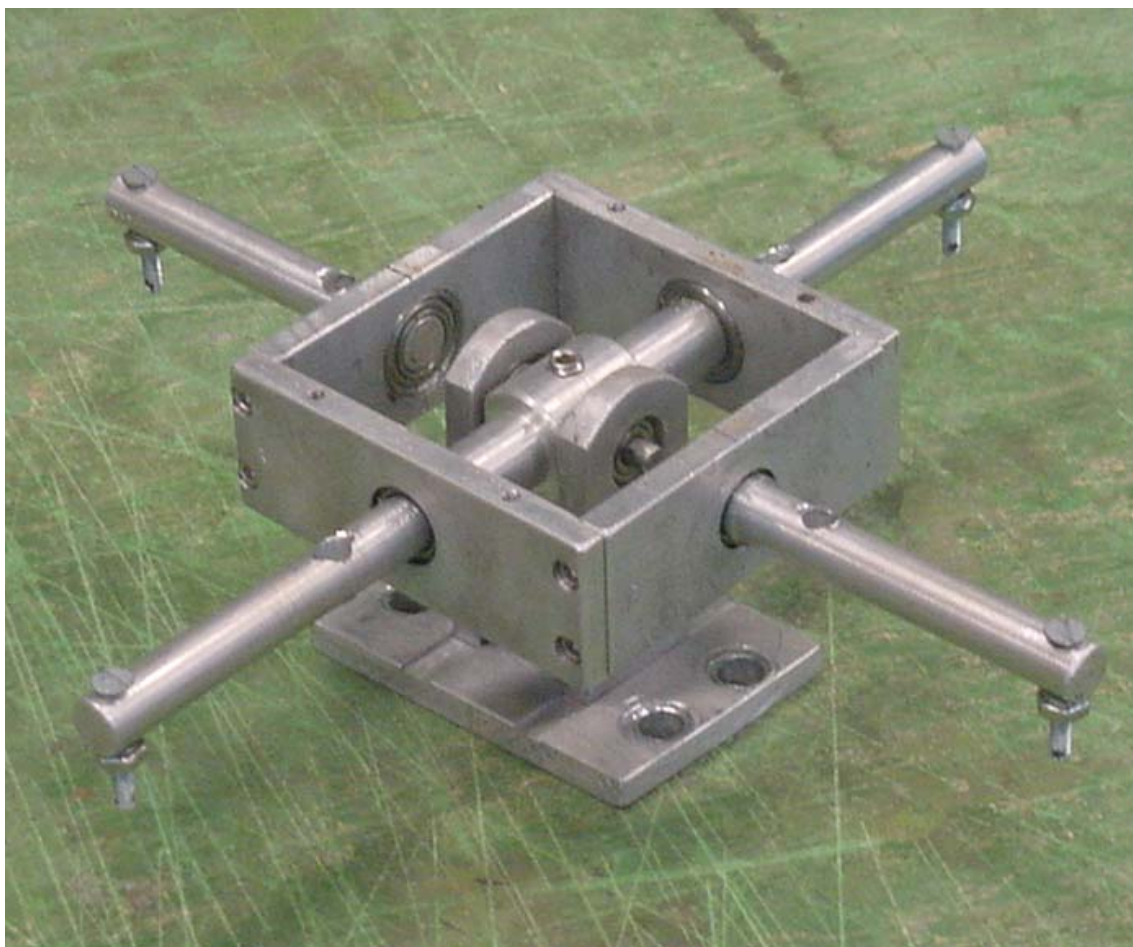


Figura 3.4 – Estrutura do suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos.

A 5mm de cada extremidade dos eixos estão localizadas molas de tração, que por sua vez são as responsáveis pela rigidez rotacional de todo mecanismo, e, conseqüentemente, pela freqüência de vibração do modelo. Portanto, trocando-se a rigidez das molas altera-se a freqüência de vibração do modelo, e isso pode ser feito em cada direção, independentemente da outra.

Para que o sistema funcione é necessário que as molas de tração sejam tencionadas, tendo-se o cuidado de ter uma abertura suficiente para que no movimento de sobe e desce do sistema as molas não se fechem, bem como o de não se ultrapassar a deflexão máxima onde as molas trabalham em regime elástico. A figura 3.5 mostra molas de tração utilizadas neste trabalho.



Figura 3.5 – Molas de tração.

O amortecimento do sistema também pode ser regulado, com o uso de pás de acrílico imersas em um líquido viscoso. Essas pás são presas através de barras roscadas de aço inox, com diâmetro de 5mm, diretamente aos eixos principal e secundário. Isso garante que ao se calibrar o amortecimento em uma direção o da outra não seja afetado. A regulagem do amortecimento se dá através da mudança do número de pás (uma ou duas por direção), da área dessas pás, do nível ou da viscosidade do líquido. A figura 3.6 mostra diferentes pás utilizadas neste trabalho, e a figura 3.7 mostra uma vista superior do suporte flexível com as localizações das molas e amortecedores.



Figura 3.6 – Diferentes dimensões de pás utilizadas no amortecimento.

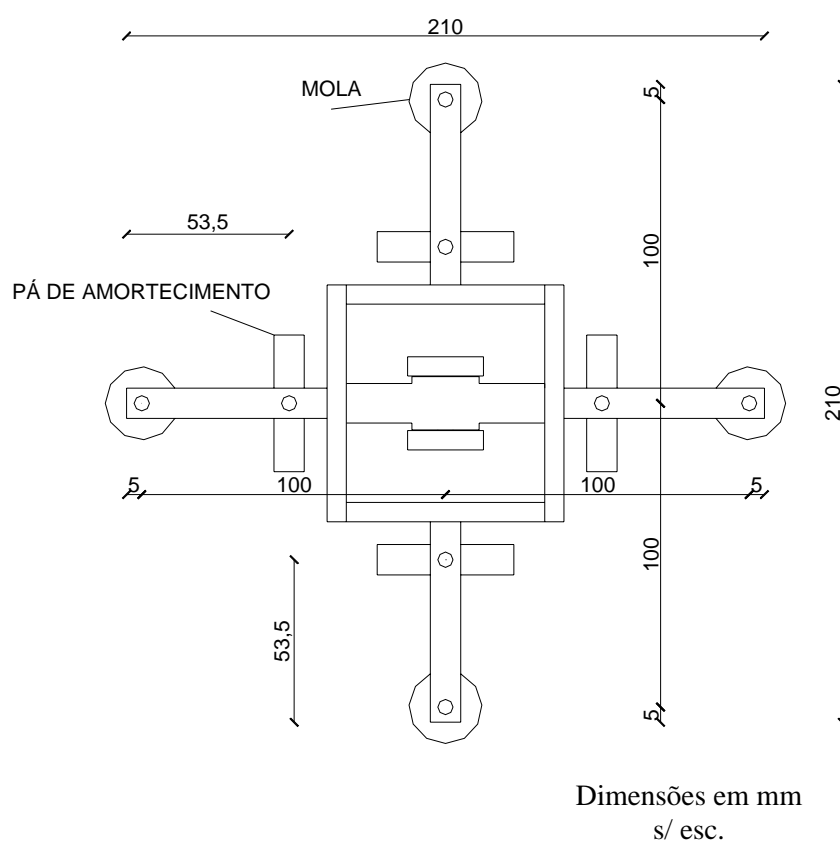


Figura 3.7 – Vista superior do suporte com localização das molas e amortecedores.

As barras roscadas que prendem as pás dos amortecedores também têm outra função. Elas servem como lastro de massas para ajuste do momento de inércia de massa do sistema. Cilindros de chumbo são utilizados como massas concentradas, e a regulagem se dá pela adição ou retirada de massa ou por sua movimentação ao longo das barras roscadas, o que varia a sua distância aos eixos X e Y. A figura 3.8 mostra o lastro de massas, e a figura 3.9 mostra o suporte completamente montado.



Figura 3.8 – Lastro de massas utilizado no ajuste do momento de inércia de massa.

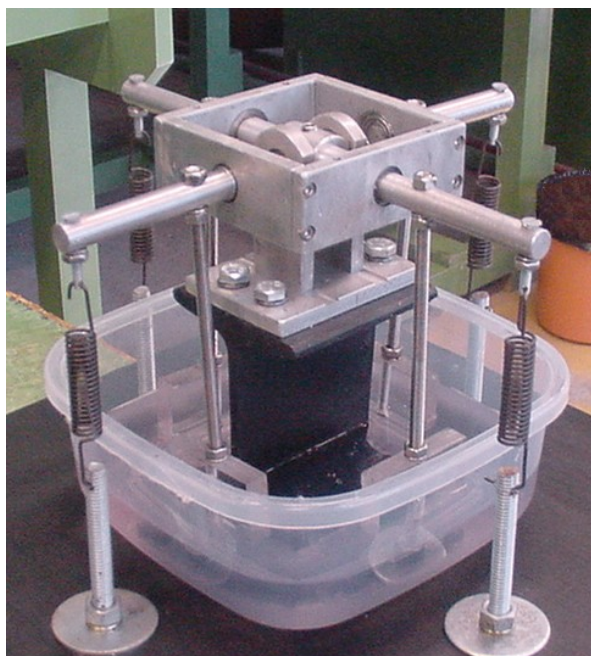


Figura 3.9– Suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes.

3.2 Fixação dos modelos

Os modelos a serem ensaiados devem ter na parte inferior uma base de madeira que deve ser presa na parte superior do prisma quadrado através de quatro parafusos de diâmetro 3/8". Feito isto, a “casca” do modelo pode então ser fixada à base de madeira. As figuras 3.10 e 3.11 ilustram o processo.

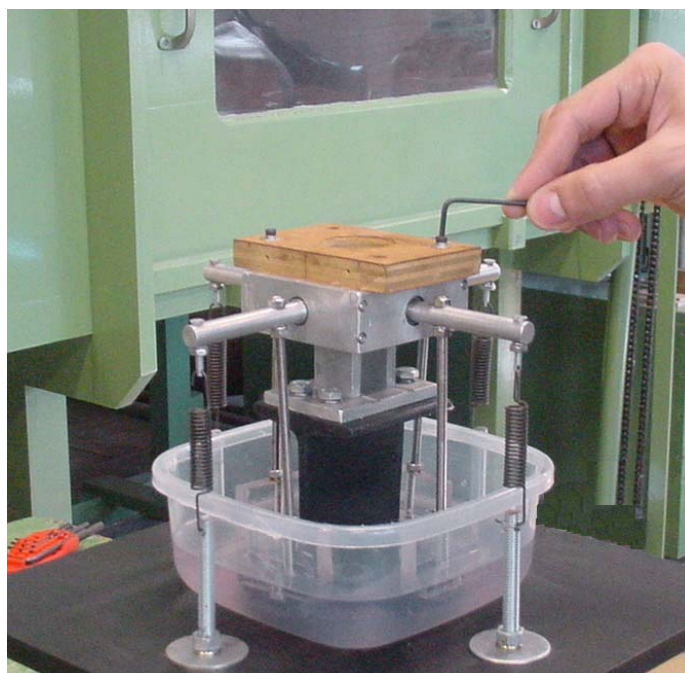


Figura 3.10 - Fixação da base de madeira do modelo.

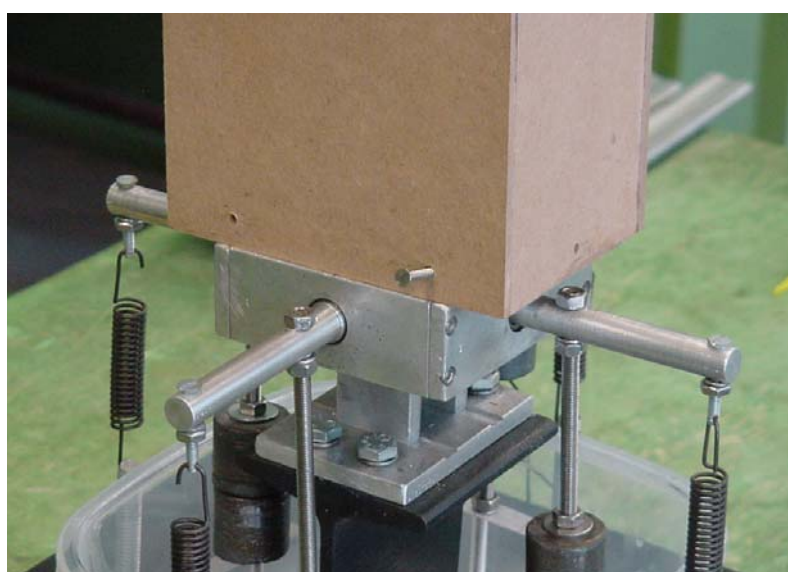


Figura 3.11 – Fixação da casca do modelo na base de madeira.

3.3 Cálculo da frequência

A equação a seguir, retirada de Thomson (1978), é utilizada na determinação da frequência de vibração de osciladores mecânicos, como vigas rotuladas em uma extremidade e livres na outra, e, portanto, pode ser usada para o cálculo da frequência de vibração, em cada direção, dos modelos a serem ensaiados:

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

Onde:

- f_m frequência de vibração do modelo em torno do eixo considerado [Hz];
- K_θ rigidez rotacional em torno do eixo considerado [Nm];
- Im_m momento de inércia de massa do modelo acoplado ao suporte flexível, em relação ao eixo considerado [kg m²].

K_θ pode ser determinada através da geometria do suporte flexível, mostrada na figura 3.12, na página seguinte, e da constante elástica K das molas utilizadas:

$$F = 0,1 \cdot \theta \cdot K \quad (3.2)$$

$$M_{em\ torno\ de\ O} = 2 \cdot F \cdot 0,1 = 0,02 \cdot \theta \cdot K \quad (3.3)$$

$$K_\theta = \frac{M_{em\ torno\ de\ O}}{\theta} = 0,02 \cdot K \quad (3.4)$$

Onde:

- F força [N];
- θ deslocamento angular [rad];
- K constante elástica das molas [N/m];

- $M_{em\ torno\ de\ O}$ momento em torno do eixo considerado [Nm].

E substituindo-se 3.4 em 3.1 tem-se:

$$f_m = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{0,02 \cdot K}{Im_m}} \quad (3.5)$$

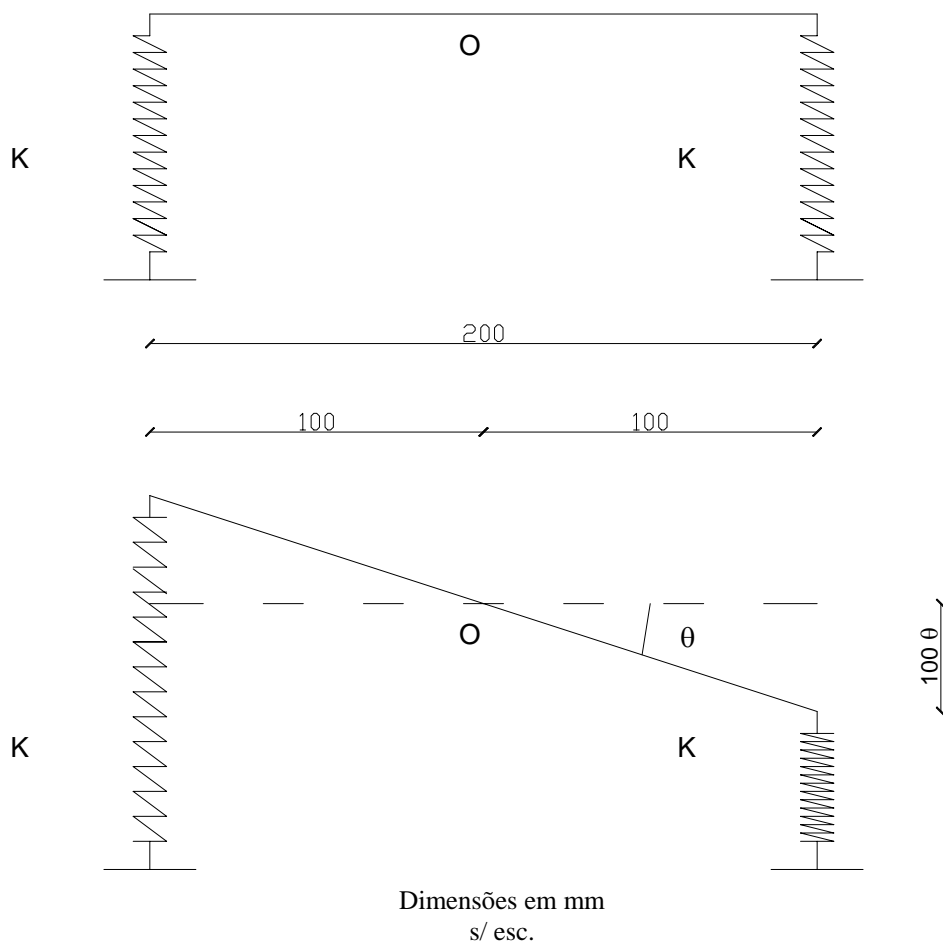


Figura 3.12 – Dedução da rigidez rotacional.

3.4 Determinação experimental do momento de inércia de massa do suporte

A determinação do momento de inércia de massa do suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes, sem amortecedores ou lastro de massas, foi feita de maneira experimental, através de medições da frequência de vibração do referido suporte quando submetido a cargas do tipo Delta de Dirac (impulso). O

processo de instrumentação e aquisição de dados será explicado mais adiante, no item 4.4. As frequências medidas foram:

- Em torno do eixo principal: 43,76Hz
- Em torno do eixo secundário: 42,76Hz

Sabendo-se que as molas utilizadas neste ensaio tinham uma constante elástica K igual a 1814N/m, pode-se utilizar a equação 3.5 para a determinação do momento de inércia de massa em torno de cada eixo. Os resultados alcançados são:

- Em torno do eixo principal: $4,799 \times 10^{-4} \text{kg m}^2$
- Em torno do eixo secundário: $5,026 \times 10^{-4} \text{kg m}^2$

3.5 Custo do suporte

A tabela 3.2 mostra o custo para construção do suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes:

Tabela 3.2– Custo de construção do suporte flexível para ensaios de modelos aeroelásticos equivalentes.

Descrição	Valor (R\$)
Acrílico (pás dos amortecedores)	10,00
Alumínio	50,39
Arruelas, parafusos e porcas	33,33
Mão de obra (usinagem)	230,00
Molas de tração (jogo com 4 molas)	38,64
Recipiente plástico para líquido viscoso dos amortecedores	6,50
Rolamentos *	181,22
Perfis de aço para adaptação à mesa de trabalho do túnel	62,00
T O T A L	612,08

* o valor informado no item rolamentos refere-se a oito unidades, pois dois rolamentos SKF modelo 61800ZZ apresentaram defeitos durante os testes e foram substituídos.

4 Verificação do funcionamento e validade dos resultados

Após a construção do suporte flexível, se fez necessário verificar o seu funcionamento e a validade dos resultados por ele obtidos. Essa verificação foi feita através de uma comparação entre os resultados obtidos na análise do comportamento dinâmico, em ensaios em túnel de vento, do modelo reduzido do edifício alto padrão, “CAARC Standard Tall Building”, com resultados apresentados por Melbourne (1980) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) para o mesmo edifício.

4.1 CAARC Standard Tall Building

4.1.1 Generalidades

Segundo Melbourne (1980), 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 prepararam uma especificação de um modelo padrão de edifício alto 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 usadas 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.

Até 1975, cinco centros de pesquisa realizaram medições no modelo do “CAARC Standard Tall Building”. Esses trabalhos foram avaliados por Melbourne, que fez uma comparação inicial dos resultados para discussão 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 publicou essa comparação em 1980, e ela será um dos parâmetros para verificação do equipamento proposto nesta dissertação.

4.1.2 Geometria do edifício

O “CAARC Standard Tall Building” tem formato especificado como sendo um prisma retangular com as seguintes dimensões: base com 30,00m por 45,00m e altura de 180,00m. O topo do edifício é horizontal, plano e sem parapeitos. As paredes externas também são planas, sem quaisquer detalhes geométricos. A figura 4.1 mostra a planta baixa e uma vista lateral do prédio.

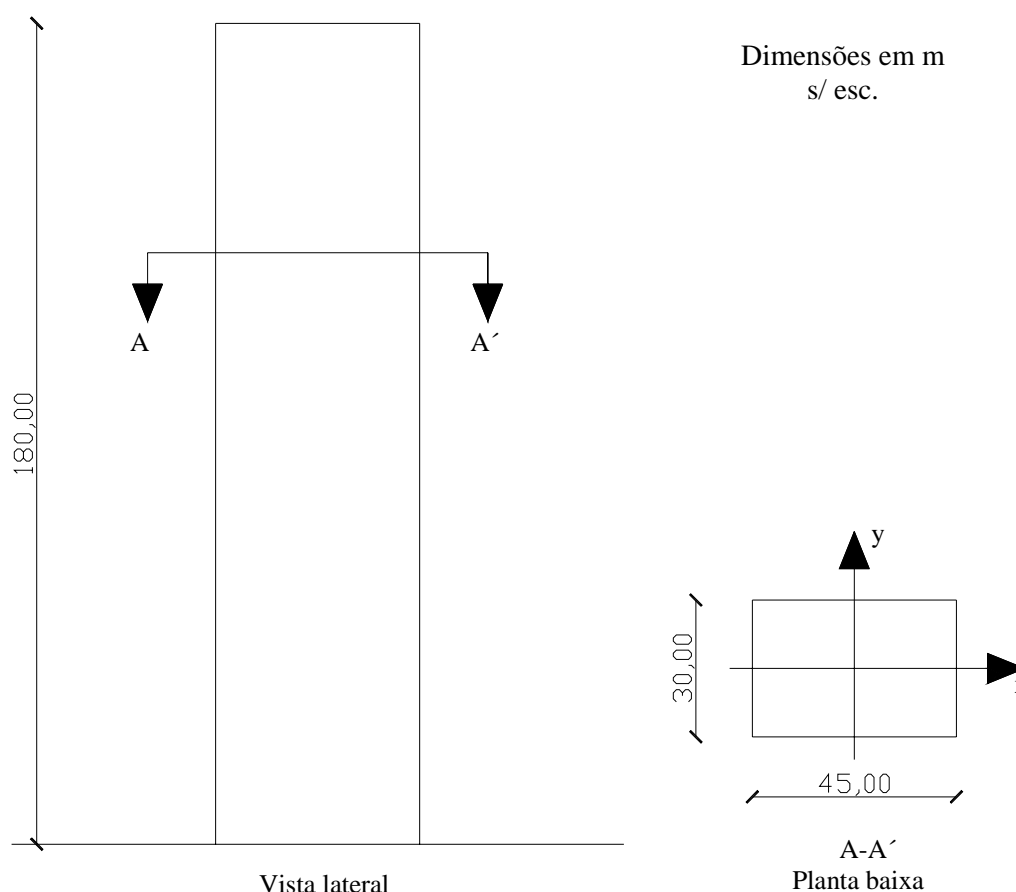


Figura 4.1 – Planta baixa e vista lateral do “CAARC Standard Tall Building”.

4.1.3 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/m³. O amortecimento estrutural, medido pela razão de amortecimento crítico, deve ser considerado 1%, para propósitos de comparação de resultados.

O fato de ter massa uniformemente distribuída torna muito fácil a determinação dos momentos de inércia de massa do prédio. Ele pode ser considerado um prisma retangular como o da figura 4.2, para o qual, segundo Beer e Johnston (1994), os momentos de inércia de massa em torno dos eixos x e y são dados pelas equações (4.1) e (4.2), respectivamente.

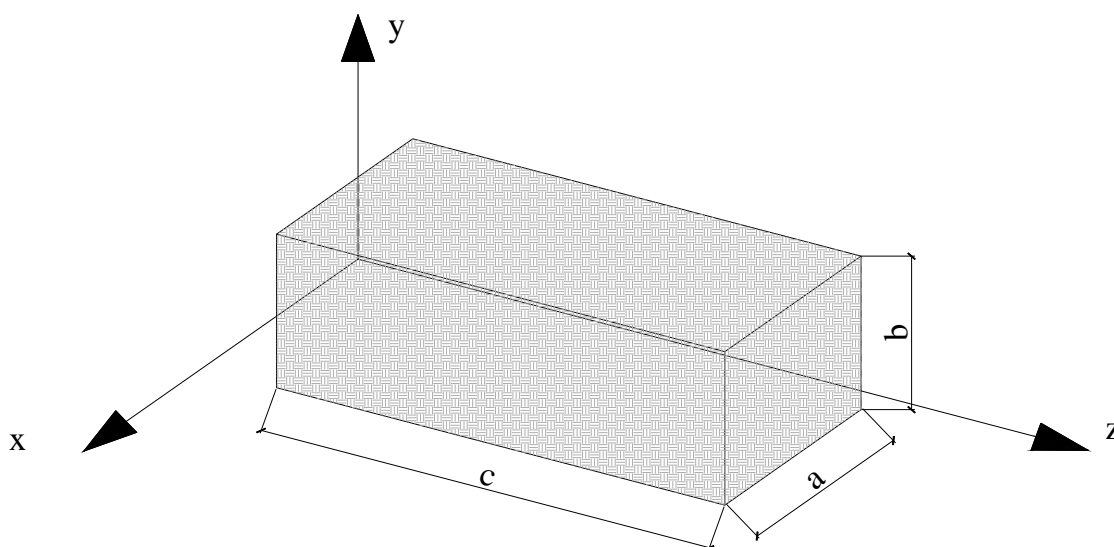


Figura 4.2 – Prisma retangular utilizado na determinação de momentos de inércia de massa.

$$Im_x = \frac{1}{12} m \cdot (b^2 + c^2) + m \cdot \left(\frac{c}{2}\right)^2 \quad (4.1)$$

$$Im_y = \frac{1}{12} m \cdot (a^2 + c^2) + m \cdot \left(\frac{c}{2}\right)^2 \quad (4.2)$$

Onde:

- Im_x momento de inércia de massa em relação ao eixo x [kg m²];
- Im_y momento de inércia de massa em relação ao eixo y [kg m²];
- m massa do prisma [kg].

Tendo-se que as dimensões a, b e c para o “CAARC Standard Tall Building” são 45,00m, 30,00m e 180,00m, respectivamente, e a distribuição de massa segue a taxa de 160kg/m³, pode-se então determinar a massa total:

$$m = a \cdot b \cdot c = 45 \text{ m} \cdot 30 \text{ m} \cdot 180 \text{ m} \cdot 160 \text{ kg/m}^3 = 38880000 \text{ kg} = 38880 \text{ t}$$

Substituindo-se esses valores nas equações (4.1) e (4.2) chega-se aos momentos de inércia de massa em torno de x e y:

$$Im_x = \frac{1}{12} 38880000 \text{ kg} \cdot [(30 \text{ m})^2 + (180 \text{ m})^2] + 38880000 \text{ kg} \cdot \left(\frac{180 \text{ m}}{2}\right)^2$$

$$\Rightarrow Im_x = 4228200000 \text{ kgm}^2 = 422820000 \text{ tm}^2$$

$$Im_y = \frac{1}{12} 38880000 \text{ kg} \cdot [(45 \text{ m})^2 + (180 \text{ m})^2] + 38880000 \text{ kg} \cdot \left(\frac{180 \text{ m}}{2}\right)^2$$

$$\Rightarrow Im_y = 4264650000 \text{ kgm}^2 = 426465000 \text{ tm}^2$$

4.2 Projeto do modelo

4.2.1 Correspondência de escala

A modelagem aeroelástica de uma estrutura deve respeitar uma série de relações de entre características geométricas e dinâmicas das estruturas protótipo e modelo. Essas relações são os chamados fatores de escala, a seguir alguns deles são comentados.

4.2.1.1 Escala de comprimento

O fator de escala de comprimento, dado pela equação (4.3), é a razão entre um comprimento do modelo e o seu correspondente no protótipo. No modelo construído foi utilizado um fator de escala de comprimento de 1:400.

$$\lambda_L = \frac{L_m}{L_p} \quad (4.3)$$

Onde:

- λ_L fator de escala de comprimento;
- L_m comprimento do modelo;
- L_p comprimento do protótipo.

4.2.1.2 Escala de massa

A escala de massa é determinada pela razão entre a massa do modelo e a do protótipo, 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:

- λ_m fator de escala de massa;
- m_m massa do modelo;
- m_p massa do protótipo;
- ρ_m massa específica do modelo;
- ρ_p massa específica do protótipo;
- λ_ρ fator de escala de massa específica.

De acordo com American Society of Civil Engineers (1980), a distribuição de massa de um modelo pode ser aproximada de muitas formas. Se a massa específica do ar no modelo é igual a do ar no protótipo, então, para manter uma relação constante das forças de inércia, a massa específica da estrutura do modelo deve ser igual a do protótipo, ou seja, λ_ρ deve ser igual a 1. Geralmente não é necessário manter a exata massa específica em todos os pontos do modelo. Para estruturas alteadas, como edifícios altos, é suficiente manter em escala a massa por unidade de comprimento, e a correta distribuição de massa pode ser substituída pela correta representação em escala do momento de inércia de massa sobre qualquer eixo que puder acontecer rotação.

Ainda segundo American Society of Civil Engineers (1980), para edifícios altos, o modo fundamental de vibração, formado pela combinação dos efeitos de corte e flexão, pode ser aproximado por uma linha reta. Em termos de modelagem aeroelástica não importa como este modo é alcançado. A maneira mais simples é usar um modelo rígido, com giro na base com rigidez regulada por molas. Usando esta aproximação não é necessário atingir a correta distribuição de massa específica, contanto que o momento de inércia de massa em torno da base seja o mesmo que seria obtido se fosse respeitado o fator de escala de massa.

A partir dessas exposições, a massa do modelo construído não foi reproduzida na escala correta, optou-se por representar apenas o momento de inércia de massa em escala.

4.2.1.3 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:

- λ_{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 1:102400000000000.

4.2.1.4 Escala de frequência

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

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

Onde:

- λ_f fator de escala de frequência;
- f_m frequência do modelo;
- f_p frequência do protótipo.

É fácil notar que a independência da escala de comprimentos torna livre a escolha da escala de frequências. Como a equação (3.5) mostra, a frequência do modelo depende do momento de inércia de massa do modelo, que deve ser representado em escala, e da constante elástica das molas utilizadas, de livre escolha. Molas mais rígidas determinam frequências mais altas.

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 foi determinado que a frequência do modelo nas duas direções deveria ser em torno de 7Hz.

Para tanto foram encomendadas molas à empresa TECNOMOLA, que devido a dificuldades de precisão no processo de fabricação podem ter uma variação de até 10% no valor da constante elástica encomendada. As molas foram entregues com constante elástica média de 3957 N/m. A figura 4.3 mostra o laudo de fabricação das molas.

Aplicando-se na equação (3.5) o valor da constante elástica média e os valores de momento de inércia de massa do protótipo calculados, devidamente multiplicados pelo fator de escala de momento de inércia de massa, tem-se os valores das frequências em torno dos eixos X e Y.




$$f_x = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{0,02 \cdot 3957}{0,041291}} = 6,9677 \text{ Hz}$$

$$f_y = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{0,02 \cdot 3957}{0,041647}} = 6,9379 \text{ Hz}$$

Assim sendo, aplicando-se a frequência do protótipo, f_p , igual a 0,2Hz, e as frequências em torno dos eixos X e Y, obtidas acima, respectivamente, na equação (4.6) encontra-se os fatores de escala de frequência em torno de cada eixo:

$$\lambda_{f_x} = \frac{6,9677}{0,2} = 34,84$$

$$\lambda_{fy} = \frac{6,9379}{0,2} = 34,69$$

 TECNOMOLA Indústria de Molas Ltda		RELATÓRIO DE INSPEÇÃO FINAL		EMPRESA CERTIFICADA ISO 9001 	
DADOS GERAIS					
CLIENTE:		RELAT. Nº: 11362/30.05.2003			
DESENHO: MOLA 1,30 X 10 X 50 FV.11362		NOTA FISCAL Nº: 34395			
		DATA ENTREGA: 30/05/2003			
ORDEM COMPRA: FONE		QUANTIDADE: 5.00 (PÇ)			
MATÉRIA-PRIMA					
PROCEDÊNCIA: BELGO BEKAERT ARAMES S.A					
DENOMINAÇÃO DO AÇO: DIN 17223/64 CL. C - IDENTIFICAÇÃO: CORRIDA: 945451					
DIMENSIONAL					
<i>CARACTERÍSTICA</i>		<i>ESPECIFICADO</i>		<i>ENCONTRADO</i>	
Diâmetro arame		1,30 mm		1,29 a 1,31	
Diâmetro externo		10,0 ± 0,2 mm		10,02 a 10,12	
Nº de espiras totais		10,25		10,25	
Altura livre int. ganchos		50,0 mm		49,95 a 50,28	
FÍSICO					
<i>CARACTERÍSTICA</i>		<i>ESPECIFICADO</i>		<i>ENCONTRADO</i>	
Constante elástica		0,44 Kgf/mm ±10%		0,400 a 0,407	
Tensão inicial		-- Kgf		0,26 a 0,35	
VISUAL					
SENTIDO DE ENROLAMENTO: Direita			TIPO DE MOLA: Tração		
ACABAMENTO: OLEADO			CÓDIGO INTERNO: GRE 1/4		
OBSERVAÇÃO: Deflexão máxima no limite elástico aproximadamente 12,5 mm					
RESPONSÁVEL: Benhur Rodrigues Da Silva					
Data: 30/05/2003					
					 Assinatura

GQ 014

Figura 4.3– Laudo de fabricação das molas utilizadas.

4.2.1.5 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:

- λ_T fator de escala de tempo.

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

$$\lambda_{T_x} = \frac{1}{34,84} = 0,0287$$

$$\lambda_{T_y} = \frac{1}{34,69} = 0,0288$$

4.2.1.6 Escala de velocidade

A razão entre a velocidade no modelo e a velocidade no protótipo define o fator de escala de velocidade:

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

Onde:

- λ_v fator de escala de velocidade;
- V_m velocidade no modelo;

- V_p velocidade no protótipo;
- t_m tempo no modelo;
- t_p tempo no protótipo.

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

$$\lambda_{v_x} = 0,0025 \times 34,84 = 0,0871$$

$$\lambda_{v_y} = 0,0025 \times 34,69 = 0,0867$$

4.2.1.7 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:

- λ_a fator de escala de aceleração.

Nota-se que o fator de escala de aceleração é igual ao fator de escala de velocidade multiplicado pelo fator de escala de frequência, então:

$$\lambda_{a_x} = 0,0025 \times 34,84^2 = 3,03$$

$$\lambda_{a_y} = 0,0025 \times 34,69^2 = 3,01$$

4.2.1.8 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:

- λ_F fator de escala de força;
- F_m força do modelo;
- F_p força do protótipo.

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

$$\lambda_{F_x} = 0,0025^4 \times 34,84^2 = 4,74\text{E} - 8$$

$$\lambda_{F_y} = 0,0025^4 \times 34,69^2 = 4,70\text{E} - 8$$

4.2.1.9 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:

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

Onde:

- λ_{M_f} fator de escala de momentos.

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

$$\lambda_{Mf_x} = 0,0025^5 \times 34,84^2 = 1,19E - 10$$

$$\lambda_{Mf_x} = 0,0025^5 \times 34,69^2 = 1,18E - 10$$

4.2.1.10 Escala de amortecimento

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

4.3 Modelo construído

O modelo utilizado foi construído na oficina do Laboratório de Aerodinâmica das Construções da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pelo Técnico Paulo Francisco Bueno. A “casca” do modelo é rígida, construída em chapas de MDF, com 3mm de espessura nas paredes externas, e 6mm de espessura no topo. Para fixação das chapas entre si, foi utilizada a cola comercial Super Bonder, do fabricante Loctite. O fundo do modelo, que é responsável pela fixação ao suporte flexível, é feito de chapa de compensado, com 15mm de espessura. Para fixação da casca ao fundo foram utilizados doze parafusos, três em cada 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 o momento de inércia de massa ultrapassasse o determinado pela correspondência de escala. O contrário não foi problema, pois o sistema de calibração do suporte flexível permite adicionar momento de inércia de massa ao modelo, através do lastro de massa.

Aplicando-se o fator de escala de comprimento, 1:400, nas dimensões do protótipo, chega-se às dimensões de 112,50mm por 75,00mm para a base do modelo, e 450mm para sua altura. A figura 4.4, a seguir, mostra esquematicamente as dimensões do modelo construído, e a figura 4.5 mostra uma fotografia do modelo.

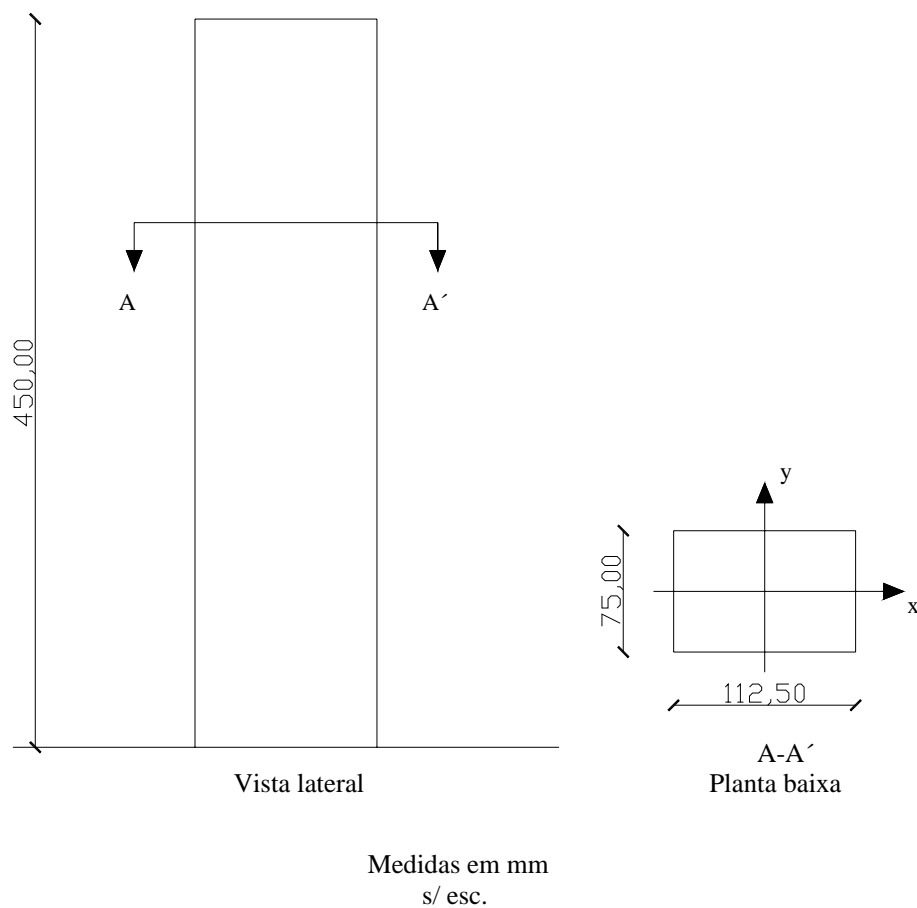


Figura 4.4 – Dimensões do modelo construído.

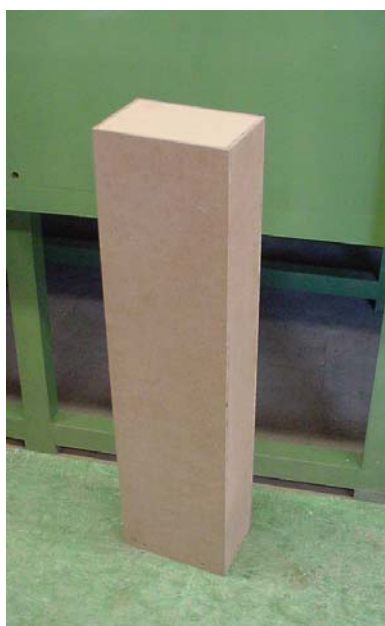


Figura 4.5 – Modelo do CAARC standard tall building.

4.4 Instrumentação do modelo e aquisição de dados

O modelo foi instrumentado com dois acelerômetros piezoelétricos, marca Brüel & Kjaer, fixados na base de madeira do modelo (base de fixação do modelo ao suporte flexível), cada um sobre a projeção de um dos eixos. Cada acelerômetro foi conectado a um amplificador de sinal, específico para este tipo de instrumento, também marca Brüel & Kjaer. Cada amplificador foi regulado para a sensibilidade de carga característica do acelerômetro ao qual estava ligado, 3,39pC/g e 3,22pC/g, e com uma escala de saída de sinal de 0,1V/g. Dos acelerômetros, o sinal elétrico passava por uma caixa de conexão para placa A/D, e desta, finalmente, a um microcomputador, equipado com placa de aquisição A/D.

Para a efetiva aquisição do sinal, foi utilizado um programa desenvolvido pelo Professor Marcelo Maia Rocha, no sistema de aquisição de dados HPVEE 3.2. Este programa permite a aquisição do sinal em dois canais (foram utilizados dois acelerômetros), com tempo de duração e taxa de aquisição (número de pontos por segundo) escolhidos pelo usuário. O programa também faz os gráficos do espectro de potência de frequência e da variação do sinal elétrico no tempo, além da gravação de um arquivo de dados.

A figura 4.6 mostra os equipamentos utilizados na instrumentação do modelo e aquisição de dados. Já a figura 4.7 mostra os acelerômetros piezoelétricos instalados na base do modelo.



Figura 4.6 – Equipamentos utilizados na instrumentação do modelo e aquisição de dados.

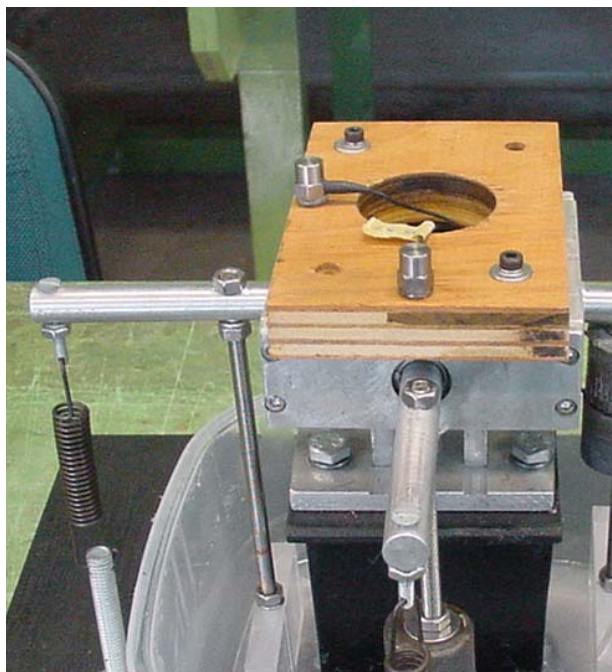


Figura 4.7 – Acelerômetros piezoelétricos fixados à base do modelo.

4.5 Ajuste da frequência e do amortecimento

Com o modelo devidamente preso ao suporte flexível, e devidamente instrumentado, iniciou-se o processo de ajuste da frequência de vibração. Fez-se esse ajuste através da regulagem do momento de inércia de massa do modelo, em torno de cada eixo, que por sua vez, foi feita com a adição de massas concentradas no lastro descrito anteriormente no item 3.1.

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 processo utilizado na medição da frequência de vibração foi o mesmo descrito no item 3.4, ou seja, foram aplicadas cargas do tipo Delta de Dirac (impulsos) na direção em que a frequência estava sendo medida. A frequência foi calculada pelo programa de aquisição de dados, já mencionado no item 4.4, através do espectro de potência. Foram realizadas cinco medições por direção, cada uma com tempo total de aquisição pelo programa de 16s, chegando-se ao valor de 6,937Hz em todas medições, para as duas direções.

Isso implica em um erro de 0,44% na frequência em torno do eixo X, e de 0,01% na frequência em torno do eixo Y. No que diz respeito ao momento de inércia de massa, o erro medido foi de 0,89% em torno de X, e 0,03% em torno de Y. Essas aproximações são consideradas razoáveis para um método experimental.

A figura 4.8 mostra uma tela do programa de aquisição com o espectro de potência. Nela é possível ver um marcador no pico da curva, cujas coordenadas aparecem na parte inferior da tela, e o valor no eixo das abscissas, ou seja, da frequência, é 6,937Hz.

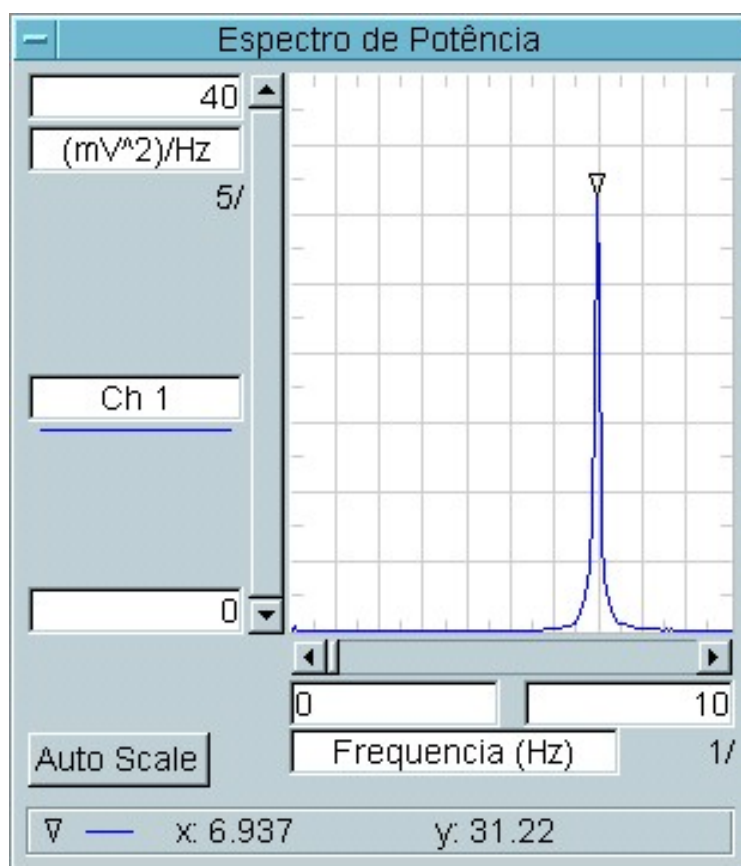


Figura 4.8 – Espectro de potência obtido no programa de aquisição.

Tendo-se a frequência e o momento de inércia de massa ajustados, partiu-se para a calibração do amortecimento do modelo. O processo realizado foi o mesmo descrito no item 3.1, ou seja, variou-se o número e as dimensões das pás de acrílico, em cada direção, bem como o nível do líquido viscoso, que neste experimento foi o detergente líquido neutro da marca Fontana.

A razão de amortecimento crítico foi calculada da seguinte maneira: aos arquivos de dados, gerados pelo programa de aquisição, foram aplicadas rotinas, desenvolvidas pelo Professor Marcelo Maia Rocha no programa comercial MatLab, que converteram o sinal gravado na variação da aceleração no tempo. Da curva de variação da aceleração no tempo selecionou-se os picos positivos, no programa Microsoft Excel, aos quais foi aproximada uma curva regida pela equação (4.12). Para aproximar a função foi utilizado o programa CurveExpert 1.3.

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

O coeficiente b , na equação anterior, representa o produto da razão de amortecimento crítico (ζ) pela frequência angular (ω_n), esta última igual a π vezes o dobro da frequência natural de vibração, 6,937Hz.

A exemplo da calibração da frequência, foram realizadas cinco medições por direção, também com a aplicação de uma carga do tipo Delta de Dirac e tempo de aquisição pelo programa de 16s. A tabela 4.1 mostra as razões de amortecimento crítico medidas.

Tabela 4.1– Determinação da razão de amortecimento crítico

Em torno de X		Em torno de Y	
b	ζ (%)	b	ζ (%)
0,440081353	1,01	0,421293100	0,97
0,438112200	1,01	0,426145600	0,98
0,433208250	0,99	0,424562070	0,97
0,454830100	1,04	0,426192780	0,98
0,420990630	0,97	0,420851620	0,97
M é d i a	1,004	M é d i a	0,974

Os valores alcançados são considerados razoáveis, uma vez que o erro calculado em relação à razão de amortecimento crítico de 1% foi de 0,4% em torno do eixo X, e de 2,6% em torno de Y.

As figuras 4.9 e 4.10 mostram telas do programa de aquisição com a variação do sinal elétrico no tempo, para excitações em torno dos eixos X e Y, respectivamente. Nas duas, a curva superior, correspondente ao canal 2, representa a resposta em torno de X, enquanto que a curva inferior, correspondente ao canal 1, representa a resposta em torno de Y. Nessas telas é possível verificar o baixo índice de acoplamento dos movimentos, visto que quando uma direção é excitada, a variação do sinal na outra é muito pequena.

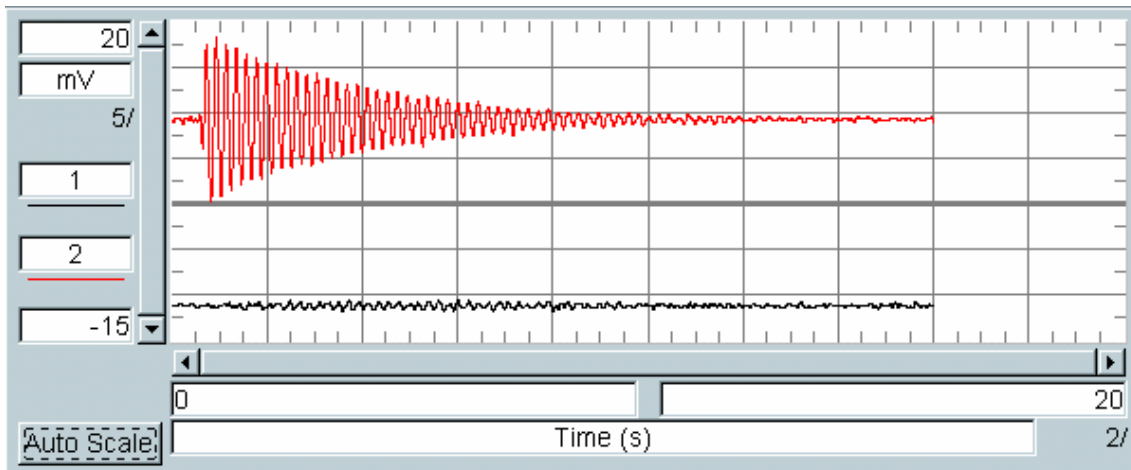


Figura 4.9 – Variação do sinal elétrico para excitação em torno de X.

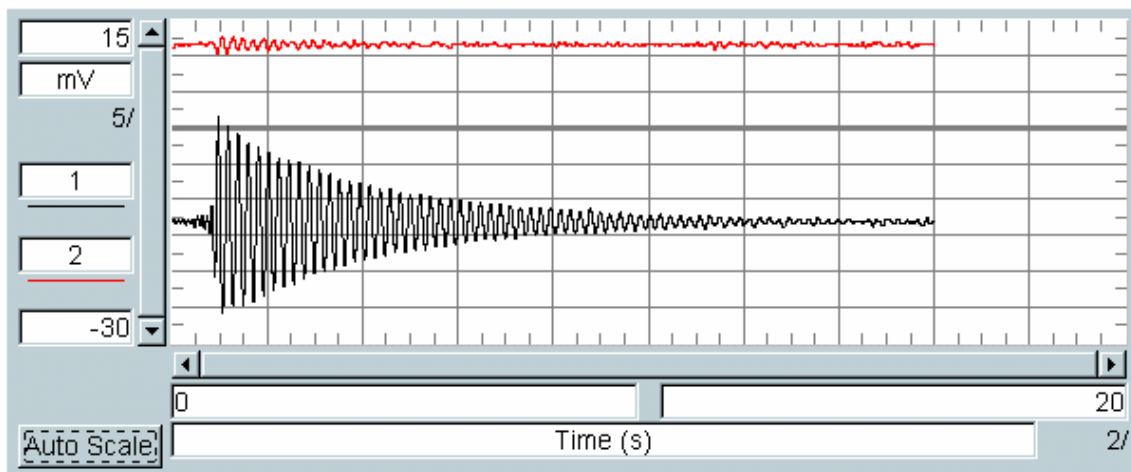


Figura 4.10 - Variação do sinal elétrico para excitação em torno de Y.

A figura 4.11 mostra uma tela do programa CurveExpert 1.3, com a aproximação da curva de amortecimento para uma das medidas realizadas em torno do eixo X. Pode-se ver o bom fator de correlação da curva, igual a 0,99846542.

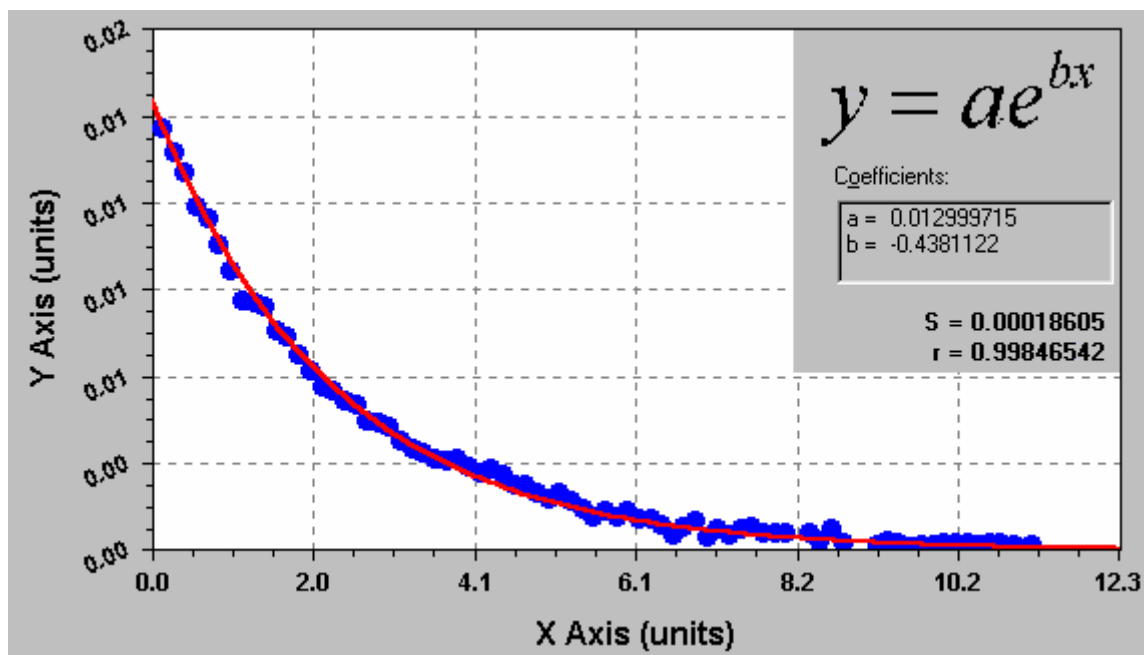


Figura 4.11 – Tela do programa CurveExpert 1.3 com aproximação da curva de amortecimento do modelo em torno do eixo X.

4.6 Fatores de escala corrigidos

Como a frequência determinada experimentalmente não foi exatamente igual à teórica, os fatores de escala precisam sofrer pequenas correções. A tabela 4.2 mostra, resumidamente, os fatores de escala com os valores experimentais.

Tabela 4.2 – Fatores de escala.

Parâmetro	Escala	Valor
Comprimento	$\lambda_L = \frac{L_m}{L_p}$	0,0025
Momento de inércia de massa	$\lambda_{I_m} = \lambda_p \lambda_L^5$	9,77E-14
Frequência	$\lambda_f = \frac{f_m}{f_p}$	34,6850
Tempo	$\lambda_T = \frac{1}{\lambda_f}$	0,0288
Velocidade	$\lambda_v = \lambda_L \cdot \lambda_f$	0,0867

Tabela 4.2 – continuação.

Parâmetro	Escala	Valor
Aceleração	$\lambda_a = \lambda_L \cdot \lambda_f^2$	3,0076
Força	$\lambda_F = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^4 \cdot \lambda_f^2$	4,70E-8
Momento fletor	$\lambda_{Mf} = \lambda_\rho \cdot \lambda_L^5 \cdot \lambda_f^2$	1,17E-10

5 Ensaio em túnel de vento

5.1 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, mostrado na figura 5.1. Trata-se de um túnel de vento de camada limite tipo Prandtl, ou seja, de circuito fechado, projetado especificamente para desenvolver estudos de efeitos estáticos e dinâmicos sobre modelos de construções civis em geral. Este túnel permite a simulação das principais características de ventos naturais. Sua câmara principal de ensaios tem relação *comprimento / altura* igual a 10,3, 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 42 m/s. As hélices do ventilador são acionadas por um motor elétrico de 100 HP e a velocidade do escoamento é controlada manualmente através de aletas radiais metálicas que obstruem a passagem do ar.



Figura 5.1 – Túnel de vento *Prof. Joaquim Blessmann*

O Túnel de Vento *Prof. Joaquim Blessmann* dispõe atualmente de quatro mesas giratórias para fixação de modelos, tanto para ensaios estáticos como dinâmicos. 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 de grande alteamento, 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.

A figura 5.2 mostra a localização das mesas de ensaios, bem como outras características físicas do túnel de vento. Maiores detalhes e outras informações sobre o túnel de vento podem ser encontrados em Blessmann (1982, 1990).

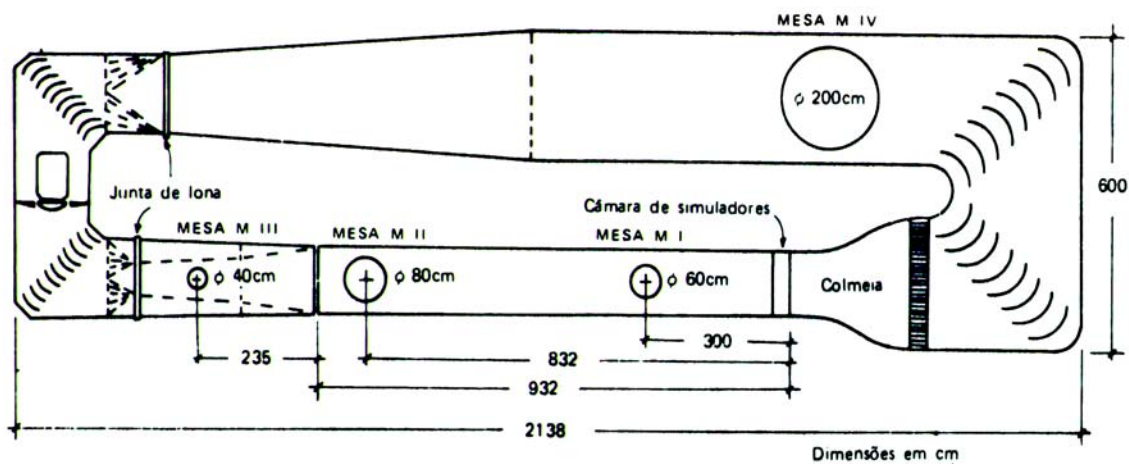


Figura 5.2 – Circuito aerodinâmico do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann.

5.2 Simulação do vento natural

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, era tal que pôde ser descrito por uma lei potencial do tipo da equação (5.1), retirada de Blessmann (1995). Este perfil foi obtido com a colocação dos elementos de rugosidade, mostrados na figura 5.3, no piso da seção de trabalho. O valor obtido para o expoente p da equação (5.1) foi 0,19, que corresponde à categoria III da Norma Brasileira NBR-6123, ou seja, a um terreno plano ou ondulado com poucos obstáculos.

$$\frac{V(z)}{V_{ref}} = \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^p \quad (5.1)$$

Onde:

- $V(z)$ velocidade média na altura z ;
- V_{ref} velocidade média de referência na altura z_{ref} ;
- z_{ref} cota de referência, tomada como 450mm a partir do piso do túnel;

- z cota vertical, medida a partir do piso do túnel;
- p expoente da curva de potência.



Figura 5.3 – Elementos de rugosidade para $p = 0,19$.

Para simulação da turbulência atmosférica foram utilizados os elementos geradores de turbulência mostrados na figura 5.4, que foram colocados na câmara de simuladores.



Figura 5.4 – Elementos geradores de turbulência.

As figuras 5.5, 5.6, e 5.7 mostram as principais características do vento simulado, sendo, respectivamente: 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); intensidade (I_1) da componente longitudinal da turbulência, que no nível do topo do modelo, 450mm, é de aproximadamente 4,6%; o espectro de potência da componente longitudinal da turbulência.

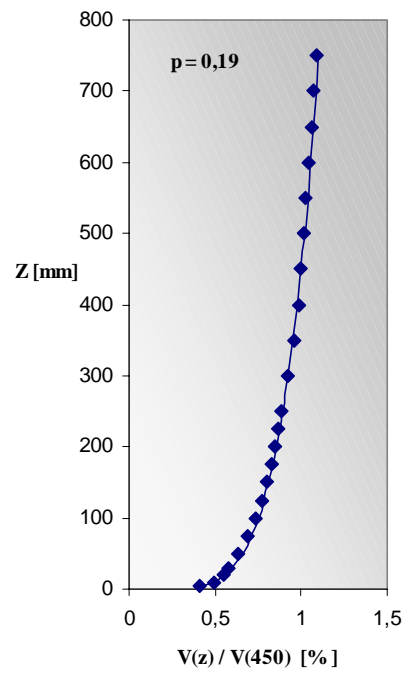


Figura 5.5 – Perfil vertical de velocidades médias.

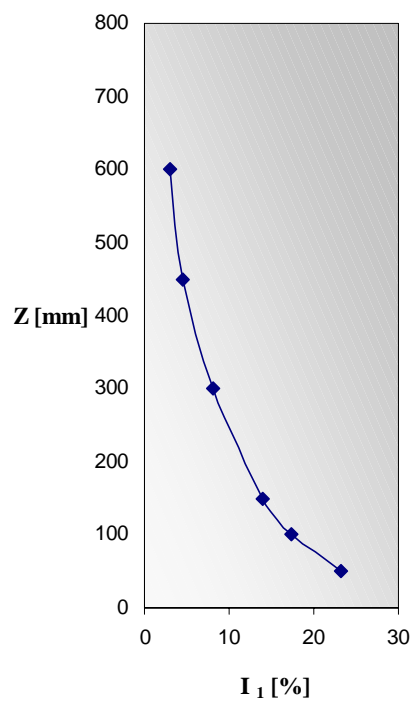


Figura 5.6 - Intensidade da componente longitudinal da turbulência.

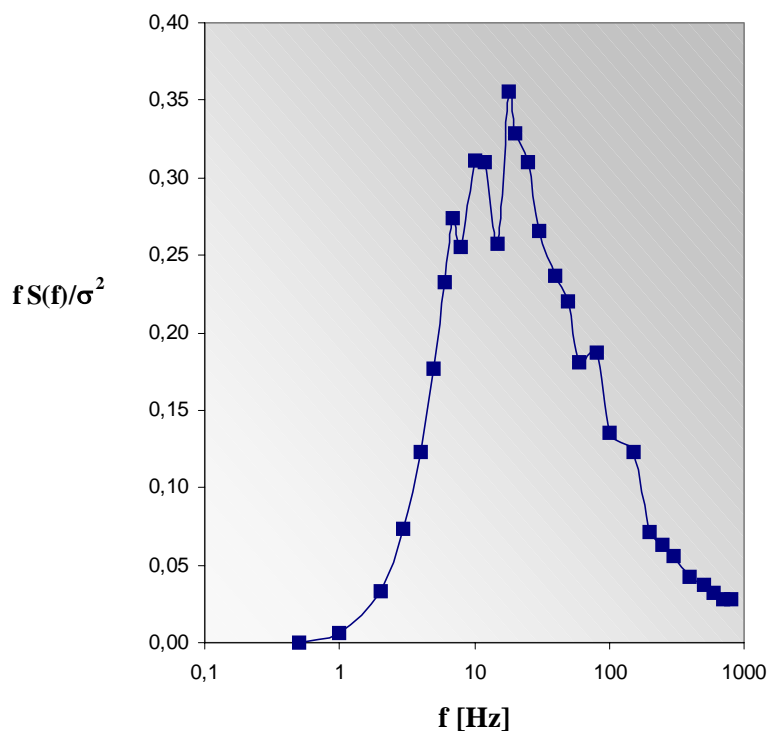


Figura 5.7 - Espectro de potência da componente longitudinal da turbulência.

Durante a realização dos ensaios, a determinação da velocidade do escoamento foi feita de maneira indireta, através da diferença de pressão estática, Δpa , medida entre dois anéis piezométricos posicionados nos extremos do convergente, situado na entrada da seção principal de trabalho. A leitura desta medida foi feita em um micromanômetro à água tipo Betz, devidamente conectado aos anéis piezométricos.

Para cada valor de Δpa utilizado no ensaio foram previamente determinadas as pressões dinâmicas do escoamento a cada 5cm de altura, no eixo vertical em que viria a ser instalado o modelo. Nessas medições foram utilizados dois micromanômetros de Betz, um, já mencionado, ligado aos anéis piezométricos, e o outro ligado a um tubo de Pitot-Prandtl, com o qual a pressão dinâmica do escoamento foi medida. A figura 5.8 mostra o uso do tubo de Pitot-Prandtl na determinação das pressões dinâmicas.

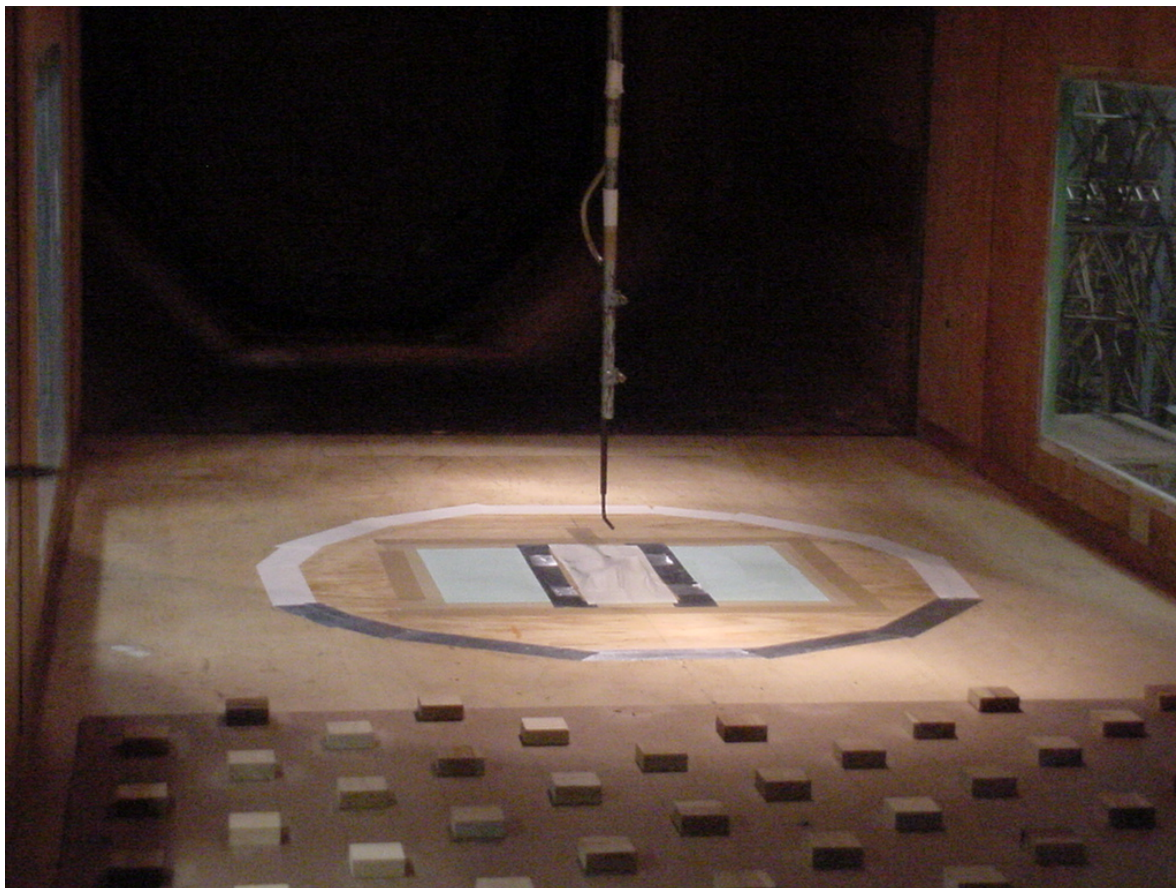


Figura 5.8 – Tubo de Pitot-Prandtl.

Então, como para cada valor de Δp_a utilizado nos ensaios tinha-se um valor de pressão dinâmica associado, bastava utilizar a equação (5.2) para determinar a velocidade do escoamento:

$$V = \sqrt{\frac{2 \cdot q(z)}{\rho_{ar}}} \quad (5.2)$$

Onde:

- V velocidade média do escoamento [m/s];
- $q(z)$ pressão dinâmica do escoamento na cota z [N/m²];
- ρ_{ar} massa específica do ar [kg/m³], dada pela equação (5.3).

$$\rho_{ar} = \frac{T_0}{T} \cdot \frac{P}{P_0} \cdot \rho_0 \quad (5.3)$$

Onde:

- T_0 288,2K;
- T temperatura dentro da seção de trabalho [K];
- P pressão atmosférica no momento do ensaio [mmHg];
- P_0 760mmHg;
- ρ_0 1,2249N s²/m⁴.

Portanto, a equação (5.2) pode ser reescrita como:

$$V = \sqrt{\frac{4,3058 \cdot q(z) \cdot T}{P}} \quad (5.4)$$

5.3 Procedimentos dos ensaios

Os ensaios foram realizados com o modelo instalado em duas posições diferentes. Na primeira, neste trabalho referenciada como vento a 0°, a face de maior área foi posicionada de modo a formar um ângulo reto com a direção do escoamento, ou seja, com o eixo Y paralelo ao vento. Nesta posição, as dimensões do modelo e da seção de trabalho implicaram numa razão de bloqueio de 4,33%. Na segunda posição, referenciada como vento a 90°, a face de menor área foi posicionada perpendicularmente a direção do escoamento, ou seja, com o eixo X paralelo ao vento. Isso levou a uma razão de bloqueio de 2,88%. Segundo Isyumov (1982) são necessárias correções nos resultados obtidos se a razão de bloqueio da seção do túnel ultrapassar 5%, o que não aconteceu. A figura 5.9 mostra esquematicamente as posições dos ensaios, e na figura 5.10 é mostrado o modelo pronto para ensaio.

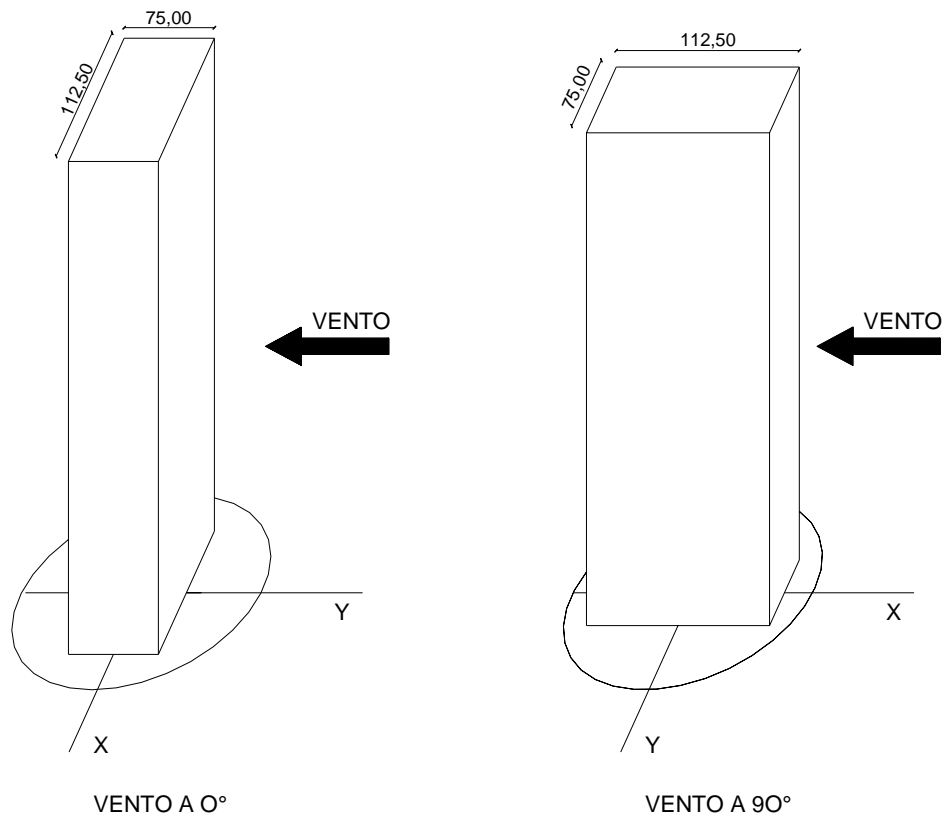


Figura 5.9 – Posições do modelo durante os ensaios.



Figura 5.10 – Modelo pronto para ensaio.

Com o modelo devidamente instrumentado e posicionado sobre a mesa M-II, deu-se início aos ensaios. Foram testadas dezoito velocidades para vento incidindo a 0° , variando de 1,9 a 12,7m/s dentro do túnel. Para vento a 90° foram ensaiadas dezessete velocidades, sendo a mais baixa de 1,9m/s e a mais alta de 11,2m/s.

Na aquisição dos dados, feita como descrito anteriormente, no item 4.4, foi utilizada uma taxa de 1024 pontos por segundo, e intervalos de leitura de 64s. A temperatura do interior da seção de trabalho e a pressão atmosférica foram anotadas em uma planilha específica, pois não eram adquiridas pelo microcomputador. A figura 5.11 mostra uma fotografia dos equipamentos utilizados no ensaio.



Figura 5.11 – Equipamentos utilizados durante os ensaios.

Os arquivos de dados, gravados pelo programa de aquisição, foram submetidos a rotinas desenvolvidas pelo Professor Marcelo Maia Rocha, no programa MatLab, com os seguintes objetivos:

- transformar o registro do sinal elétrico no tempo gravado na variação da aceleração do centro sísmico de cada acelerômetro no tempo, como mencionado anteriormente no item 4.5;
- com base no registro temporal da aceleração do centro sísmico de cada acelerômetro, determinar a variação da aceleração do topo do modelo em função do tempo;
- integrar, uma vez a curva da aceleração no topo do modelo em função do tempo para chegar a variação da velocidade, em torno da média, no topo do modelo no tempo, e duas vezes para definir o registro temporal flutuante do deslocamento no topo do prédio.

A relação entre a aceleração do centro sísmico de cada acelerômetro e a aceleração do topo do modelo foi definida com base no fato de que os movimentos que o conjunto realiza em torno dos eixos são circulares, portanto as trajetórias descritas pelos acelerômetros e pelo topo do modelo são concêntricas. Então, é válido utilizar a equação (5.5), que relaciona essas acelerações em função da razão entre os raios de suas trajetórias. A figura 5.12 mostra esquematicamente o que foi explicado.

$$a_t = \frac{(R_t - 14,25)}{R_a \cdot \cos \alpha} \times a_a \quad (5.5)$$

Onde:

- a_t aceleração do topo do modelo;
- a_a aceleração do centro sísmico do acelerômetro;
- R_t distância do topo do modelo ao centro do eixo em mm;
- R_a distância do centro sísmico do acelerômetro ao centro do eixo em mm.

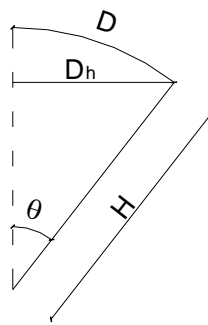


Figura 5.13 –Determinação da parcela horizontal do deslocamento no topo do modelo.

$$\theta = \frac{D}{H} \quad (5.6)$$

$$D_h = H \times \text{sen} \theta \quad (5.7)$$

6 Apresentação e discussão dos resultados

Após a realização dos ensaios, os dados adquiridos foram processados e tratados de modo a poderem ser apresentados na forma de gráficos, nos quais foi feita uma comparação dos resultados obtidos com os atingidos por Melbourne (1980) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) para o mesmo prédio.

Foram comparados os resultados obtidos para os deslocamentos horizontais rms, nas direções longitudinal e transversal ao vento incidente, nas duas posições de ensaio, ou seja, com vento incidindo a 0° e a 90° , conforme definido no item 5.3. O termo rms, do inglês “root mean square”, refere-se à média quadrática, que é a raiz quadrada positiva do valor quadrático médio. Neste estudo, como são estudadas apenas as flutuações em torno da média das grandezas analisadas, a média quadrática coincide com o desvio padrão.

Ressalvas devem ser feitas quanto às condições dos ensaios realizados nesses três trabalhos. Como já foi mencionado anteriormente, o vento simulado nos experimentos tinha perfil vertical de velocidades com expoente p da lei potencial igual a 0,19. Melbourne (1980) utilizou um vento simulado com p igual a 0,28, ao passo que Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) usaram 0,15. Quanto à intensidade de turbulência longitudinal no topo do modelo, Melbourne (1980) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) utilizaram 10%, enquanto que neste trabalho foi usado 4,6%.

A seguir são expostas planilhas contendo os resultados dos ensaios. São apresentados, para cada ensaio, a velocidade média, velocidade reduzida, que é igual à velocidade média do ensaio dividida pelo produto da frequência do modelo pela maior dimensão horizontal deste, deslocamentos angulares máximo e rms, deslocamentos horizontais máximo e rms no topo do modelo, e o deslocamento horizontal rms no topo do modelo normalizado pela dimensão do modelo na direção em que ocorre o deslocamento. As tabelas 6.1 e 6.2 mostram os resultados obtidos nas direções longitudinal e transversal ao vento, respectivamente, para o vento incidindo na face mais larga do modelo, ou seja, a 0° . As tabelas 6.3 e 6.4, também mostram os resultados

obtidos nas direções longitudinal e transversal ao vento, respectivamente, só que para o vento incidindo na face mais estreita do modelo, ou seja, vento a 90°.

Tabela 6.1 – Resposta longitudinal para vento a 0°.

Velocidade média no túnel V_m (m/s)	Velocidade reduzida $\frac{V_m}{f_0 \times 0,1125}$	Deslocamento angular (°)		Deslocamento horizontal (mm)		Deslocamento horizontal rms normalizado $\frac{D_{h\ rms}}{H}$	Fator de pico (2)/(1)
		rms	máximo	rms (1)	máximo (2)		
1,9	2,4	0,0109	0,0466	0,0860	0,3659	0,00115	4,25
2,5	3,1	0,0117	0,0399	0,0917	0,3131	0,00122	3,41
2,8	3,6	0,0133	0,0483	0,1043	0,3797	0,00139	3,64
3,5	4,4	0,0183	0,0591	0,1439	0,4641	0,00192	3,23
4,0	5,1	0,0235	0,0851	0,1843	0,6683	0,00246	3,63
4,3	5,6	0,0365	0,1220	0,2870	0,9582	0,00383	3,34
4,7	6,1	0,0471	0,1370	0,3697	1,0760	0,00493	2,91
5,1	6,6	0,0473	0,1772	0,3715	1,3920	0,00495	3,75
5,4	6,9	0,0503	0,2003	0,3947	1,5729	0,00526	3,99
5,7	7,3	0,0625	0,2136	0,4909	1,6775	0,00655	3,42
6,3	8,1	0,0778	0,3115	0,6107	2,4463	0,00814	4,01
6,9	8,8	0,0881	0,4189	0,6919	3,2901	0,00923	4,76
7,2	9,2	0,1646	0,5115	1,2929	4,0173	0,01723	3,11
7,7	9,8	1,8221	3,0755	14,3085	24,1430	0,19078	1,69
8,3	10,6	1,8815	3,4379	14,7746	26,9853	0,19700	1,83
10,0	12,8	0,5927	1,9340	4,6552	15,1864	0,06270	3,26
11,2	14,4	0,6098	1,8789	4,7890	14,7540	0,06385	3,08
12,7	16,3	0,6368	1,9015	5,0010	14,9318	0,06668	2,99

Tabela 6.2 – Resposta transversal para vento a 0°.

Velocidade média no túnel V_m (m/s)	Velocidade reduzida $\frac{V_m}{f_0 \times 0,1125}$	Deslocamento angular (°)		Deslocamento horizontal (mm)		Deslocamento horizontal rms normalizado $\frac{D_{h\ rms}}{H}$	Fator de pico (2)/(1)
		rms	máximo	rms (1)	máximo (2)		
1,9	2,4	0,0101	0,0359	0,0860	0,3659	0,00070	3,57
2,5	3,1	0,0120	0,0414	0,0917	0,3131	0,00084	3,43
2,8	3,6	0,0145	0,0511	0,1043	0,3797	0,00101	3,53
3,5	4,4	0,0222	0,0771	0,1439	0,4641	0,00155	3,48
4,0	5,1	0,0272	0,1021	0,1843	0,6683	0,00190	3,75
4,3	5,6	0,0450	0,1523	0,2870	0,9582	0,00314	3,38
4,7	6,1	0,0694	0,2059	0,3697	1,0760	0,00484	2,97
5,1	6,6	0,0752	0,2265	0,3715	1,3920	0,00525	3,01
5,4	6,9	0,0881	0,2927	0,3947	1,5729	0,00615	3,32
5,7	7,3	0,1173	0,3692	0,4909	1,6775	0,00819	3,15
6,3	8,1	0,1823	0,5381	0,6107	2,4463	0,01272	2,95
6,9	8,8	0,4039	1,1150	0,6919	3,2901	0,02820	2,76
7,2	9,2	1,2753	2,6359	1,2929	4,0173	0,08902	2,07
7,7	9,8	3,4354	5,7215	14,3085	24,1430	0,23969	1,67
8,3	10,6	3,6644	6,0102	14,7746	26,9853	0,25565	1,64
10,0	12,8	1,0345	3,8449	4,6552	15,1864	0,07222	3,72
11,2	14,4	0,9615	2,9037	4,7890	14,7540	0,06712	3,02
12,7	16,3	0,9017	2,2980	5,0010	14,9318	0,06295	2,55

Tabela 6.3 – Resposta longitudinal para vento a 90°.

Velocidade média no túnel V_m (m/s)	Velocidade reduzida $\frac{V_m}{f_0 \times 0,1125}$	Deslocamento angular (°)		Deslocamento horizontal (mm)		Deslocamento horizontal rms normalizado $\frac{D_{h\ rms}}{H}$	Fator de pico (2)/(1)
		rms	máximo	rms (1)	máximo (2)		
1,9	2,4	0,0103	0,0375	0,0811	0,2949	0,00072	3,64
2,5	3,1	0,0122	0,0436	0,0959	0,3427	0,00085	3,57
2,8	3,6	0,0150	0,0504	0,1175	0,3957	0,00104	3,37
3,5	4,4	0,0137	0,0571	0,1079	0,4482	0,00096	4,15
4,0	5,1	0,0186	0,0636	0,1462	0,4993	0,00130	3,42
4,3	5,6	0,0243	0,0818	0,1905	0,6421	0,00169	3,37
4,7	6,1	0,0270	0,1036	0,2119	0,8136	0,00188	3,84
5,1	6,6	0,0313	0,1022	0,2459	0,8024	0,00219	3,26
5,4	6,9	0,0357	0,1153	0,2801	0,9059	0,00249	3,23
5,7	7,3	0,0426	0,1524	0,3346	1,1970	0,00297	3,58
6,3	8,1	0,0572	0,2193	0,4489	1,7225	0,00399	3,84
6,9	8,8	0,0691	0,2797	0,5428	2,1968	0,00482	4,05
7,2	9,2	0,0697	0,2213	0,5476	1,7381	0,00487	3,17
7,7	9,8	0,0813	0,2816	0,6382	2,2114	0,00567	3,47
8,3	10,6	0,0986	0,3217	0,7746	2,5264	0,00689	3,26
10,0	12,8	0,1562	0,5952	1,2267	4,6742	0,01090	3,81
11,2	14,4	0,2017	0,7423	1,5844	5,8297	0,01408	3,68

Tabela 6.4 – Resposta transversal para vento a 90°.

Velocidade média no túnel V_m (m/s)	Velocidade reduzida $\frac{V_m}{f_0 \times 0,1125}$	Deslocamento angular (°)		Deslocamento horizontal (mm)		Deslocamento horizontal rms normalizado $\frac{D_{h\ rms}}{H}$	Fator de pico (2)/(1)
		rms	máximo	rms (1)	máximo (2)		
1,9	2,4	0,0116	0,0421	0,0909	0,3307	0,00121	3,64
2,5	3,1	0,0126	0,0408	0,0989	0,3203	0,00132	3,24
2,8	3,6	0,0162	0,0566	0,1271	0,4449	0,00169	3,50
3,5	4,4	0,0246	0,0864	0,1932	0,6787	0,00258	3,51
4,0	5,1	0,0313	0,0985	0,2458	0,7740	0,00328	3,15
4,3	5,6	0,0458	0,1689	0,3596	1,3264	0,00479	3,69
4,7	6,1	0,0532	0,1690	0,4175	1,3272	0,00557	3,18
5,1	6,6	0,0843	0,2861	0,6620	2,2471	0,00883	3,39
5,4	6,9	0,1214	0,4424	0,9537	3,4743	0,01272	3,64
5,7	7,3	0,1269	0,3972	0,9965	3,1197	0,01329	3,13
6,3	8,1	0,2032	0,6760	1,5956	5,3088	0,02127	3,33
6,9	8,8	0,2699	0,8687	2,1200	6,8223	0,02827	3,22
7,2	9,2	0,3113	0,9757	2,4447	7,6629	0,03260	3,13
7,7	9,8	0,4364	1,2280	3,4278	9,6439	0,04570	2,81
8,3	10,6	0,4827	1,6891	3,7914	13,2646	0,05055	3,50
10,0	12,8	0,7933	2,1206	6,2304	16,6515	0,08307	2,67
11,2	14,4	0,9834	3,1004	7,7234	24,3388	0,10298	3,15

A seguir são mostrados os gráficos com a comparação dos resultados obtidos neste trabalho com os de Melbourne (1980), e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), este último com a utilização da base BHA e de outra do tipo “stick”. Os gráficos apresentam o deslocamento horizontal rms no eixo das ordenadas e a velocidade reduzida no eixo das abscissas.

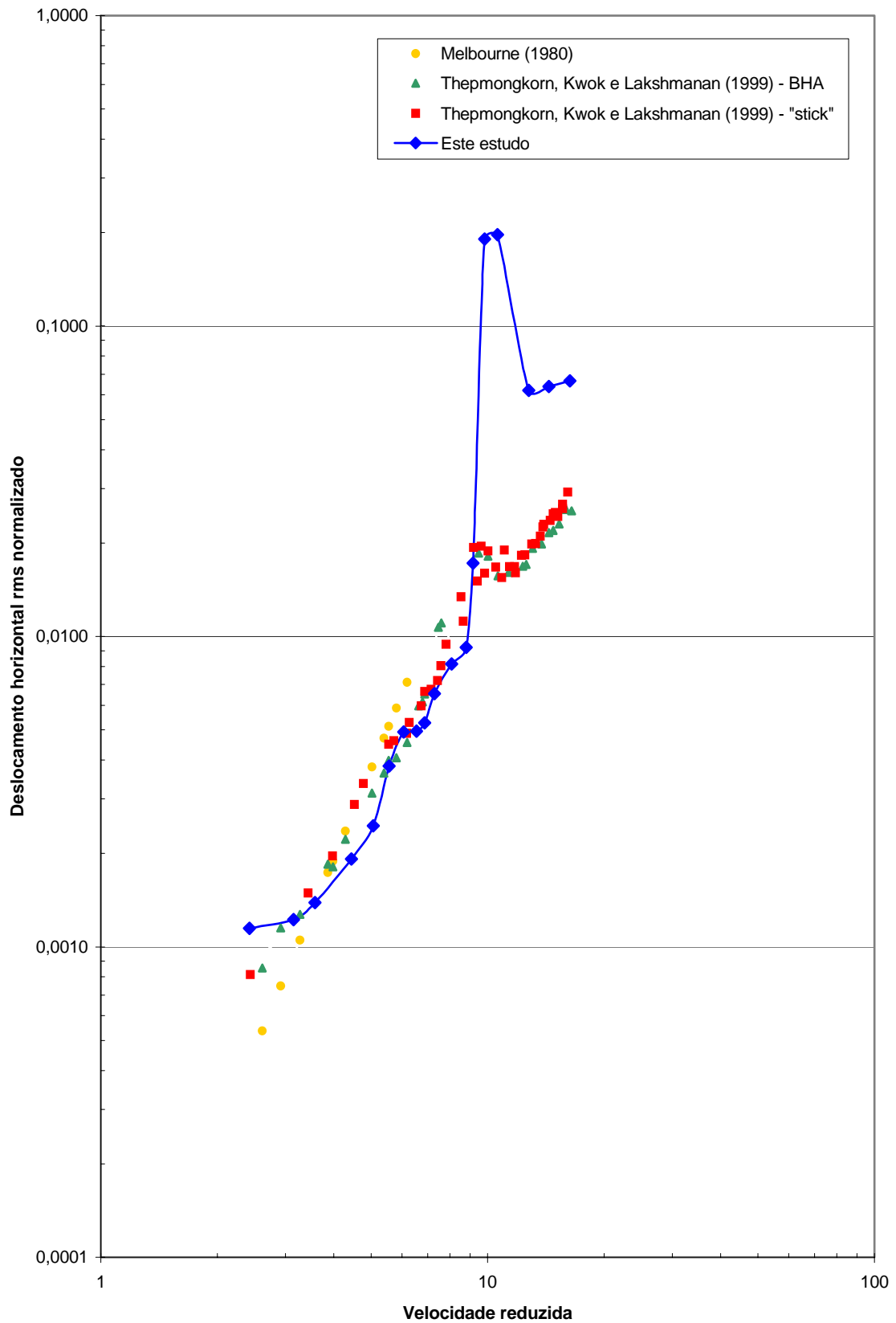


Figura 6.1 – Resposta longitudinal rms para vento a 0°.

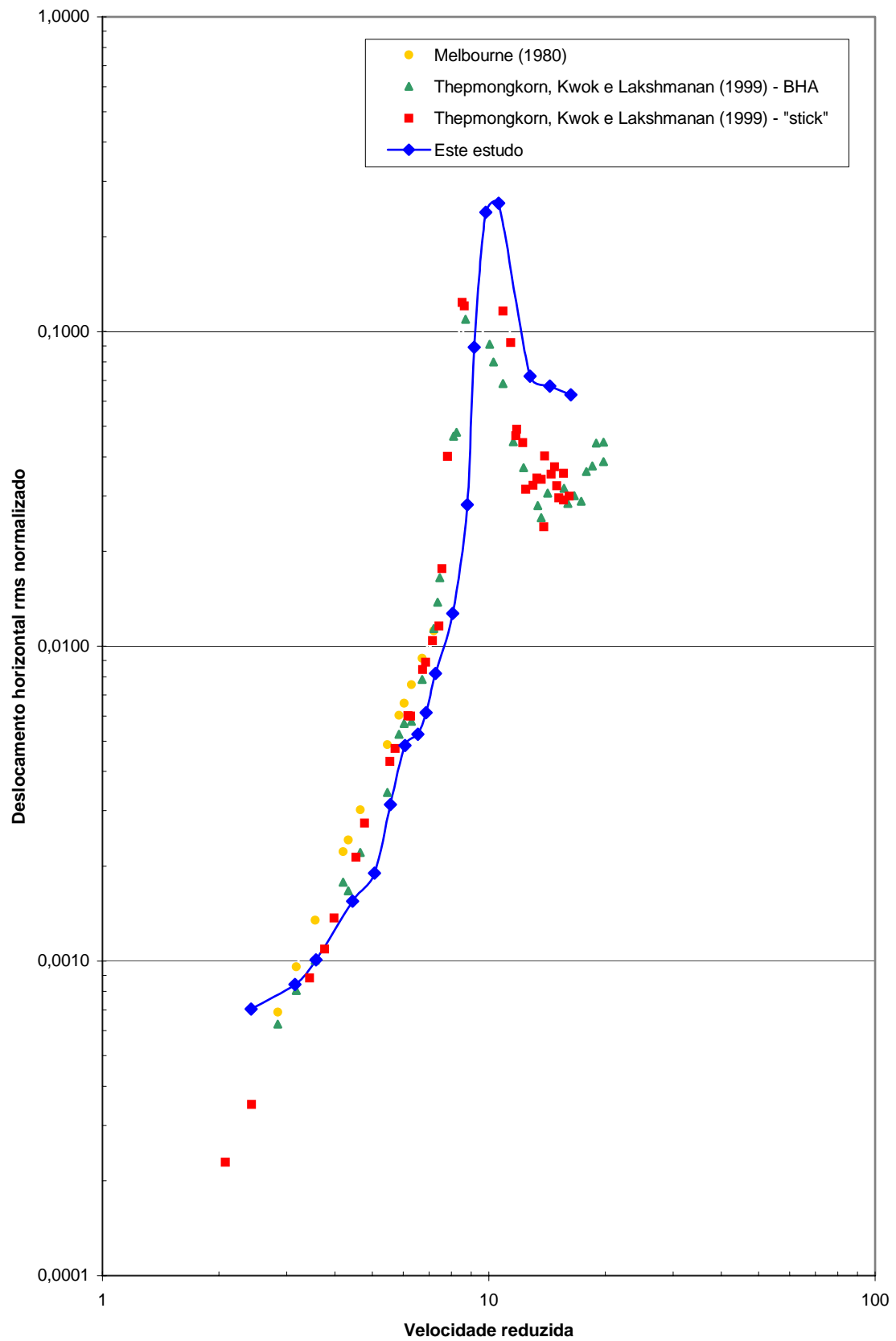


Figura 6.2 – Resposta transversal rms para vento a 0°

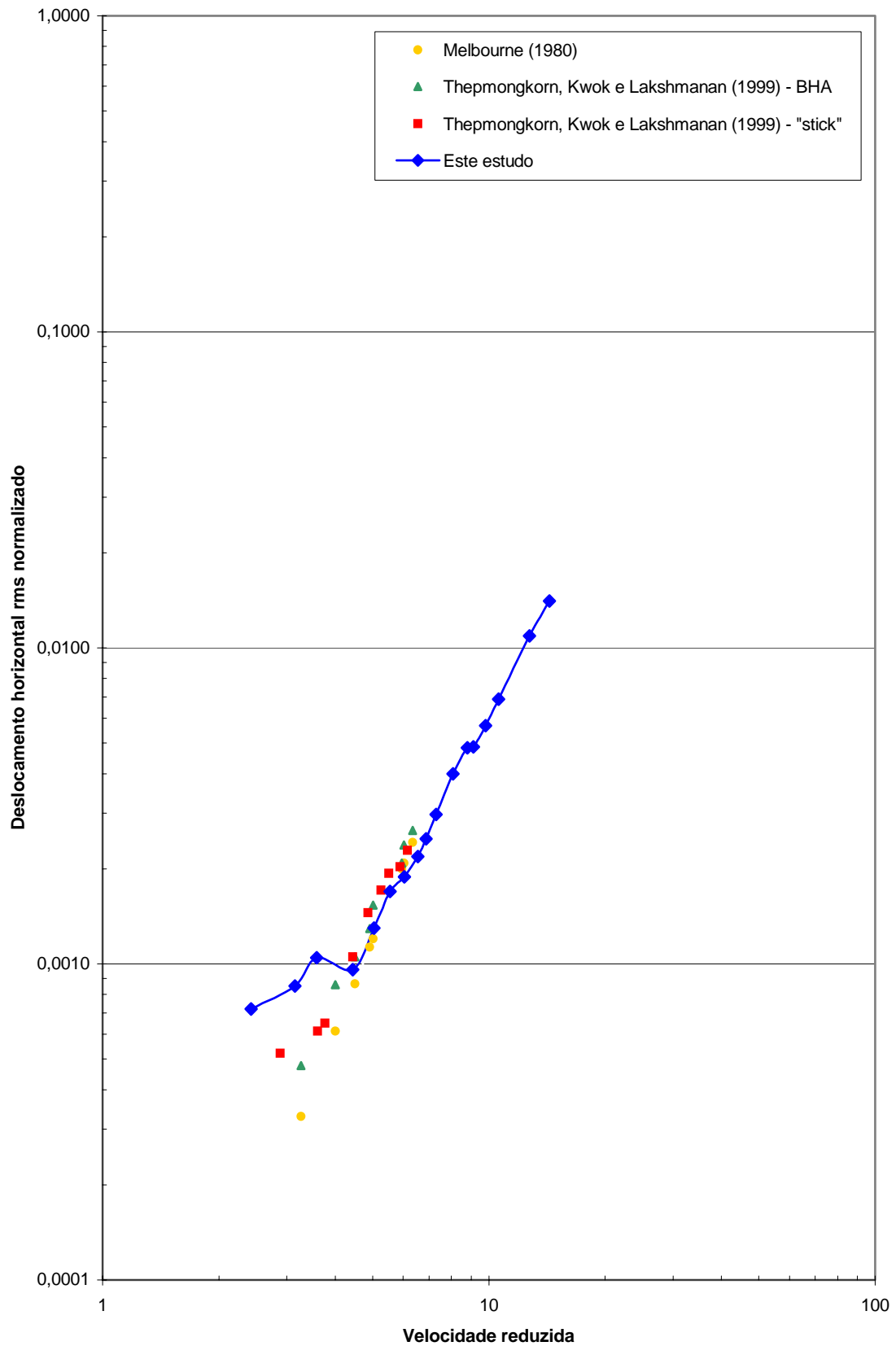


Figura 6.3 – Resposta longitudinal rms para vento a 90°.

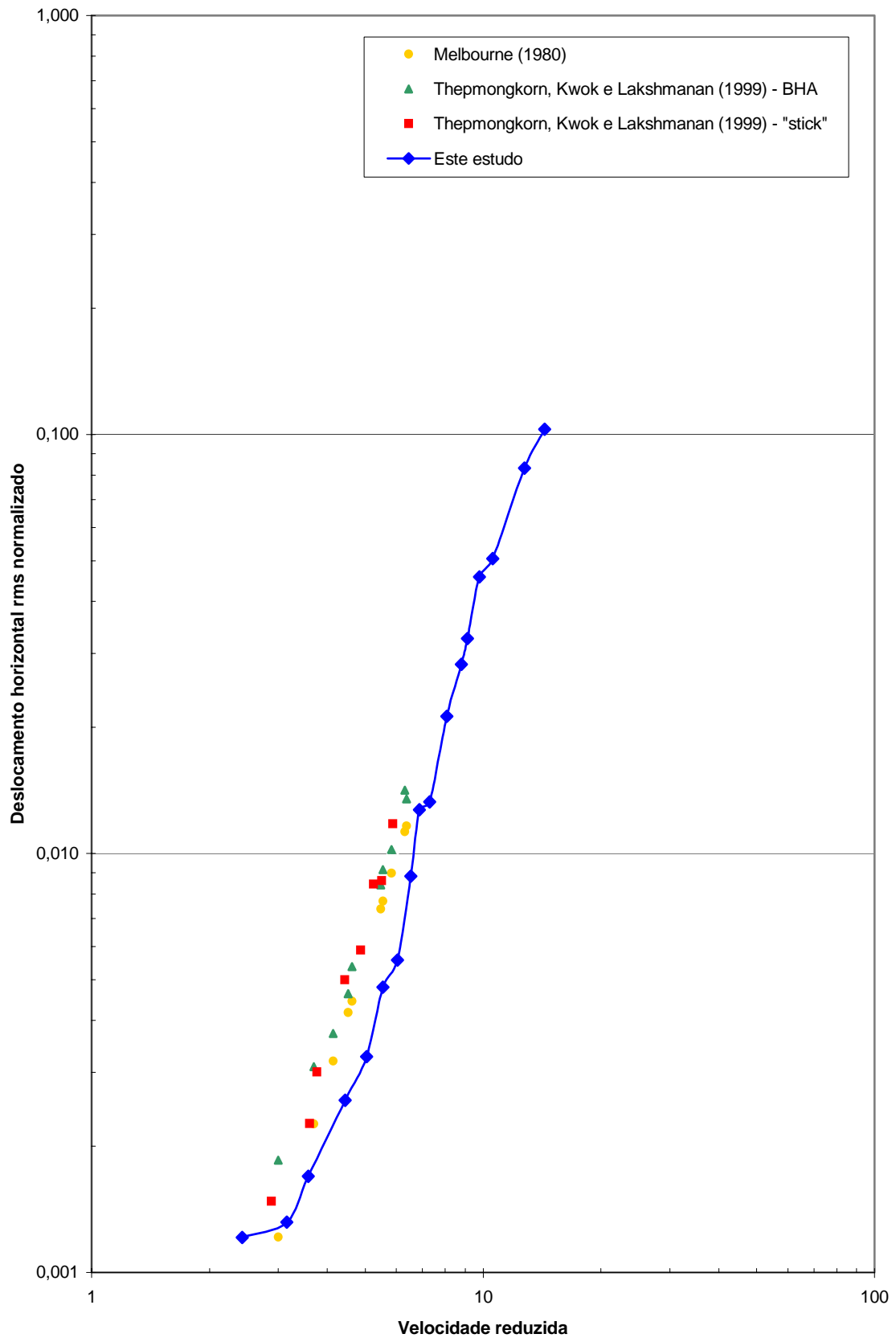


Figura 6.4 – Resposta transversal rms para vento a 90°.

As figuras 6.1 e 6.2 mostram as respostas rms longitudinal e transversal do modelo, respectivamente, para vento incidindo perpendicularmente à face mais larga do modelo, ou seja, vento a 0° . Na curva da resposta transversal rms é possível notar um pico próximo à velocidade reduzida 10, e ele pode ser atribuído à ressonância no desprendimento de vórtices. Este pico é coerente com o obtido por Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), na velocidade reduzida 9,5, apesar de ser um pouco mais acentuado. Isso pode ser explicado pelo fato de que para intensidades de turbulência longitudinal mais altas os deslocamentos provocados por desprendimento de vórtices tendem a ser menores, como pode ser verificado na figura 2.1. Aplicando-se no modelo ensaiado o critério de Strouhal para cálculo da velocidade crítica de desprendimento de vórtices, equação (2.2), chega-se ao valor de velocidade reduzida 11. No restante da curva é observada uma boa concordância entre os resultados obtidos pelos três trabalhos.

No gráfico da resposta longitudinal rms, mostrado na figura 6.1, observa-se que os resultados deste trabalho acompanham os de Melbourne (1980) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) com a mesma inclinação, porém com deslocamentos um pouco menores, o que era esperado, pois quanto menor a intensidade de turbulência longitudinal, menor deve ser a parcela flutuante da resposta longitudinal. Também se pode notar que na velocidade reduzida 10 há a formação de um pico, e esta é a velocidade crítica na resposta transversal rms. Isso também ocorre na curva de Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999) e provavelmente é o resultado de acoplamento dos movimentos causado por energia sendo transferida do movimento transversal ao vento para o longitudinal, devido à coincidência nas frequências naturais do modelo nas duas direções. Outra possível causa que pode ter levado a formação deste pico, ou contribuído para sua amplificação, é o fato de que os acelerômetros foram instalados um pouco acima dos eixos de rotação, o que fez com que o movimento da direção normal a qual eles estavam instalados para medir aparecesse como ruído no seu sinal.

Para o vento incidindo na direção normal à face mais estreita do modelo, ou seja, vento a 90° , as respostas rms longitudinal e transversal são mostradas pelas figuras 6.3 e 6.4, respectivamente. No gráfico da resposta longitudinal rms pode-se notar, novamente a coerência entre os resultados dos três trabalhos, cujas curvas apresentam praticamente as mesmas inclinações. Repetindo o que aconteceu na incidência de vento a 0° , os

deslocamentos obtidos neste trabalho são um pouco menores que os de Melbourne (1980) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), exceto para velocidades reduzidas abaixo de 3, para as quais, ao contrário do esperado, chegou-se a deflexões horizontais maiores que as dos trabalhos de referência.

Também na resposta transversal rms para vento a 90° , mostrada na figura 6.4, a curva dos deslocamentos obtidos acompanha a inclinação das curvas de Melbourne (1980) e Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan (1999), porém com valores um pouco menores. Segundo o critério de Strouhal, a velocidade reduzida crítica para despreendimento de vórtices dessa configuração seria próxima a 5, porém em nenhum dos três trabalhos ela foi observada. Uma possível explicação para isso pode ser o recolamento dos vórtices, devido ao formato alongado do modelo.

7 Conclusões

Em casos em que a frequência da excitação é igual a uma das frequências naturais da estrutura, ou seja, na ocorrência de ressonância, a resposta flutuante da edificação pode chegar a valores entre 50% e 67% da resposta total. Quanto mais alteada a estrutura, mais baixas ficam suas frequências naturais, tornando-se mais próximas das frequências das excitações provocadas pela ação do vento.

Diante deste quadro é imprescindível que se determine a parcela flutuante da resposta de estruturas alteadas submetidas à ação do vento. Métodos analíticos levam, geralmente, a soluções muito conservadoras. Então, os ensaios em túnel de vento apresentam-se como uma boa opção para garantir segurança e economia nos projetos.

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 dos dois modos fundamentais de vibração, aproximados por retas, 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.

A partir dos testes realizados pode-se concluir que:

- a) a técnica de modelagem proposta é válida, uma vez que os resultados obtidos nos ensaios são coerentes com os obtidos por outros pesquisadores;
- b) o acoplamento entre os movimentos é baixo;
- c) como em todas técnicas de modelagem aeroelástica, o equipamento reproduz apenas o comportamento estrutural elástico;
- d) a ordem de grandeza dos esforços produzidos pelo escoamento sobre os modelos deve ser avaliada, para que não se ultrapasse a deformação máxima das molas em regime elástico;

-
- e) o equipamento deveria ser ligeiramente menor, afim de permitir sua inserção nos modelos, o que possibilitaria sua instalação na altura na qual se tem a melhor aproximação linear dos modos de vibração;
 - f) a posição dos acelerômetros não é a ideal, e pode ter contribuído para o surgimento e/ou amplificação do pico na resposta longitudinal para vento a 0° ;
 - g) a utilização do suporte flexível permite uma considerável redução no tempo necessário para construir modelos, e, conseqüentemente, no custo da modelagem;
 - h) as frequências de vibração podem ser facilmente ajustadas, independentemente em cada direção, através da mudança da constante elástica das molas de tração;
 - i) o amortecimento do modelo também pode ser ajustado independentemente em cada direção, através da mudança do número de amortecedores, da área das pás que os compõem, do nível ou da viscosidade do fluído;
 - j) a exemplo das frequências e do amortecimento estrutural, a inércia do modelo também pode ser ajustada em cada direção independentemente, com o uso do lastro de massa regulável.

7.1 Sugestões para trabalhos futuros

- Reduzir o tamanho do mecanismo, para que, a exemplo da BHA de Thepmongkorn, Kwok e Lakshmanan, ele possa ficar inserido nos modelos, o que possibilitará que sua instalação seja feita na altura na qual se tem a melhor aproximação linear dos modos de vibração;
- Criar um melhor posicionamento para os acelerômetros, procurando aproximá-los ao máximo dos eixos de rotação, até fazer com que os centros sísmicos estejam na mesma cota vertical dos referidos eixos. Isso

deve diminuir o ruído que o movimento de uma direção causa no sinal da outra;

- Estudar a possibilidade de instrumentar os modelos para medir também a resposta média longitudinal;
- Implementar o movimento de torção, para estudos do chamado movimento complexo (translacional-torsional).

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.

BEER, F.P.; JOHNSTON, E.R.Jr. **Mecânica vetorial para engenheiros** : Estática. 5. ed. São Paulo: Makron Books, 1994. v. 1. 793p.

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. **Aerodinâmica das construções**. 2. ed. Porto Alegre: Sagra, 1990. 263p.

BLESSMANN, J. **O vento na engenharia estrutural**. Porto Alegre: Editora da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1995. 166p.

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.

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.

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.

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.

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.

SIMIU, E.; SCANLAN, R.H. **Wind effects on structures: an introduction to wind engineering**. New York: Wiley-Interscience, 1978. 458 p.

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.

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

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

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.