

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

**Determinação experimental da resposta transversal de uma ponte  
em arco metálico frente ao fenômeno de desprendimento de  
vórtices**

**Eduardo Gibbon Rosa**

Porto Alegre  
2019

EDUARDO GIBBON ROSA

**DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DA RESPOSTA  
TRANSVERSAL DE UMA PONTE EM ARCO METÁLICO  
FRENTE AO FENÔMENO DE DESPRENDIMENTO DE  
VÓRTICES**

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

Porto Alegre  
2019

### CIP - Catalogação na Publicação

Rosa, Eduardo Gibbon

Determinação experimental da resposta transversal de uma ponte em arco metálico frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices. / Eduardo Gibbon Rosa. -- 2019.

169 f.

Orientador: Marcelo Maia Rocha.

Coorientador: Acir Mércio Loredou-Souza.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre, BR-RS, 2019.

1. Ação dinâmica do vento. 2. Aerodinâmica de pontes. 3. Desprendimento de vórtices. 4. Pontes. 5. Túnel de vento. I. Rocha, Marcelo Maia, orient. II. Loredou-Souza, Acir Mércio, coorient. III. Título.

**EDUARDO GIBBON ROSA**

**DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DA RESPOSTA  
TRANSVERSAL DE UMA PONTE EM ARCO METÁLICO  
FRENTE AO FENÔMENO DE DESPRENDIMENTO DE  
VÓRTICES**

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

Porto Alegre, 28 de fevereiro de 2019

---

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

---

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

---

Prof. Nilo César Consoli  
Coordenador do PPGEC/UFRGS

**BANCA EXAMINADORA**

---

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

---

**Prof.<sup>a</sup> Letícia Fleck Fadel Miguel (UFRGS)**  
D.Sc., Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

---

**Prof. Mauro de Vasconcellos Real (FURG)**  
D.Sc., Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil

Dedico este trabalho ao meu Vô Julio (*in memoriam*), colorado, pescador, grande amigo e um dos meus maiores torcedores. Vô, “teu garoto” sempre vai lembrar de ti.

## **AGRADECIMENTOS**

Em primeiro lugar, agradeço ao meu pai, Marcos Antonio da Rocha Rosa e à minha mãe, Ana Luiza Gibbon Rosa, por sempre acreditarem na minha capacidade e tornarem possível a realização dos meus sonhos. Pai e mãe, sem o apoio de vocês eu não teria chegado até aqui.

Agradeço à minha namorada, Betina Mariano Jensen, por ser minha companheira em tempo integral (manhãs, tardes, noites, madrugadas) nessa jornada do mestrado. Parceira nas boas e nas ruins, aturou os momentos de estresse e sempre ouviu pacientemente os meus discursos, teses e reclamações.

Agradeço à minha irmã, Aline Gibbon Rosa, e ao meu cunhado, Everton Borges Scott-Hood, por toda a ajuda que dispuseram na mudança para Porto Alegre. Não foi fácil carregar tanta coisa, incluindo esteira e aquários.

Agradeço à minha sobrinha, Julia Rosa Scott-Hood, por cuidar dos meus bichos de estimação, em especial a Lua, e por se basear em mim como ponto de referência nos estudos. Isso significa muito para mim.

Faço um agradecimento geral aos demais familiares e amigos que fizeram parte desses últimos anos, por trás dessa conquista existem muitos apoiadores e torcedores.

Agradeço ao Prof. Marcelo, orientador da dissertação, e ao Prof. Acir, coorientador, pela grande oportunidade que me proporcionaram ao proporem um tema que tanto me agrada e pela confiança no meu trabalho.

Agradeço à empresa Vento-S e ao Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC, tanto pelas informações e dados disponibilizados quanto pela possibilidade de acompanhamento dos ensaios realizados pela sua equipe técnica, pois sem esse suporte não haveria como desenvolver a minha pesquisa.

Agradeço à Capes e ao CNPq pela bolsa de estudos que possibilitou o desenvolvimento da minha pesquisa.

A utopia está lá no horizonte. Me aproximo dois passos, ela se afasta dois passos. Caminho dez passos e o horizonte corre dez passos. Por mais que eu caminhe, jamais alcançarei. Para que serve a utopia? Serve para isso: para que eu não deixe de caminhar.

*Eduardo Galeano*

## RESUMO

ROSA, E. G. **Determinação experimental da resposta transversal de uma ponte em arco metálico frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2019.

As pontes de grandes vãos são estruturas suscetíveis à ação dinâmica do vento, existindo uma série de fatores e eventos históricos que corroboram com esta afirmativa. Na internet, é possível encontrar vídeos que registram tabuleiros de pontes oscilando, tanto para ventos de maior quanto de menor intensidade, sendo o mais famoso de todos o que captura o colapso da Ponte Tacoma Narrows, em 1940. Desde então, muito se avançou na área de Engenharia do Vento e as investigações experimentais de modelos reduzidos atingiram um caráter praticamente obrigatório como etapa de projeto de uma ponte de grande vão. Neste trabalho, são apresentados os resultados da determinação experimental da resposta de uma ponte em arco metálico frente à ação do vento, com foco nas vibrações induzidas por vórtices. Para tal, inicialmente foi feita uma revisão bibliográfica sobre os efeitos dinâmicos da ação do vento, identificando os principais fatores influentes no processo de desprendimento de vórtices. Além disso, dois modelos reduzidos foram construídos: modelo seccional e aeroelástico completo, nas escalas geométricas de 1:60 e 1:160, respectivamente. No modelo completo foram utilizados cordões de guitarra protendidos para alterar características de rigidez. Os modelos foram ensaiados no Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann, localizado no Laboratório de Aerodinâmica das Construções da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, para configurações de escoamento que variam o ângulo de ataque e incidência do vento, a intensidade de turbulência e a taxa de amortecimento. As vibrações dos modelos foram captadas por sensores MPU-6050 conectados a um minicomputador *Raspberry Pi Zero*. Nos resultados obtidos para o modelo seccional são claramente visualizadas as regiões de amplificação da resposta devido ao desprendimento de vórtices e as respectivas velocidades críticas foram comparadas com equações teóricas. Como previsto na literatura especializada, foi observada uma queda nas amplitudes de resposta para as condições de maior intensidade de turbulência do escoamento e maior amortecimento do modelo. Não foram detectadas instabilidades aerodinâmicas no modelo aeroelástico completo, predominando a resposta devido ao martelamento.

**Palavras-chave:** *ação dinâmica do vento; aerodinâmica de pontes; desprendimento de vórtices; pontes; túnel de vento.*



## ABSTRACT

ROSA, E. G. **Experimental determination of a steel arch bridge across-wind response due to vortex shedding phenomenon**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2019.

Long-span bridges are structures susceptible to the wind dynamic action, existing a series of factors and historical events that corroborate with this affirmation. On the internet, it is possible to find videos that record bridge's decks oscillating, for both higher and lower intensity winds, the most famous of which captures the collapse of the Tacoma Narrows Bridge, in 1940. Since then, much progress has been made in Wind Engineering and the reduced model experimental investigations are practically obligatory as a design stage of a long-span bridge. In this work, the results of the experimental investigations of a steel arch bridge response due the wind action are presented, focusing on the vortex induced vibrations. To do so, a literature review was initially conducted on the dynamic effects of wind action, identifying the main influencing factors in the vortex shedding process. Besides, two reduced models were constructed: a section model and a full-bridge model, using geometric scales of 1:60 and 1: 160, respectively. In the full-bridge model, prestressed guitar strings were used to modify stiffness characteristics. The models were tested in the boundary layer wind tunnel Prof. Joaquim Blessmann, at *Laboratório de Aerodinâmica das Construções* of the *Universidade Federal do Rio Grande do Sul*, for flow configurations varying the wind angle of attack and direction, the turbulence intensity and the damping ratio. The vibrations of the models were captured by MPU-6050 sensors connected to a Raspberry Pi Zero minicomputer. In the results obtained for the section model, response amplification regions due to vortex shedding are clearly visualized and the corresponding critical velocities were compared with theoretical equations. As predicted in the specialized literature, it was observed that greater turbulence intensity and the addition of damping to the model considerably decrease the response amplitudes. In the full-bridge model, no aerodynamic instabilities were detected, predominating the buffeting response.

**Key-words:** *dynamic wind action; bridge aerodynamics; vortex shedding; bridges; wind tunnel.*

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>23</b>
1.1 RELEVÂNCIA DO ESTUDO .....	23
1.2 OBJETIVOS.....	25
1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO .....	25
<b>2. AERODINÂMICA DE PONTES .....</b>	<b>28</b>
2.1 TIPOS DE PONTES E COMPORTAMENTO AERODINÂMICO .....	28
2.2 FORÇAS AERODINÂMICAS NO TABULEIRO.....	30
2.3 EFEITOS DINÂMICOS DO VENTO EM PONTES .....	32
2.3.1 Martelamento.....	37
2.3.2 Galope .....	38
2.3.3 Drapejamento .....	40
<b>3. DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES .....</b>	<b>43</b>
3.1 PARÂMETROS ADIMENSIONAIS AERODINÂMICOS.....	43
3.1.1 Número de Reynolds ( $Re$ ) .....	43
3.1.2 Número de Strouhal ( $St$ ).....	44
3.1.3 Número de Scruton ( $Sc$ ).....	45
3.1.4 Velocidade, frequência e amplitude reduzidas.....	46
3.2 O FENÔMENO DE DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES .....	46
3.2.1 Vórtices de Von Kàrmàn.....	47
3.2.2 Influência do formato da seção transversal.....	49
3.2.3 Influência do número de Reynolds .....	51
3.2.4 Influência da turbulência do escoamento.....	55
3.2.5 Influência do movimento do corpo imerso no escoamento .....	58
3.2.6 Influência do amortecimento estrutural .....	59
3.3 CLASSIFICAÇÃO DAS VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES .....	60

3.4	PROCEDIMENTOS NORMATIVOS E CRITÉRIOS DE AVALIAÇÃO DAS VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES.....	68
<b>4.</b>	<b>ENSAIOS EM TÚNEL DE VENTO .....</b>	<b>72</b>
4.1	TÚNEL DE VENTO PROF. JOAQUIM BLESSMANN .....	72
4.2	TÉCNICAS DE SIMULAÇÃO .....	76
4.2.1	Semelhança de vento .....	76
4.2.2	Semelhança aeroelástica .....	80
4.2.2.1	Semelhança de número de Reynolds .....	80
4.2.2.2	Semelhança de número de Froude.....	81
4.2.2.3	Razão de amortecimento em função do crítico .....	82
4.3	MODELOS REDUZIDOS PARA PONTES .....	82
4.3.1	Modelo seccional ( <i>Section Model</i> ) .....	82
4.3.2	Modelo completo ( <i>Full bridge model</i> ).....	85
4.3.3	Modelo <i>taut srip</i> ( <i>Taut strip model</i> ) .....	86
<b>5.</b>	<b>A PONTE EM ARCO METÁLICO: PROTÓTIPO E MODELO AEROELÁSTICO COMPLETO.....</b>	<b>88</b>
5.1	DESCRIÇÃO DO PROTÓTIPO.....	88
5.1.1	Características geométricas e materiais .....	88
5.1.2	Características dinâmicas.....	89
5.2	PROJETO DO MODELO AEROELÁSTICO COMPLETO .....	92
5.2.1	Análise dimensional.....	92
5.2.2	Características geométricas e materiais .....	93
5.2.3	Análise modal.....	95
<b>6.</b>	<b>INVESTIGAÇÕES EXPERIMENTAIS .....</b>	<b>98</b>
6.1	ENSAIOS ESTÁTICOS .....	98
6.2	ENSAIOS DINÂMICOS .....	99
6.2.1	Modelo seccional.....	99
6.2.1.1	Descrição do modelo .....	99

6.2.1.2	Equipamentos utilizados .....	103
6.2.1.3	Calibração do modelo .....	105
6.2.1.4	Programa de ensaios .....	110
6.2.2	Modelo aeroelástico completo.....	113
6.2.2.1	Descrição e construção do modelo .....	113
6.2.2.2	Equipamentos utilizados .....	116
6.2.2.3	Calibração do modelo .....	118
6.2.2.4	Programa de ensaios .....	123
<b>7.</b>	<b>RESULTADOS E COMENTÁRIOS .....</b>	<b>125</b>
7.1	ENSAIOS ESTÁTICOS DO MODELO SECCIONAL.....	125
7.2	ENSAIOS DINÂMICOS DO MODELO SECCIONAL.....	130
7.2.1	Ensaio sem amortecimento (SA).....	132
7.2.1.1	Escoamento uniforme e suave (SA-US) .....	132
7.2.1.2	Escoamento uniforme e turbulento (SA-UT).....	137
7.2.2	Ensaio com amortecimento (CA).....	140
7.2.2.1	Escoamento uniforme e suave (CA-US).....	141
7.2.2.2	Escoamento uniforme e turbulento (CA-UT) .....	146
7.3	ENSAIOS DINÂMICOS DO MODELO AEROELÁSTICO COMPLETO .....	148
7.3.1	Escoamento deslizante com baixa turbulência (DBT).....	149
7.3.2	Escoamento deslizante com alta turbulência (DAT) .....	155
<b>8.</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>161</b>
8.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	164
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>165</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Convenções de força para uma seção genérica de tabuleiro. ....	30
Figura 2.2 - Relação entre resposta e velocidade do escoamento para diferentes tipos de efeitos dinâmicos: (a) mostradas individualmente e (b) mostradas em conjunto. ....	33
Figura 2.3 - Características usuais associadas aos fenômenos de martelamento, desprendimento de vórtices e drapejamento: força de arrasto vs. velocidade reduzida do vento. ....	34
Figura 2.4 - Características usuais associadas aos fenômenos de martelamento, desprendimento de vórtices e drapejamento: força de sustentação vs. velocidade reduzida do vento. ....	35
Figura 2.5 - Características usuais associadas aos fenômenos de martelamento, desprendimento de vórtices e drapejamento: momento de torção vs. velocidade reduzida do vento. ....	36
Figura 2.6 - Influência da formação de vórtices no movimento rotacional ligado ao drapejamento em um grau de liberdade. ....	41
Figura 2.7 - Seção transversal da Ponte Izmit, na Turquia. ....	41
Figura 2.8 - Derivativos de drapejamento da Ponte Izmit: (a) derivativos relacionados ao movimento rotacional e (b) derivativos relacionados ao movimento vertical. ....	41
Figura 3.1 – Diferentes tipos de seções transversais ensaiadas. ....	49
Figura 3.2 - Amplitude reduzida de resposta em relação à velocidade reduzida do vento para diferentes tipos de seção transversal. ....	50
Figura 3.3 - Regimes de escoamento conforme número de Reynolds e desprendimento de Vórtices de Von Kàrmàn. ....	52
Figura 3.4 - Variação do número de Strouhal em relação ao número de Reynolds para: (a) razão de esbeltez $B/H = 1$ , (b) $B/H = 2$ , (c) $B/H = 3$ e (d) $B/H = 4$ . ....	54
Figura 3.5 - Influência da intensidade de turbulência no espectro da força lateral originada pelo desprendimento alternado de vórtices. ....	56
Figura 3.6 - Máxima amplitude de resposta de diferentes seções transversais em relação à intensidade de turbulência na direção transversal à atuação do vento. ....	56
Figura 3.7 - Principais efeitos da turbulência do escoamento no mecanismo de vibrações induzidas pela ação dinâmica do vento. ....	57
Figura 3.8 - Fenômeno de <i>lock-in</i> . ....	58
Figura 3.9 - Influência do amortecimento no espectro da resposta, à esquerda, e na amplitude de resposta, à direita. ....	59
Figura 3.10 - Relação entre amplitude de resposta e número de Scruton. ....	60

Figura 3.11 - Mecanismo de vibrações induzidas por movimento.....	61
Figura 3.12 - Relação entre velocidade crítica reduzida de desprendimento de vórtices e razão de esbeltez. ....	63
Figura 3.13 - Escoamento em torno das seções transversais: "A" são os vórtices desprendidos na borda à barlavento, "B" são os vórtices desprendidos na borda à sotavento, "a" e "b" são vórtices secundários desprendidos na borda à sotavento. ....	64
Figura 3.14 - Características de respostas e relação entre frequências. ....	64
Figura 3.15 - Mecanismos de desprendimento de vórtices conforme extremidade de descolamento do escoamento. ....	66
Figura 3.16 - Relações entre número de Strouhal, razão de esbeltez e tipos de desprendimento de vórtices.....	67
Figura 3.17 - Classificação da ponte em arco deste trabalho, em função da seção transversal. ....	68
Figura 3.18 - Relação entre número de Strouhal e razão de esbeltez. ....	70
Figura 4.1 - Vista externa do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann. ....	73
Figura 4.2 - Dispositivos para simulação da camada limite atmosférica: desenho esquemático. ....	74
Figura 4.3 - Dispositivos para simulação da camada limite atmosférica: dispositivos utilizados no Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann. ....	74
Figura 4.4 – Circuito aerodinâmico do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann. ....	75
Figura 4.5 - Grelha instalada à barlavento da mesa M-I, para adição de turbulência.....	77
Figura 4.6 – Características de escoamento para a mesa M-I, utilizada nos ensaios do modelo seccional da ponte em arco deste trabalho: escoamentos uniforme e suave e uniforme e turbulento. ....	78
Figura 4.7 - Características de escoamento para a mesa M-II, utilizada nos ensaios do modelo aeroelástico completo da ponte em arco deste trabalho: escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com “baixa turbulência”. ....	79
Figura 4.8 - Características de escoamento para a mesa M-II, utilizada nos ensaios do modelo aeroelástico completo da ponte em arco deste trabalho: escoamento deslizante ( $p = 0,23$ ) com “alta turbulência”. ....	79
Figura 4.9 - Modelo seccional do Complexo Viário Jornalista Roberto Marinho: vista frontal da seção no túnel de vento, à esquerda, e detalhe dos apoios flexíveis, à direita.....	83
Figura 4.10 - Representação esquemática de modelo seccional, conforme usualmente adotado no LAC.....	83

Figura 4.11 - Vistas do modelo aeroelástico completo do Complexo Viário Jornalista Roberto Marinho. ....	86
Figura 4.12 - Desenho esquemático de um modelo de faixa esticada. ....	87
Figura 5.1 - Seção transversal no meio do vão (medidas em metros, sem escala). ....	88
Figura 5.2 - Vista 3D do modelo estrutural da ponte em arco metálico deste trabalho. ....	89
Figura 5.3 - Configuração do primeiro modo de vibração com flexão lateral do tabuleiro (frequência natural igual a 0,43 Hz) do projeto da ponte em arco metálico. ....	90
Figura 5.4 - Configuração do primeiro modo vibração com flexão vertical do tabuleiro (frequência natural igual a 0,74 Hz) do projeto da ponte em arco metálico. ....	91
Figura 5.5 - Configuração do primeiro modo de vibração com torção do tabuleiro (frequência natural igual a 1,08 Hz) do projeto da ponte em arco metálico. ....	91
Figura 5.6 - Vista em perspectiva do projeto do modelo aeroelástico completo: elementos diferenciados por cor. ....	94
Figura 5.7 - Primeiro modo com flexão lateral do tabuleiro no projeto do modelo completo: frequência natural igual a 5,22 Hz. ....	96
Figura 5.8 - Primeiro modo com flexão vertical do tabuleiro no projeto do modelo completo: frequência natural igual a 9,44 Hz. ....	96
Figura 5.9 - Primeiro modo com torção do tabuleiro no projeto do modelo completo: frequência natural igual a 12,41 Hz. ....	97
Figura 6.1 - Detalhe do apoio flexível, fixado no pórtico externo à mesa M-I, e posicionamento das molas e das massas agregadas, responsáveis pelo ajuste da relação entre frequências de torção e flexão vertical. ....	102
Figura 6.2 - Sensor MPU-6050, à esquerda, e a indicação dos eixos X, Y e Z para o sensor MPU-6050, à direita. ....	103
Figura 6.3 – Ilustração do posicionamento dos sensores MPU-6050 no modelo seccional. .	103
Figura 6.4 – Etapa de calibração do modelo seccional: registros de vibrações no eixo Z. ....	107
Figura 6.5 - Etapa de calibração do modelo seccional: registros de vibrações em torno do eixo X. ....	109
Figura 6.6 - Configuração do apoio flexível para os ensaios dinâmicos do modelo seccional com amortecimento adicional. ....	112
Figura 6.7 - Primeira etapa de construção do modelo aeroelástico completo: montagem do esqueleto estrutural. ....	113
Figura 6.8 - Esqueleto estrutural com o sistema de protensão garantido por tarraxas de guitarra. ....	114

Figura 6.9 - Detalhe da barra de teflon (destacada em vermelho) e reforço de alumínio (nas laterais), no modelo completo já montado. ....	115
Figura 6.10 - Colocação das carenagens do tabuleiro no modelo aeroelástico completo.....	116
Figura 6.11 - Ilustração do posicionamento dos sensores MPU-6050 no modelo completo. ....	117
Figura 6.12 - Etapa de calibração do modelo aeroelástico completo: registros de vibrações no eixo Y. ....	120
Figura 6.13 - Etapa de calibração do modelo aeroelástico completo: registros de vibrações no eixo Z. ....	121
Figura 6.14 – Etapa de calibração do modelo aeroelástico completo: registros de vibrações em torno do eixo X. ....	122
Figura 7.1 - Seção transversal do tabuleiro da ponte em arco analisada e a variação do ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ ) nos ensaios para determinação dos coeficientes aerodinâmicos estáticos. ....	125
Figura 7.2 - Seção transversal do tabuleiro da ponte em arco analisada, com indicação dos eixos de referência e das forças relacionadas aos coeficientes aerodinâmicos estáticos. ....	126
Figura 7.3 - Coeficiente de força $C_y$ vs. ângulo de ataque do vento. ....	126
Figura 7.4 - Coeficiente de força $C_z$ vs. ângulo de ataque do vento. ....	127
Figura 7.5 - Coeficiente de força $C_a$ vs. ângulo de ataque do vento. ....	127
Figura 7.6 - Coeficiente de força $C_S$ vs. ângulo de ataque do vento. ....	128
Figura 7.7 - Coeficiente de força $C_t$ vs. ângulo de ataque do vento. ....	128
Figura 7.8 - Registros de amplitudes reduzidas de resposta vertical ( $A_{z,r}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 0,3\%$ . ....	132
Figura 7.9 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e $\zeta_{torç} \cong 0,2\%$ . ....	135
Figura 7.10 - Registros de amplitudes reduzidas de deslocamento vertical ( $A_{z,r}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I_1 \cong 11\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 0,3\%$ . ....	137
Figura 7.11 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I_1 \cong 11\%$ ) e $\zeta_{torç} \cong 0,2\%$ . ....	139



Figura 7.12 - Registros de amplitudes reduzidas de deslocamento vertical ( $Az, r$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $Vr$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I1 = 0,4\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 1,4\%$ . .....	141
Figura 7.13 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $At, x$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $Vr$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I1 = 0,4\%$ ) e $\zeta_{torç} \cong 0,3\%$ , para $\alpha = 0^\circ$ e $+4^\circ$ , e $\zeta_{torç} = 4,2\%$ , para $\alpha = -4^\circ$ . .....	142
Figura 7.14 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $At, x$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $Vr$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I1 = 0,4\%$ ) e: a) $\zeta_{torç} = 0,33\%$ e b) $\zeta_{torç} = 0,67\%$ . .....	144
Figura 7.15 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $At, x$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $Vr$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I1 = 0,4\%$ ) e: a) $\zeta_{torç} = 4,2\%$ e b) $\zeta_{torç} = 1,3\%$ . .....	145
Figura 7.16 - Registros de amplitudes reduzidas de deslocamento vertical ( $Az, r$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $Vr$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I1 \cong 11\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 1,3\%$ . .....	146
Figura 7.17 - Registros de amplitude reduzida de resposta torsional ( $At, x$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $Vr$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I1 \cong 11\%$ ) e $\zeta_{torç} \cong 0,4\%$ . .....	147
Figura 7.18 - Registros de amplitudes de resposta vertical ( $Az$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I1 \cong 7\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ . .....	149
Figura 7.19 - Registros de amplitudes de resposta lateral ( $Ay$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I1 \cong 7\%$ ) e $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ . .....	150
Figura 7.20 - Registros de amplitudes de acelerações verticais ( $Acc, z$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I1 \cong 7\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ . .....	151
Figura 7.21 - Registros de amplitudes de acelerações laterais ( $Acc, y$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I1 \cong 7\%$ ) e $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ . .....	152
Figura 7.22 - Registros de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo transversal de atuação do vento ( $At, x$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I1 \cong 7\%$ ) e $\zeta_{torç, x} \cong 3,7\%$ . ..	153

Figura 7.23 - Registros de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo longitudinal de atuação do vento ( $At, y$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I1 \cong 7\%$ ) e $\zeta_{torç, y} \cong 1,5\%$ ...	154
Figura 7.24 - Registros de amplitudes de resposta vertical ( $Az$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I1 \cong 17\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ .....	155
Figura 7.25 - Registros de amplitudes de resposta lateral ( $Ay$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I1 \cong 17\%$ ) e $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ .....	156
Figura 7.26 - Registro de amplitudes de acelerações verticais ( $Acc, z$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I1 \cong 17\%$ ) e $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ .....	157
Figura 7.27 - Registro de amplitudes de acelerações laterais ( $Acc, y$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I1 \cong 17\%$ ) e $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ .....	158
Figura 7.28 - Registro de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo transversal de atuação do vento ( $At, x$ ) versus velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I1 \cong 17\%$ ) e $\zeta_{torç, x} \cong 3,7\%$ .....	159
Figura 7.29 - Registro de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo longitudinal de atuação do vento ( $At, y$ ) versus velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I1 \cong 17\%$ ) e $\zeta_{torç, y} \cong 1,5\%$ .....	160

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Critérios de conforto para análise das acelerações.....	71
Tabela 5.1 - Modos de vibração e frequências naturais do projeto da ponte em arco metálico tema deste trabalho. ....	90
Tabela 5.2 – Planilha de ajuste de escalas: projeto do modelo aeroelástico completo. ....	92
Tabela 5.3 - Frequências naturais e modos de vibração a serem reproduzidos pelo projeto do modelo reduzido para situação de carregamento CP. ....	95
Tabela 5.4 – Comparação entre valores de frequência previstos e obtidos para o projeto do modelo completo. ....	97
Tabela 6.1 - Grandezas necessárias para reprodução de semelhança estrutural.....	100
Tabela 6.2 - Paralelo entre as propriedades dinâmicas do projeto da ponte em arco metálico e do modelo seccional.....	101
Tabela 6.3 – Planilha de ajuste de escalas: modelo aeroelástico completo construído. ....	119
Tabela 7.1 – Resumo dos resultados para os coeficientes aerodinâmicos. ....	129
Tabela 7.2 - Valores de velocidade crítica reduzida de desprendimento de vórtices para diferentes equações. ....	131

## LISTA DE SÍMBOLOS

### LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

$A_{i=1,2,3,4}$	coeficiente de Scanlan relativo ao movimento rotacional
$A_{cc,y}$	amplitude de aceleração de resposta lateral
$A_{cc,z}$	amplitude de aceleração de resposta vertical
$A_{t,x}$	amplitude de resposta torsional (giro em torno de X)
$A_{t,y}$	amplitude de resposta torsional (giro em torno de Y)
$A_y$	amplitude de resposta lateral do tabuleiro
$A_z$	amplitude de resposta vertical do tabuleiro
$A_{z,r}$	amplitude reduzida de resposta vertical do tabuleiro
$B, L$	largura da seção transversal do tabuleiro
$B/D, L/D$	razão de esbeltez
$C_a$	coeficiente de arrasto
$C_s$	coeficiente de sustentação
$C_t$	coeficiente de torção
$C_y$	coeficiente de força na direção Y
$C_z$	coeficiente de força na direção Z
$D, H$	altura da seção transversal do tabuleiro
$\bar{F}_a$	força de arrasto média por unidade de comprimento
$Fr$	número de Froude
$\bar{F}_s$	força de sustentação média por unidade de comprimento
$\bar{F}_y$	força aeroelástica média na direção Y por unidade de comprimento
$\bar{F}_z$	força aeroelástica média na direção Z por unidade de comprimento
$H_{i=1,2,3,4}$	coeficiente de Scanlan relativo ao movimento vertical

$I_1$	intensidade de turbulência longitudinal
$I_g$	momento de inércia de massa
$I_m$	inércia de massa do modelo seccional.
$K_{torç}$	rigidez torsional da estrutura
$L_1$	macroescala da componente longitudinal da turbulência
$L_m$	dimensões correspondentes ao modelo reduzido
$L_p$	dimensões correspondentes ao protótipo
$\bar{M}_t$	momento torsor médio por unidade de comprimento
$N_{pontos}$	número de pontos nos registros de vibração
$Re$	número de Reynolds
$Sc$	número de Scruton
$S_F(f)$	espectro de potência de força
$S_L(f)$	espectro de potência da força de sustentação
$St$	número de Strouhal
$T$	período de duração dos registros de vibração
$V$	velocidade média do escoamento (vento)
$V_0$	velocidade crítica reduzida padrão para disparo para oscilações verticais
$V_{CD,1}$	velocidade crítica de disparo das vibrações por drapejamento em 1 GL
$V_{CD,2}$	velocidade crítica de disparo das vibrações por drapejamento em 2 GL
$V_{CG}$	velocidade crítica de disparo das vibrações por galope
$V_{cr}$	velocidade crítica de desprendimento de vórtices
$V_{cr,torç}$	velocidade crítica de desp. de vórtices relacionada ao modo de torção
$V_{cr,vert}$	velocidade crítica de desp. de vórtices relacionada ao modo de flexão vertical
$V_r$	velocidade reduzida
$V_{r,cr,vert}$	velocidade crítica reduzida de desp. de vórtices relativa ao movimento vertical

$V_{r_{cr,\varphi}}$	velocidade crítica reduzida de desp. de vórtices relativa à rotação
$V_{ref}$	velocidade média do vento na altura de referência
$V(z)$	velocidade média do vento na altura “z”
$Z$	amplitude de resposta vertical

## LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

$a_G$	fator de instabilidade por galope
$b$	largura da seção transversal
$b/d_4$	razão de esbeltez
$d$	diâmetro de seção circular
$d_4$	altura da seção transversal
$dt$	incremento de tempo nos registros de vibração
$f$	frequência
$f_n$	frequência natural de vibração
$f_r$	frequência reduzida
$f_s$	taxa de aquisição dos registros de vibração
$f_V$	frequência de despreendimento de um par de vórtices
$f_{lat}$	frequência natural relacionada ao movimento lateral
$f_{vert}$	frequência natural relacionada ao movimento vertical
$f_{tor\zeta}$	frequência natural relacionada ao movimento rotacional
$g$	aceleração da gravidade
$k_h$	rigidez vertical do modelo seccional
$k_{mola}$	rigidez da mola do modelo seccional
$k_\theta$	rigidez rotacional do modelo seccional
$m$	massa por unidade de comprimento
$m_m$	massa total do modelo seccional;

$m_r$	massa reduzida
$m_s$	massa da seção transversal do tabuleiro
$n$	nº de ciclos para os vórtices de barlavento alcançarem a extremidade sotavento
$p$	expoente da curva de potência caracterizado pelo tipo de terreno
$r$	distância das molas ao eixo do modelo seccional
$y$	amplitude de deslocamento vertical
$z$	altura de análise no perfil de velocidades
$z_{ref}$	altura de referência

## LETRAS GREGAS MINÚSCULAS

$\alpha$	ângulo de ataque do vento
$\beta$	ângulo de incidência do vento
$\delta$	amortecimento estrutural expresso por decremento logarítmico
$\zeta$	razão de amortecimento crítico
$\zeta_a, \zeta_{aero}$	razão de amortecimento aerodinâmico crítico
$\zeta_e, \zeta_{est}$	razão de amortecimento estrutural crítico
$\zeta_{lat}$	razão de amortecimento estrutural crítico relacionada ao movimento lateral
$\zeta_{torç}$	razão de amortecimento estrutural crítico relacionada à rotação
$\zeta_{vert}$	razão de amortecimento estrutural crítico relacionada ao movimento vertical
$\theta_s$	ângulo de separação
$\lambda_f$	escala de frequência
$\lambda_{I_m}$	escala de inércia de massa
$\lambda_{i_m}$	escala de inércia de massa por unidade de comprimento
$\lambda_L$	escala de comprimento (geométrica)
$\lambda_M$	escala de massa
$\lambda_m$	escala de massa por unidade de comprimento

$\lambda_T$	escala de tempo
$\lambda_V$	escala de velocidade
$\lambda_\zeta$	escala de taxa de amortecimento
$\lambda_\rho$	escala de massa específica
$\nu$	coeficiente de viscosidade cinemática do ar
$\rho$	densidade do ar
$\sigma_R$	valor RMS de resposta
$\sigma_V$	desvio padrão da velocidade média do vento
$\phi$	amplitude de rotação
$\omega_n$	frequência angular natural de vibração



# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1 RELEVÂNCIA DO ESTUDO

As pontes são grandes estruturas que apresentam diversos desafios do ponto de vista do projeto estrutural para os engenheiros civis e do vento. Com o avanço da tecnologia, tanto em relação aos materiais e técnicas de construção quanto dos *softwares* disponíveis para as análises estruturais, os vãos livres compreendidos pelas pontes estão cada vez mais extensos e os tabuleiros mais largos e leves. A combinação desses fatores resulta em estruturas mais flexíveis e esbeltas, com valores de frequência natural de vibração e amortecimento estrutural reduzidos, o que aumenta o potencial prejudicial dos efeitos dinâmicos da ação do vento.

De acordo com Arrol e Chatterjee (1981), os efeitos dinâmicos da ação do vento podem ser, simplificada, divididos em dois grupos: os que causam oscilações de amplitude limitada e os que causam oscilações divergentes. O primeiro grupo é caracterizado por amplitudes relativamente pequenas de oscilação e com um limite máximo definido, isto é, atingem um determinado valor onde estagnam ou voltam a diminuir, causando problemas relacionados às condições de conforto e serviço da estrutura e/ou fadiga dos materiais; tais oscilações podem ser praticamente eliminadas a partir de alterações da seção transversal e/ou adição de amortecedores, por exemplo, ou até mesmo incorporadas como carga prevista no projeto. Já o segundo grupo não apresenta um limite máximo de amplitude definido, ou seja, uma vez estabelecidas, as oscilações passam a crescer indefinidamente, podendo levar a ruína da estrutura; estas devem ser, necessariamente, evitadas dentro de uma determinada faixa de velocidades esperadas para o local, ainda na fase de projeto. Como exemplos, pode-se citar tanto o desprendimento de vórtices e o martelamento, pertencentes ao primeiro grupo, quanto o galope e o drapejamento, que se encaixam no segundo grupo.

Historicamente, apesar de existirem registros prévios de problemas e colapso de pontes por motivos que envolviam fenômenos aerodinâmicos, a queda da Ponte de Tacoma Narrows em 1940, nos EUA, foi um marco para os projetistas deste tipo de estrutura e evidenciou de uma vez por todas a necessidade de estudos e normatização na área. As causas do seu colapso estrutural foram discutidas por muitos anos após o incidente, ilustrando a complexidade envolvida nos efeitos dinâmicos da ação do vento em pontes: o que outrora fora descrito como um simples exemplo de ressonância por forças provenientes de desprendimento de vórtices,

passou a ser esclarecido como um estado de instabilidade conhecido por “auto excitação”, relacionado ao fenômeno de drapejamento (BILLAH & SCANLAN, 1991).

Na época da famosa queda da Ponte Tacoma Narrows, os ensaios em túnel de vento ainda não eram considerados tão importantes como hoje em dia; curiosamente, inclusive, sabe-se que grande parte dos profissionais da época se mostravam relutantes com a condução desses ensaios, pois não entendiam o funcionamento dos mecanismos dos fenômenos aerodinâmicos, além do custo e demora na sua realização. Atualmente, mesmo após o desenvolvimento de modelos matemáticos que traduzem a ação de certos fenômenos aerodinâmicos e da evolução de métodos de modelagem numérica do escoamento ao redor de uma estrutura, as investigações experimentais em túnel de vento se mantêm como principal ferramenta para o estudo do comportamento e dos carregamentos em pontes devidos à ação do vento, até mesmo porque, a partir destas, grande parte dos parâmetros de entrada necessários às equações teóricas são obtidos.

Neste sentido, o Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC, vinculado à Universidade Federal do Rio Grande do Sul – UFRGS, se destaca como reconhecida instituição na América Latina pela realização de ensaios em túnel de vento e estudos da ação do vento em estruturas da engenharia civil. Especificamente sobre as pontes, segundo levantamento feito por Núñez (2008), os primeiros estudos de caso datam do início dos anos 2000, com a Ponte Estaiada sobre o Rio Guamá, em 2001, e a Ponte Estaiada sobre o Rio Paraná, em 2002; também no LAC, foram conduzidos, por exemplo: os ensaios do Complexo Viário Jornalista Roberto Marinho, em 2006, considerado um marco na história do Laboratório, os estudos da Ponte sobre o Rio Negro, realizados em 2012 e os da Ponte de Laguna, realizados em 2014. Os ensaios em túnel de vento são geralmente conduzidos com modelos reduzidos seccionais e/ou completos, com avaliações estáticas e dinâmicas que permitem a interpretação dos resultados para a ponte real.

Estudos que abordem os resultados de resposta dinâmica obtidos através de investigações experimentais são de grande importância não só para os engenheiros responsáveis pelo projeto, principal parte interessada, como também para o meio acadêmico das Engenharias Civil, Estrutural e do Vento: de um lado, os projetistas obtêm a previsão de comportamento e desempenho aerodinâmico de sua estrutura, conferindo segurança ao seu projeto e, de outro, a base de dados disponível para novas pesquisas se expande. Em se tratando de estruturas complexas como as pontes, que apresentam comportamento bastante variável, somente a partir

da avaliação e agrupamento dos dados disponibilizados em trabalhos como este (e semelhantes) podem surgir iniciativas de pesquisadores para a busca de certos padrões que deverão servir como base na elaboração e atualização de normas e códigos: no Brasil, atualmente, não existe uma norma com recomendações para ação do vento em pontes, o que deve ocorrer na próxima atualização da NBR 6123:1988 – Forças devidas ao vento nas edificações. Mesmo que não exista perspectiva para que os ensaios em túnel de vento sejam substituídos pelas equações teóricas, não se pode subestimar o potencial destas para a condução de projetos preliminares mais eficientes, seguros e satisfatórios do ponto de vista aerodinâmico.

## 1.2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo principal a determinação da resposta transversal de uma ponte em arco metálico frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices, através de investigação experimental de modelos reduzidos: modelo seccional e modelo aeroelástico completo. Para tanto, são estipulados os seguintes objetivos secundários:

- a) realizar uma revisão bibliográfica acerca da aerodinâmica de pontes e efeitos dinâmicos induzidos pela ação do vento, dando ênfase para o fenômeno de desprendimento de vórtices;
- b) abordar aspectos referentes à modelagem de pontes em túnel de vento e projetar um modelo aeroelástico completo para condução dos ensaios;
- c) acompanhar a realização dos ensaios em túnel de vento, tanto do modelo seccional quanto do modelo aeroelástico completo;
- d) apresentar e efetuar análise dos resultados obtidos, comparando com previsões teóricas de velocidade crítica e estipulando critérios de avaliação das amplitudes de resposta.

## 1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

O presente trabalho está dividido em oito capítulos que, em grande parte, seguem a ordem cronológica de realização da pesquisa. Nesta divisão, procurou-se estabelecer uma estrutura coerente de apresentação, para que, ao chegar na parte final, o leitor tenha as ferramentas necessárias para a compreensão da análise dos resultados.

Neste primeiro capítulo, Cap.1 – Introdução, é feita uma breve introdução sobre os tipos de ação dinâmica do vento em pontes e sobre a evolução da importância dos estudos aerodinâmicos, mostrando a relevância de trabalhos com esta temática. Além disso, são definidos os objetivos principal e secundários da pesquisa.

No segundo capítulo, Cap. 2 – Aerodinâmica de pontes, são abordados os tipos de pontes e seu comportamento aerodinâmico, apresentadas as convenções de força e coeficientes aerodinâmicos para uma seção genérica de tabuleiro e, por fim, resumidamente definidos os efeitos dinâmicos de martelamento, galope e drapejamento.

No terceiro capítulo, Cap. 3 – Desprendimento de vórtices, são discutidos os mais diversos detalhes acerca do fenômeno de desprendimento de vórtices, tais como: parâmetros adimensionais necessários para o tratamento e entendimento do fenômeno, mecanismo de formação dos vórtices, desprendimento periódico (Vórtices de Von Kàrmàn), tipos de vibrações induzidas por vórtices e fatores que as influenciam, cálculo de velocidades críticas e critérios para análise das amplitudes de resposta.

No quarto capítulo, Cap. 4 – Ensaio em túnel de vento, é apresentado o Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann (onde foram realizados os estudos aerodinâmicos) e as suas principais características. As técnicas de semelhança de vento e semelhança aeroelástica, bem como os tipos de modelo reduzido para investigações experimentais de pontes também são tópicos de discussão deste capítulo.

No quinto capítulo, Cap. 5 – A ponte em arco metálico: protótipo e modelo aeroelástico completo, são informadas as principais características geométricas, os materiais utilizados e as frequências naturais e modos de vibração do projeto da ponte em arco metálico, tratado como “protótipo”. Além disso, é apresentado o projeto do modelo aeroelástico completo, que compreende as dimensões e os materiais do chamado “esqueleto estrutural” e as frequências e modos de vibração a serem reproduzidos em escala.

No sexto capítulo, Cap. 6 – Investigações Experimentais, são descritos os ensaios dinâmicos realizados em túnel de vento com os modelos seccional e aeroelástico completo, este último contando com algumas imagens e comentários que detalham a sua fase de construção. Ainda, informações sobre as características dos modelos, instrumentação, calibração e programa de ensaios são fornecidas.

No sétimo capítulo, Cap. 7 – Resultados e comentários, são apresentados, em forma de gráficos, os resultados obtidos tanto nos ensaios estáticos, de onde derivam os coeficientes aerodinâmicos, quanto dos ensaios dinâmicos para o modelo seccional, onde são feitas as análises referentes ao desprendimento de vórtices, e para o modelo completo, onde é avaliada a estabilidade global do modelo.

No oitavo capítulo, Cap. 8 – Conclusões, é feito um fechamento do trabalho, revisitando pontos importantes abordados ao longo do texto, apresentando as conclusões relacionadas a cada objetivo proposto e, por fim, são elencadas sugestões para trabalhos futuros.

Além destas breves explicações, é importante ressaltar que, de maneira a preservar a identidade da estrutura, somente os dados fundamentais para realização dos estudos aerodinâmicos e análises de resultados são apresentados, o que também impossibilita a incorporação de imagens que mostrem, na íntegra, os modelos reduzidos construídos.

## 2. AERODINÂMICA DE PONTES

Neste capítulo é apresentada uma síntese sobre a aerodinâmica de pontes, abordando os principais tipos de pontes e os efeitos dinâmicos da ação do vento em um componente em especial: o tabuleiro.

### 2.1 TIPOS DE PONTES E COMPORTAMENTO AERODINÂMICO

Existem diferentes critérios disponíveis para classificação de pontes, podendo ser citados como principais: material constituinte, tamanho do vão e o conceito estrutural. Segundo Lin e Yoda (2017), é possível afirmar que:

- a) a classificação por material constituinte não é muito conveniente, pois é prática comum a utilização de diversos materiais na construção da estrutura de uma ponte: aço, concreto e madeira são os mais conhecidos;
- b) a classificação pelo tamanho do vão divide as pontes em três grupos: vão curto, vão médio e vão longo. No entanto, além de não existir nenhum critério padrão ou normatização para definição dos limites entre os grupos, o entendimento do que é curto, médio e longo pode ser apontado como uma questão temporal, visto o crescente aumento da extensão das pontes ao longo dos últimos anos. De qualquer maneira, uma boa estimativa é de que se classifique os vãos curtos com até 40 metros, os vãos médios com 40 até 125 metros e os vãos longos a partir de 125 metros;
- c) a classificação pelo conceito estrutural é a mais comumente adotada e popular, pois abrange diferenciações importantes a respeito de projeto e construção. Os principais tipos de pontes em relação ao conceito estrutural são: pontes em viga, pontes treliçadas, pontes em arco, pontes estaiadas e pontes pênséis.

As classificações presentes nos itens “b” e “c” estão, de certa maneira, relacionadas. A escolha do tipo de ponte (a respeito do conceito estrutural) para determinada situação de projeto é condicionada a diversos fatores, sendo um dos predominantes a sua extensão. As pontes mais utilizadas para grandes comprimentos de vão livre são as suspensas por cabos, sendo estas geralmente consideradas (não exclusivamente) como as mais suscetíveis à ação dinâmica do

vento; todavia, existem registros de outros tipos de pontes que apresentaram problemas frente a este tipo de ação, como são os casos, por exemplo, da Ponte Rio-Niterói (ponte em viga), localizada no Brasil (BATTISTA & PFEIL, 2000), e a Ponte Alconétar (ponte em arco), localizada na Espanha (JURADO *et al.*, 2012).

Para Chen e Duan (1999), a interação entre as forças do vento e as vibrações na ponte podem ser dependentes ou independentes do movimento (*motion-dependent* ou *motion-independent*). As forças dependentes do movimento são anuladas no caso de estruturas mais rígidas (onde há pouca ou nenhuma oscilação), enquanto que as forças independentes vão sempre existir, podendo causar maiores ou menores transtornos a depender das características do vento e da seção transversal dos componentes estruturais. Dessa forma, a diferença fundamental das pontes de longo vão para as de curto (ou médio) vão consiste na componente de força dependente do movimento: representa uma parcela insignificante para as pontes de menor extensão, enquanto pode ser a grande responsável por problemas nas pontes mais extensas.

Considerando a fase de projeto, quatro parâmetros são apontados por Chen e Duan (1999) como principais influenciadores no desempenho aerodinâmico de uma ponte: conceito estrutural, rigidez, características da seção transversal e amortecimento. De acordo com os autores, observa-se que:

- a) em relação ao conceito estrutural, as pontes podem ser classificadas em ordem crescente de desempenho aerodinâmico (do pior para o melhor) como: pontes pênses, pontes estaiadas, pontes em arco e pontes treliçadas;
- b) a análise das condições de apoio e do formato da torre, no caso da ponte estaiada, pode ser uma alternativa de aumento de rigidez mais favorável do que a própria adição de materiais, solução geralmente mais cara;
- c) as seções transversais mais eficientes são aquelas que oferecem menor resistência/bloqueio à passagem do vento, o que pode ser obtido a partir da adoção dos chamados “narizes de vento”, por exemplo;
- d) as pontes em aço possuem, em geral, menor amortecimento estrutural do que as pontes em concreto, o que indica maior suscetibilidade à ação dinâmica do vento.

## 2.2 FORÇAS AERODINÂMICAS NO TABULEIRO

A estrutura de uma ponte pode ser subdividida em: superestrutura, responsável pelo recebimento dos esforços do tráfego, mesoestrutura, responsável pela transmissão de esforços da superestrutura para a infraestrutura, e infraestrutura, responsável pela transmissão de esforços ao solo. Dentre os elementos que podem compor uma ponte, o tabuleiro, que faz parte da superestrutura, é, normalmente, o mais esbelto, flexível e menos aerodinâmico, tornando-se o mais suscetível à ação dinâmica do vento quando em comparação com as torres, os cabos e os arcos, por exemplo, que, mesmo com características mais favoráveis, não podem ser simplesmente descartados dos estudos aerodinâmicos.

Os principais conceitos da análise de forças atuantes numa seção de tabuleiro são derivados da engenharia aeronáutica e dos estudos de aerofólios, que são considerados corpos aerodinâmicos, ao contrário dos tabuleiros de pontes (corpos rombudos). Assim, a Fig. 2.1 ilustra as convenções normalmente adotadas em termos de análise bidimensional do escoamento incidente nestes elementos:

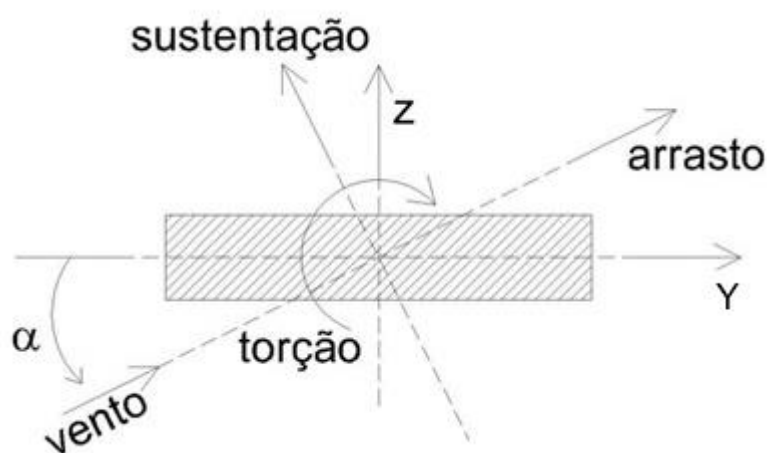


Figura 2.1 - Convenções de força para uma seção genérica de tabuleiro. Fonte: adaptada de Standerski, 2012.



Através da Fig. 2.1, faz-se as seguintes observações:

- a) a força média por unidade de comprimento na direção Y ( $\bar{F}_y$ ) pode ser calculada pela Eq. 2.1:

$$\bar{F}_y = \frac{1}{2} \rho V^2 B C_y \quad (2.1)$$

Onde:

$\rho$  = densidade do ar;

$V$  = velocidade média do vento;

$B$  = largura da seção transversal do tabuleiro;

$C_y$  = coeficiente de força na direção Y.

- b) a força média por unidade de comprimento na direção Z ( $\bar{F}_z$ ) pode ser calculada pela Eq. 2.2:

$$\bar{F}_z = \frac{1}{2} \rho V^2 B C_z \quad (2.2)$$

Onde:

$C_z$  = coeficiente de força na direção Z.

- c) a força média por unidade de comprimento que atua na seção na mesma direção da atuação do vento ( $\bar{F}_a$ ) é chamada de força de arrasto (Eq. 2.3):

$$\bar{F}_a = \frac{1}{2} \rho V^2 B C_a \quad (2.3)$$

Onde:

$C_a$  = coeficiente de arrasto.

- d) a força média por unidade de comprimento que atua na seção na direção transversal à atuação do vento ( $\bar{F}_s$ ) é chamada de força de sustentação (Eq. 2.4):

$$\bar{F}_s = \frac{1}{2} \rho V^2 B C_s \quad (2.4)$$

Onde:

$C_s$  = coeficiente de sustentação.

e) o momento torsor médio por unidade de comprimento que atua na seção ( $\bar{M}_t$ ) é chamado de momento de torção (Eq. 2.5):

$$\bar{M}_t = \frac{1}{2} \rho V^2 B^2 C_t \quad (2.5)$$

Onde:

$C_t$  = coeficiente de torção.

Os coeficientes de força apresentam as seguintes relações entre si (Eq. 2.6 e 2.7):

$$C_a(\alpha) = C_y(\alpha) \cos \alpha + C_z(\alpha) \sin \alpha \quad (2.6)$$

$$C_s(\alpha) = -C_y(\alpha) \sin \alpha + C_z(\alpha) \cos \alpha \quad (2.7)$$

### 2.3 EFEITOS DINÂMICOS DO VENTO EM PONTES

Assim como as demais cargas atuantes, as forças do vento implicam duas necessidades primárias no projeto de pontes: resistência contra a ruptura (estado limite último) e rigidez suficiente para atingir os critérios de serviço e conforto na utilização (estado limite de serviço). A peculiaridade em relação à ação do vento reside na excitação dinâmica que pode provocar na estrutura, ou seja, além da componente estática, compreendida, em geral, pela velocidade média do vento para o local, existe a componente dinâmica, normalmente relacionada com as características do escoamento e/ou mecanismos de interação fluido-estrutura.

As ações dinâmicas do vento em pontes são originadas, basicamente, por três razões: flutuações de pressão devidas à turbulência, desprendimento de vórtices e a partir da interação entre o escoamento e o estado oscilatório desenvolvido pelo elemento (STRØMMEN, 2010). Tais efeitos são conhecidos, respectivamente, por martelamento (*buffeting*), desprendimento de vórtices (*vortex shedding*) e instabilidades induzidas por movimento (*motion induced instabilities*), onde se encaixam os fenômenos de drapejamento (*flutter*) e galope (*galloping*).

De forma geral, mesmo que os fenômenos aerodinâmicos possam ocorrer de forma simultânea, a literatura especializada lida com a diversidade de efeitos dinâmicos devidos a ação do vento de maneira individual, isto é, a estimativa teórica de resposta da estrutura é analisada separadamente para cada efeito. O embasamento para tal tratamento, segundo Strømme (2010), consiste no fato de que, para grande maioria das estruturas na engenharia civil, cada

fenômeno se manifesta em sua plenitude (provoca amplitudes máximas de oscilação) em diferentes faixas de velocidade do vento (Fig. 2.2a e Fig. 2.2b):

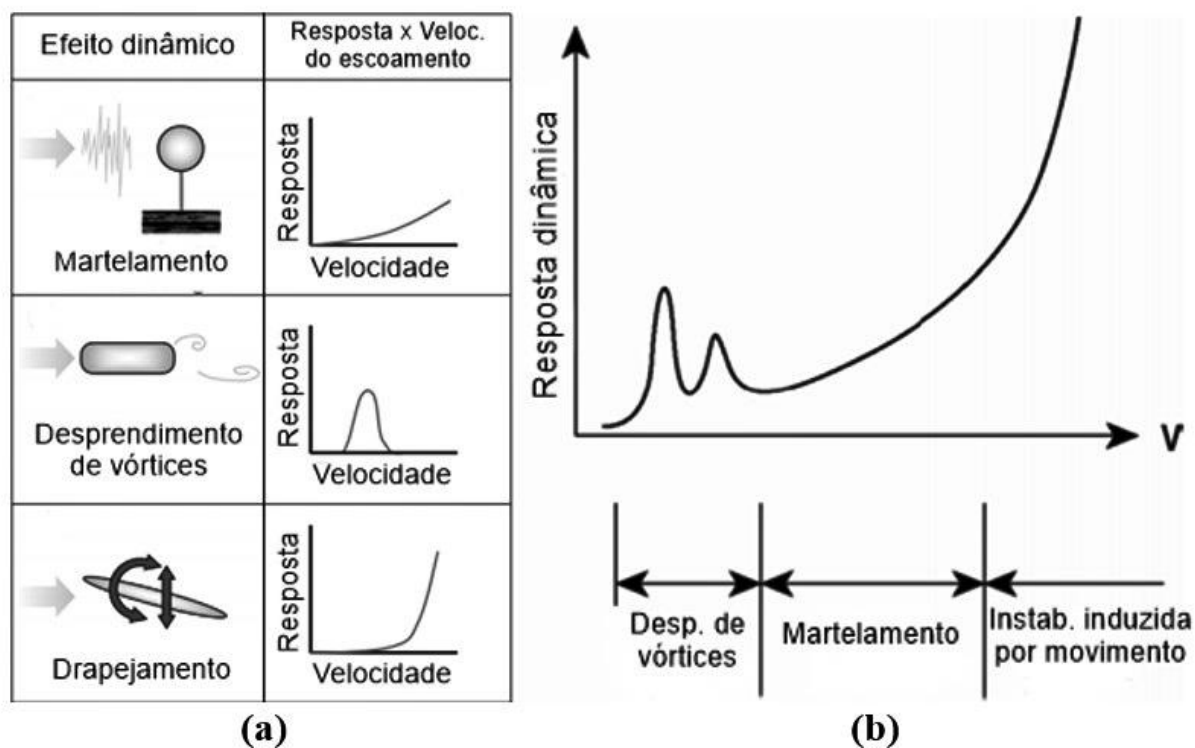


Figura 2.2 - Relação entre resposta e velocidade do escoamento para diferentes tipos de efeitos dinâmicos: (a) mostradas individualmente e (b) mostradas em conjunto. Fonte: adaptada de Nakamura et al., 2014 e Strømmen, 2010.

Outro aspecto marcante da ação dinâmica do vento diz respeito à amplitude de resposta esperada para cada tipo de efeito: os fenômenos de desprendimento de vórtices e o martelamento estão associados a amplitudes limitadas de resposta, enquanto o drapejamento e o galope estão associados a amplitudes divergentes (não são “ilimitadas” pois teoricamente podem atingir um nível que leve ao colapso da estrutura). As características usuais de espectro de força de arrasto, sustentação e torção (*ver* subitem 2.2), amortecimento e valor RMS (*root mean square*) de resposta em relação à velocidade reduzida (*ver* subitem 3.1.4) são mostrados nas Fig. 2.3, Fig. 2.4 e Fig. 2.5, respectivamente. Nas análises dinâmicas da atuação do vento, o amortecimento total é comumente tomado como uma composição (soma) entre o amortecimento estrutural, que é um parâmetro característico da estrutura, e o amortecimento aerodinâmico que, de forma sucinta, pode ser entendido como o reflexo, no comportamento da estrutura, da interação entre o movimento desta com o escoamento no qual está submetida.

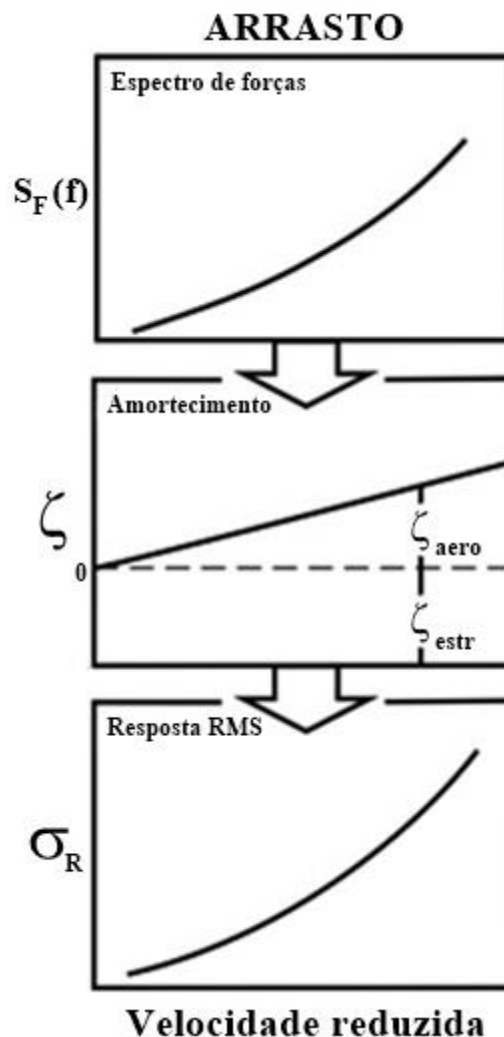


Figura 2.3 - Características usuais associadas aos fenômenos de martelamento, desprendimento de vórtices e drapejamento: força de arrasto vs. velocidade reduzida do vento. Fonte: Adaptada de Davenport, 1998 *apud* Vallis, 2013.

Em termos de força de arrasto, o principal agente é o martelamento. Na Fig. 2.3, pode-se observar que a intensidade da força cresce com o aumento da velocidade do escoamento, sendo o mesmo comportamento esperado na amplitude de resposta (na direção de atuação do vento, por se tratar de arrasto). Além disso, o ponto de partida do amortecimento total é o amortecimento estrutural, de maneira que, com o aumento do movimento da estrutura, o amortecimento aerodinâmico cresce, sendo benéfico à estabilidade da mesma.

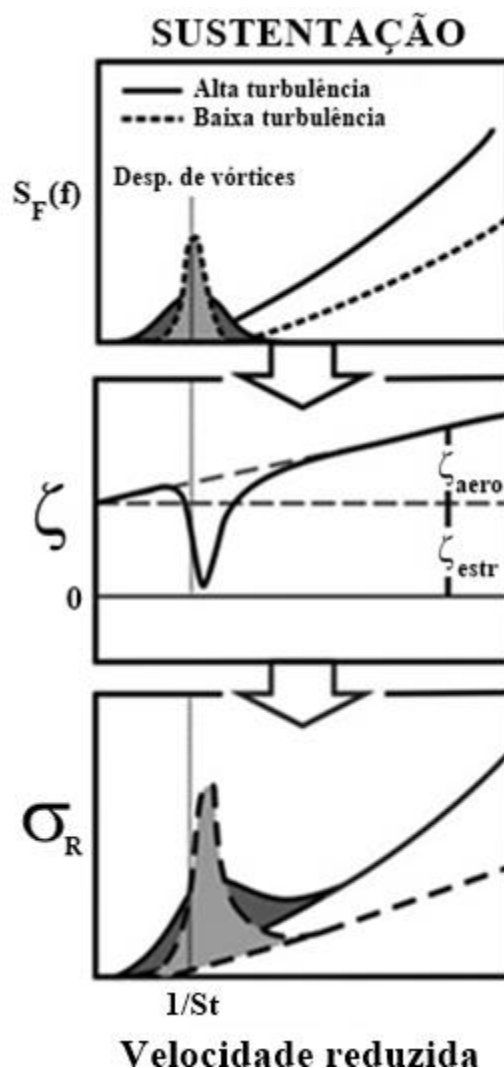


Figura 2.4 - Características usuais associadas aos fenômenos de martelamento, desprendimento de vórtices e drapejamento: força de sustentação vs. velocidade reduzida do vento. Fonte: Adaptada de Davenport, 1998 *apud* Vallis, 2013.

Para o caso da força de sustentação, os agentes são: o desprendimento de vórtices, ao redor da região caracterizada por um pico (Fig. 2.4), tanto no espectro de força quanto na resposta da estrutura (na direção transversal do escoamento, por se tratar de sustentação), e o martelamento, para velocidades mais elevadas, pois a turbulência também se faz presente na direção transversal do escoamento. Na faixa de velocidades ao redor da velocidade crítica reduzida de desprendimento de vórtices ( $1/St$ ), observa-se que o amortecimento aerodinâmico assume valores negativos, diminuindo o amortecimento total e causando um grande aumento no valor RMS da resposta; o caráter de amplitude limitada, no entanto, se deve ao fato de que, à medida que a velocidade do escoamento se afasta da velocidade crítica, o amortecimento aerodinâmico volta a ter valores positivos, contribuindo para o amortecimento total e para a estabilidade da estrutura.

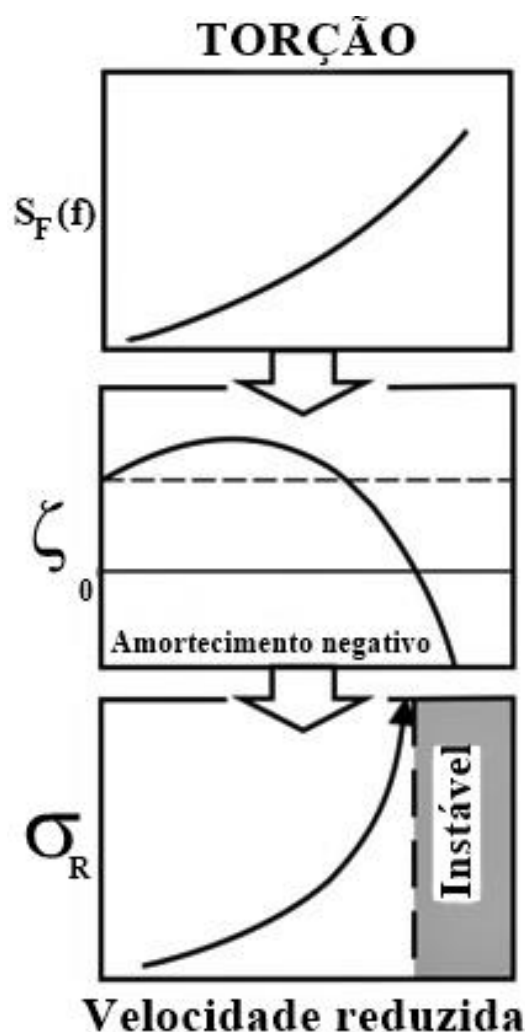


Figura 2.5 - Características usuais associadas aos fenômenos de martelamento, desprendimento de vórtices e drapejamento: momento de torção vs. velocidade reduzida do vento. Fonte: Adaptada de Davenport, 1998 *apud* Vallis, 2013.

No que diz respeito ao momento de torção, mesmo que o desprendimento de vórtices e o martelamento sejam capazes de gerar componentes de torção (com comportamento semelhante ao correspondente à sustentação), o principal agente é o drapejamento. Da mesma forma que na componente de arrasto, na Fig. 2.5 pode-se observar um aumento da intensidade da força com o aumento da velocidade do escoamento; todavia, a partir de uma determinada velocidade, o amortecimento total assume valor negativo, ou seja, a estrutura passa a se auto excitar e tem comportamento aerodinâmico instável.

Ademais, é válido reiterar que menores velocidades do vento podem ser responsáveis por amplitudes mais elevadas de resposta (*vide* Fig. 2.2a e 2.2b), o que destaca a importância da avaliação do fenômeno de desprendimento de vórtices. As oscilações causadas por este efeito não devem ser negligenciadas no projeto de pontes, mesmo com amplitudes limitadas, pois

podem causar fadiga nos elementos (variação nos esforços, ora de tração, ora de compressão) e movimentos que comprometam suas condições de serviço; tais complicações podem ocorrer mesmo que o projeto seja seguro contra os ventos extremos e suas consequências. Nos subitens que seguem são brevemente discutidos os efeitos dinâmicos citados até agora, com exceção do desprendimento de vórtices, que é discutido com exclusividade no próximo capítulo.

### 2.3.1 Martelamento

O martelamento é definido como uma resposta da estrutura frente à aleatoriedade do vento incidente, que está presente tanto na direção longitudinal quanto na direção transversal do escoamento. É um fenômeno que se manifesta somente em escoamentos turbulentos, sendo a turbulência um resultado natural das características topográficas do local ou até mesmo de obstruções posicionadas à barlavento da estrutura em análise, causando o chamado “martelamento na esteira”. Segundo Larsen e Larose (2015), o martelamento pode ficar de fora do grupo das interações fluido-estrutura, no sentido de que a movimentação da estrutura resultante deste fenômeno não causa maiores alterações no padrão de escoamento ao seu redor.

De maneira semelhante ao fenômeno de desprendimento de vórtices, causa resposta dinâmica com amplitudes limitadas; no entanto, difere na largura de banda do espectro de força, que é bem mais amplo (*vide* Fig. 2.3), ou seja, não existe um valor de velocidade crítica específico para sua manifestação. Além disso, de acordo com Chen e Duan (1999), os modelos teóricos concebidos para desprendimento de vórtices consideram as vibrações decorrentes com caráter periódico, enquanto que as vibrações de martelamento tem caráter aleatório.

De acordo com Holmes (2015), o grande precursor das teorias desenvolvidas para entendimento do efeito de martelamento em pontes de longos vãos foi Alan G. Davenport. Larsen e Larose (2015) dispõem que a análise teórica deste fenômeno pode se dar tanto no domínio da frequência quanto no domínio do tempo, sendo este último capaz de incorporar características não-lineares tanto estruturais quanto aerodinâmicas, como por exemplo o acoplamento de diferentes modos de vibração.

Na Fig. 2.3, é mostrado que as maiores amplitudes de resposta ao martelamento são esperadas para grandes velocidades do vento. Como critério de análise, o manual *Design Manual for Roads and Bridges* (2001) dispõe que, para que possam ser ignoradas as amplificações dinâmicas deste tipo de fenômeno, o projeto de uma ponte deve resultar em frequências naturais referentes aos primeiros modos de vibração (flexão vertical, flexão lateral e torção) acima de 1

Hz. Maiores detalhes sobre a teoria do martelamento (*buffeting theory*) em pontes podem ser encontrados na literatura especializada, como Sockel (1994), Simiu e Scanlan (1996), Chen e Duan (1999), Strømmen (2010) e Holmes (2015), por exemplo.

### 2.3.2 Galope

O galope é um termo utilizado para se referir a grandes oscilações de corpos rombudos não-circulares na direção transversal à atuação do vento. A origem deste fenômeno está ligada à mudança do ângulo de ataque em um corpo que esteja em movimento, o que resulta em alterações nas forças aerodinâmicas (arrasto e sustentação), que passam a se auto excitar, ou seja, o amortecimento total assume valores negativos (XU, 2013).

O galope tem sua manifestação mais conhecida em cabos de linhas de transmissão em que ocorra acúmulo de gelo: a seção do cabo passa a ter um formato de “D” e não mais circular, perdendo a condição de simetria na distribuição das forças. Segundo Chen e Duan (1999) e Xu (2013), o galope raramente é observado em estruturas de pontes, salvo o caso de pontes muito leves, como por exemplo as destinadas exclusivamente para passagem de pedestres.

O critério mais famoso para a determinação da suscetibilidade de uma estrutura ao galope é o de Den Hartog (Eq. 2.8), normalmente checado na condução de ensaio em túnel de vento para  $\alpha = 0^\circ$ :

$$\left(\frac{dC_s}{d\alpha} + C_a\right) < 0 \quad (2.8)$$

Onde:

$C_s$  = coeficiente de sustentação;

$C_a$  = coeficiente de arrasto;

$\alpha$  = ângulo de ataque (ou incidência) do vento.

Segundo Larsen e Larose (2015), o amortecimento aerodinâmico associado ao critério de Den Hartog pode ser determinado pela Eq. 2.9:

$$\zeta_a = \frac{\rho V D}{4 m_s \omega_n} \left(\frac{dC_s}{d\alpha} + C_a\right) \quad (2.9)$$



Onde:

$\rho$  = densidade do ar;

$V$  = velocidade média do vento;

$D$  = altura da seção transversal do tabuleiro;

$m_s$  = massa da seção transversal;

$\omega_n$  = frequência angular natural da estrutura para o modo de vibração em análise.

Da Eq. 2.8 observa-se que é condição necessária para ocorrência do galope que o termo  $dC_s/d\alpha$  seja negativo e com maior valor absoluto que  $C_a$ ; já da Eq. 2.9 percebe-se que, na ocorrência do galope, o amortecimento aerodinâmico assume valor negativo, prejudicando a estabilidade da estrutura.

No código europeu (EUROCODE, 2005), consta uma equação para determinação da velocidade crítica de início das oscilações por galope,  $V_{CG}$ , reproduzida abaixo (Eq. 2.10):

$$V_{CG} = \frac{2 Sc}{a_G} f_{vert} D \quad (2.10)$$

Onde:

$Sc$  = número de Scruton (definido no Cap. 3 – Desprendimento de vórtices);

$f_{vert}$  = frequência natural de vibração associada à flexão vertical do tabuleiro;

$a_G$  = fator de instabilidade por galope, relacionado ao formato e dimensões da seção transversal do tabuleiro.

Uma vez calculada a velocidade  $V_{CG}$ , o EUROCODE (2005) propõe a comparação com a velocidade média do vento ( $V$ ) prevista para o local, indicando que, para um projeto seguro, a seguinte condição deve ser verificada (Eq. 2.11):

$$V_{CG} > 1,25 V \quad (2.11)$$

Em termos comparativos, as principais diferenças do galope para o fenômeno de desprendimento de vórtices são: grandes amplitudes de resposta da estrutura, frequências muito menores de oscilação e velocidades mais altas de ocorrência.

### 2.3.3 Drapejamento

As oscilações por drapejamento têm origem no campo da engenharia aeronáutica, mais especificamente no estudo de aerofólios, pois se manifestam em velocidades altas de escoamento e apresentam amplitudes elevadas a ponto de causar a destruição da estrutura. De acordo com Simiu e Scanlan (1996), ao migrar para as Engenharias Civil e do Vento, duas nomenclaturas foram derivadas e são diretamente aplicáveis para estruturas como o tabuleiro de pontes de longos vãos:

- a) drapejamento clássico (*classic flutter* ou *two-degree-of-freedom flutter*), que se refere a um fenômeno aeroelástico que envolve oscilações em dois graus de liberdade da estrutura, como resultado do acoplamento entre dois modos de vibração: translação vertical e torção;
- b) drapejamento em um grau de liberdade (*single-degree-of-freedom flutter*, *stall flutter* ou *torsion flutter*) ou simplesmente drapejamento, remetendo à instabilidade exclusivamente torsional que, de forma semelhante ao efeito de galope, é resultado da variação das forças aerodinâmicas atuando na seção mediante alteração do ângulo de ataque.

Sendo assim, entende-se que o drapejamento estará sempre ligado ao movimento torsional, podendo ou não ocorrer em conjunto com o vertical. Segundo Xu (2013), o mecanismo de “auto alimentação” associado ao drapejamento funciona da seguinte maneira: se a energia provida pelas forças aerodinâmicas de ventos fortes é maior do que a capacidade da ponte em dissipá-la (amortecimento estrutural insuficiente), a amplitude de vibração irá aumentar; com o maior movimento, as forças aerodinâmicas são amplificadas, estabelecendo um ciclo que pode se manter até o colapso da estrutura.

Larsen e Larose (2015) citam que o desenvolvimento do drapejamento em um ou dois graus de liberdade está condicionado, entre outros fatores, ao formato da seção transversal do tabuleiro. O desenvolvimento do drapejamento clássico é predominante em seções que apresentem bordas “pontudas”, que não provoquem uma separação abrupta do escoamento, como é o caso das seções trapezoidais fechadas; já o drapejamento em um grau de liberdade tende a ocorrer com mais facilidade em seções que apresentem bordas mais “retas”, onde a formação de vórtices na extremidade de barlavento tem certa influência no movimento rotacional (Fig. 2.6).

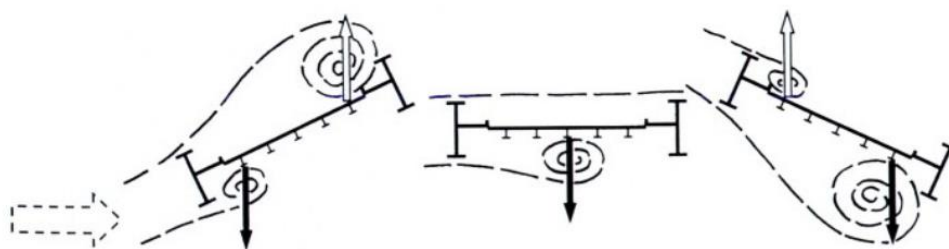


Figura 2.6 - Influência da formação de vórtices no movimento rotacional ligado ao drapejamento em um grau de liberdade. Fonte: Scott, 2001 *apud* Núñez, 2008.

Grande parte das equações teóricas utilizadas para a análise do drapejamento incorporam os chamados coeficientes de Scanlan ou derivativos de drapejamento (*flutter derivatives*) para definir as forças de auto excitação relacionadas ao fenômeno. Larsen e Larose (2015) dispõem que, atualmente, trabalha-se com oito derivativos de drapejamento, sendo os coeficientes  $A_{i=1,2,3,4}$  relacionados ao movimento rotacional e os coeficientes  $H_{i=1,2,3,4}$  relacionados ao movimento vertical; ambos são funções da velocidade do vento e das frequências naturais da estrutura. Abaixo, segue um ilustrativo dos resultados da determinação em túnel de vento dos derivativos para a Ponte Izmit, de seção trapezoidal (Fig. 2.7 e Fig. 2.8):

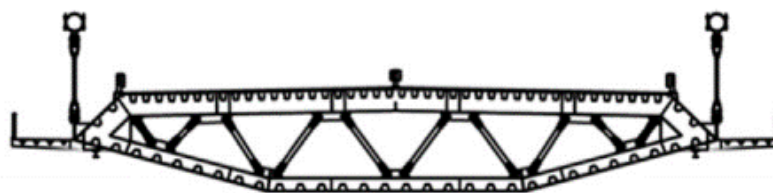


Figura 2.7 - Seção transversal da Ponte Izmit, na Turquia. Fonte: Larsen e Larose, 2015.

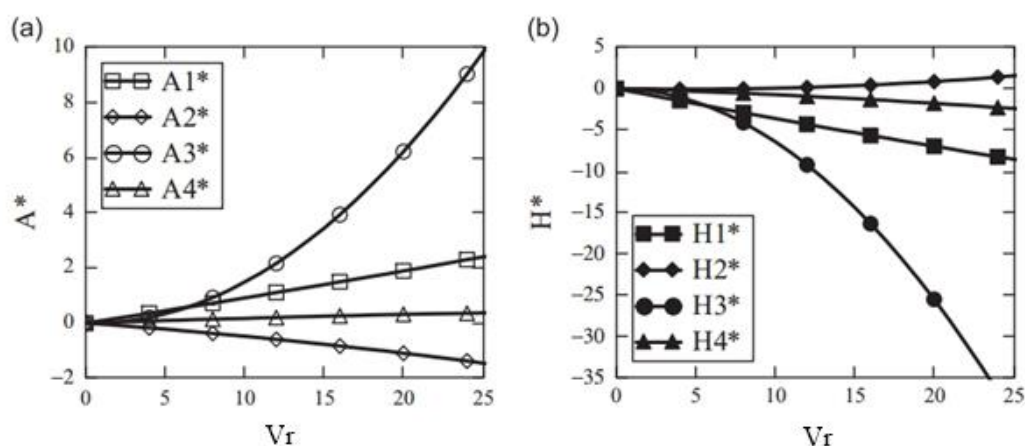


Figura 2.8 - Derivativos de drapejamento da Ponte Izmit: (a) derivativos relacionados ao movimento rotacional e (b) derivativos relacionados ao movimento vertical. Fonte: adaptada de Larsen e Larose, 2015.

De acordo com Holmes (2015), a determinação dos derivativos é normalmente conduzida nos ensaios de túnel de vento em escoamento suave, pois a influência da turbulência no fenômeno de drapejamento é pequena. Ainda segundo o autor, a suscetibilidade de instabilidade devido ao drapejamento em pontes pode ser avaliada a partir do sinal e da magnitude dos coeficientes de Scanlan: valores positivos do coeficiente  $A_2$  sugerem o desenvolvimento de drapejamento de um grau de liberdade, por exemplo. Mais detalhes sobre os modelos matemáticos podem ser encontrados na literatura especializada, recomendada anteriormente neste trabalho (ver 2.3.1).

Assim como para o galope, o EUROCODE (2005) também apresenta equação para determinação da velocidade crítica de disparo do drapejamento (Eq. 2.12):

$$V_{CD,1} = \left[ \frac{2K_{tor\zeta}}{\rho B^2 \frac{dC_t}{d\alpha}} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.12)$$

Onde:

$K_{tor\zeta}$  = rigidez torsional da estrutura;

$B$  = largura da seção transversal do tabuleiro;

$dC_t/d\alpha$  = taxa de variação do coeficiente de torção em função do ângulo de ataque do vento.

Segundo Campos (2014), a expressão do código europeu (Eq. 2.12) é mais indicada para avaliação do drapejamento em um grau de liberdade, sendo mais utilizada a “fórmula de Selberg” (Eq. 2.13) para avaliar o drapejamento em dois graus de liberdade:

$$V_{CD,2} = 3,71 f_{tor\zeta} B \sqrt{\left[ 1 - \left( \frac{f_{vert}}{f_{tor\zeta}} \right)^2 \right] \frac{\sqrt{m I_g}}{\rho B^3}} \quad (2.13)$$

Onde:

$f_{tor\zeta}$  = frequência natural de vibração associada à torção do tabuleiro;

$m$  = massa do tabuleiro por unidade de comprimento;

$I_g$  = momento de inércia de massa do tabuleiro por unidade de comprimento.

A verificação proposta pelo EUROCODE (2005) para projetos seguros é de que a velocidade crítica de disparo do drapejamento respeite a seguinte relação:

$$V_{CD} > 2 V \quad (2.14)$$

### 3. DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES

Neste capítulo são apresentados conceitos fundamentais a respeito do fenômeno de desprendimento de vórtices e das vibrações induzidas por vórtices, com enfoque principal nas oscilações transversais de tabuleiros de pontes.

#### 3.1 PARÂMETROS ADIMENSIONAIS AERODINÂMICOS

Nos itens que seguem são introduzidos os parâmetros adimensionais aerodinâmicos de maior importância na análise do fenômeno de desprendimento de vórtices e das vibrações induzidas por vórtices.

##### 3.1.1 Número de Reynolds ( $Re$ )

Fisicamente, o número de Reynolds traz uma relação entre as forças inerciais, que representam a resistência do fluido à alteração de seu estado de movimento, e as forças de viscosidade do fluido, que representam as forças de atrito entre as suas partículas (Eq. 3.1):

$$Re = \frac{V D}{\nu} \quad (3.1)$$

Onde:

$V$  = velocidade do escoamento do fluido (vento);

$D$  = dimensão característica do corpo imerso no escoamento, correspondendo à altura da seção transversal no caso de tabuleiros de pontes;

$\nu$  = coeficiente de viscosidade cinemática do fluido (ar).

Considerando a relação entre forças, é possível concluir que valores elevados deste adimensional indicam domínio das forças de inércia, enquanto que valores reduzidos indicam a maior influência das forças de viscosidade no escoamento (BLESSMANN, 2011).

Na mecânica dos fluidos, o número de Reynolds é utilizado como um indicador do regime de escoamento, que pode ser classificado como laminar, onde as partículas do fluido seguem linhas de trajetória paralelas, ou turbulento, onde as partículas seguem trajetórias irregulares e se misturam pelo fluido, sendo observado que a transição entre os dois regimes não se dá de forma gradual e sim súbita (BLESSMANN, 2011).

### 3.1.2 Número de Strouhal ( $St$ )

O número de Strouhal é um adimensional ligado ao fenômeno de desprendimento periódico de vórtices, representando uma relação entre frequência de desprendimento de vórtices, dimensão característica da seção transversal e velocidade média do escoamento (Eq. 3.2):

$$St = \frac{f_V D}{V} \quad (3.2)$$

Onde:

$f_V$  = frequência de desprendimento de um par de vórtices;

$D$  = dimensão característica do corpo imerso no escoamento, correspondendo à altura da seção transversal no caso de tabuleiros de pontes;

$V$  = velocidade do escoamento do fluido (vento).

No caso de seções retangulares, este parâmetro adimensional pode ser afetado por diversos fatores, tais como:

- a) relação entre a largura ( $B$ ) e altura ( $D$ ) da seção transversal, também chamada de razão de esbeltez ( $B/D$ );
- b) ângulo de ataque ( $\alpha$ );
- c) eventual curvatura de suavização nos cantos da seção;
- d) variação do número de Reynolds;
- e) turbulência do escoamento.

A determinação experimental de valores de números de Strouhal para diferentes tipos de seções retangulares em condições de escoamento variáveis (variação do número de Reynolds) é tema de diversos estudos como, por exemplo, os trabalhos de Okajima (1982) e Naudascher e Wang (1993). Além destes, Blessmann (2005), a partir de compilação de uma série de referências, dispõe uma tabela onde estão compreendidas diferentes seções transversais, a direção de atuação do vento e o correspondente número de Strouhal, além de informações complementares a depender do tipo de seção.

Em termos práticos, uma vez definidas as características da seção transversal e conhecidas as características de vento do local, pode-se admitir o número de Strouhal como uma constante: para seções retangulares com cantos vivos, o número de Strouhal apresenta variação entre 0,10

e 0,20, enquanto para seções retangulares com cantos suavizados os valores passam a variar entre 0,20 e 0,30 (NAKAMURA *et al.*, 2014). Alternativamente, pode-se utilizar a Eq. 3.3 para o cálculo do número de Strouhal (BRITISH DESIGN RULES, 1993 *apud* NÚÑEZ, 2008):

$$St = \frac{1}{\frac{1,1B}{D} + 1} \quad (3.3)$$

### 3.1.3 Número de Scruton ( $Sc$ )

Também conhecido como “parâmetro de massa-amortecimento”, o número de Scruton representa uma relação entre massa do corpo, amortecimento e massa do fluido. No caso de seções retangulares (ou similares), pode ser calculado como mostra a Eq. 3.4:

$$Sc = 2 m_r \delta = \frac{2 m \delta}{\rho B D} \quad (3.4)$$

Onde:

$m$  = massa da estrutura, por unidade de comprimento;

$\delta$  = amortecimento estrutural expresso por decremento logarítmico;

$\rho$  = densidade do ar;

$B$  = largura da seção transversal;

$D$  = altura da seção transversal;

$m_r$  = massa reduzida, adimensional, que pode ser calculada pela Eq. 3.5:

$$m_r = \frac{m}{\rho B D} \quad (3.5)$$

No caso de valores baixos de amortecimento, como é usual nas construções civis, pode-se fazer a aproximação (Eq. 3.6):

$$\delta = 2 \pi \zeta \quad (3.6)$$

Onde:

$\zeta$  = razão de amortecimento crítico.

Vale a pena ressaltar que, no cálculo do número de Scruton de seções circulares, o produto “ $B D$ ” da Eq. 3.4 é substituído por “ $d^2$ ”, sendo “ $d$ ” o diâmetro da seção.

### 3.1.4 Velocidade, frequência e amplitude reduzidas

A velocidade reduzida (ou normalizada) é um adimensional bastante utilizado nas análises paramétricas aerodinâmicas, uma vez que permite comparação mais realista entre elementos de diferentes dimensões. É calculada como mostra a Eq. 3.7:

$$V_r = \frac{V}{f_n D} \quad (3.7)$$

Onde:

$V$  = velocidade do escoamento do fluido (vento);

$f_n$  = frequência natural de vibração do elemento;

$D$  = dimensão característica do corpo imerso no escoamento, correspondendo à altura da seção transversal no caso de tabuleiros de pontes.

A frequência reduzida (ou normalizada), por sua vez, corresponde ao inverso da velocidade reduzida, podendo ser calculada como mostra a Eq. 3.8:

$$f_r = \frac{f_n D}{V} = \frac{1}{V_r} \quad (3.8)$$

A amplitude reduzida (ou normalizada) pode ser determinada pela Eq. 3.9:

$$A_{z,r} = \frac{Z}{D} \quad (3.9)$$

Onde:

$Z$  = amplitude de resposta vertical.

## 3.2 O FENÔMENO DE DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES

Grande parte das estruturas compreendidas pela Engenharia Civil, quando submetidas à ação do vento, experimentam a separação do fluxo de ar em sua superfície (trajetória das partículas não segue o contorno do corpo), sendo chamadas de corpos rombudos (*bluff bodies*) por apresentarem esta característica. O escoamento ao redor de um corpo rombudo é um complexo tema da dinâmica dos fluidos que tem sido estudado ao longo dos anos, sendo possível estabelecer alguns padrões de comportamento que dependem, basicamente, das características do corpo rombudo, das condições do escoamento e do próprio comportamento/movimento do corpo mediante o escoamento.



A separação (ou descolamento) do fluxo de ar ao encontrar um corpo rombudo acontece em um ponto da superfície do corpo onde a velocidade se anula e, a partir deste ponto, observa-se a inversão do movimento do fluido junto a superfície do corpo, causando uma alteração na distribuição de pressões (BLESSMANN, 2011). Em outras palavras, a separação do fluxo de ar está, necessariamente, relacionada à formação de camada de cisalhamento (*shear layer*) no limite entre o corpo e o fluido. Teoricamente, a formação de camada de cisalhamento pode resultar em condição estável, onde não ocorre interação entre o corpo e o fluido, ou em condição instável, onde existe interação entre o corpo e o fluido e é observado, na superfície ou na esteira do corpo, o surgimento de movimentos circulares de ar ao redor de um referencial, conhecidos como vórtices. Para quase totalidade dos corpos rombudos tem-se a condição de camada de cisalhamento instável (HOA, 2005).

Como resultado da formação dos vórtices, surgem zonas de baixa pressão ao redor do corpo, fazendo com que este seja sugado em direção a estas zonas e submetido a forças transversais (forças de sustentação), que podem gerar, também, momentos alternados, uma vez que nem sempre atuam no centro de gravidade do elemento. Assim como o próprio desprendimento de vórtices, o aparecimento destas forças pode se dar de maneira aleatória ou periódica, sendo este último caso potencialmente prejudicial.

### 3.2.1 Vórtices de Von Kàrmàn

Em um corpo rombudo que esteja submetido a um escoamento com determinadas características, a formação de vórtices pode se dar de maneira organizada, seguindo um padrão de desprendimento, onde os movimentos circulares de ar se originam ora na superfície superior ora na superfície inferior do corpo. Este padrão de desprendimento, de forma alternada e com frequência predominante definida, descreve os chamados Vórtices de Von Kàrmàn.

A principal consequência deste tipo de formação é a indução de forças periódicas no corpo, tanto na direção longitudinal quanto na direção transversal do escoamento. Em se tratando de ação do vento em estruturas, o enfoque principal são as forças (e consequentes oscilações) transversais: as forças longitudinais são menores e adquirem maior relevância em casos de escoamento de água (BLESSMANN, 2005).

Apesar de não serem a única causa das vibrações induzidas por vórtices, como será melhor abordado posteriormente, é interessante tomar os Vórtices de Von Kàrmàn como ponto de partida para discussão destas vibrações. O aspecto central a respeito dos Vórtices de Von

Kàrmàn é a frequência de desprendimento de um par de vórtices ( $f_v$ ), que pode ser determinada pela Eq. 3.10:

$$f_v = \frac{St V}{D} \quad (3.10)$$

Onde:

$St$  = número de Strouhal, parâmetro adimensional característico da seção transversal;

$V$  = velocidade do escoamento;

$D$  = dimensão característica do corpo imerso no escoamento, correspondendo à altura da seção transversal no caso de tabuleiros de pontes.

Enquanto os vórtices forem desprendidos em uma frequência afastada da frequência natural da estrutura, a estrutura apresenta um comportamento como se fosse rigidamente fixada, desenvolvendo pouco ou nenhum movimento. No entanto, como é de se esperar em termos de análise dinâmica, quando a frequência de desprendimento de um par de vórtices ( $f_v$ ) se iguala com uma das frequências naturais ( $f_n$ ) da estrutura, são obtidas as maiores amplitudes de oscilação. Sendo assim, introduz-se o conceito de velocidade crítica de desprendimento de vórtices ( $V_{cr}$ ), que é definida como a velocidade do vento na qual as frequências acima mencionadas coincidem, podendo ser calculada pela Eq. 3.11:

$$V_{cr} = \frac{f_n D}{St} \quad (3.11)$$

A velocidade crítica de desprendimento de vórtices é comumente utilizada como um indicador da ocorrência ou não ocorrência de problemas associados ao desprendimento de vórtices: se a velocidade crítica para determinada estrutura é muito maior do que a velocidade do vento em determinado local, pode-se desconsiderar problemas desta natureza; caso contrário, faz-se necessário um projeto que compreenda os esforços originados pelas oscilações e/ou que as minore a valores aceitáveis para serviço (ARROL & CHATTERJEE, 1981). Mais recentemente, entretanto, Núñez *et al.* (2012), com base, principalmente, nos trabalhos de Komatsu e Kobayashi (1980), Shiraishi e Matsumoto (1983) e Mashnad e Jones (2005), ressaltam a possibilidade e a necessidade de investigação do desenvolvimento de maiores amplitudes de deslocamento em velocidades críticas que não estão relacionadas diretamente com o número de Strouhal (como expressa a Eq. 3.11), e sim com a razão largura/altura (razão de esbeltez,  $B/D$ ) da seção transversal, assunto que será discutido posteriormente ainda neste capítulo.

### 3.2.2 Influência do formato da seção transversal

O formato da seção transversal do corpo imerso no escoamento é determinante, não só para o desenvolvimento do fenômeno de desprendimento de vórtices, como também para a definição de quais variáveis serão mais ou menos influentes nesse processo. Neste aspecto, constata-se maior abundância nos estudos experimentais acerca das seções circulares em comparação com as seções com arestas vivas: Mashnad e Jones (2005) destacam uma série de autores que tratam de ambos os tipos de seção.

Visando estudar mudanças de comportamento no fenômeno de desprendimento de vórtices de acordo com o formato da seção, Mashnad e Jones (2005) ensaiaram 6 tipos de seções transversais com características diferentes (Fig. 3.1 e Fig. 3.2):

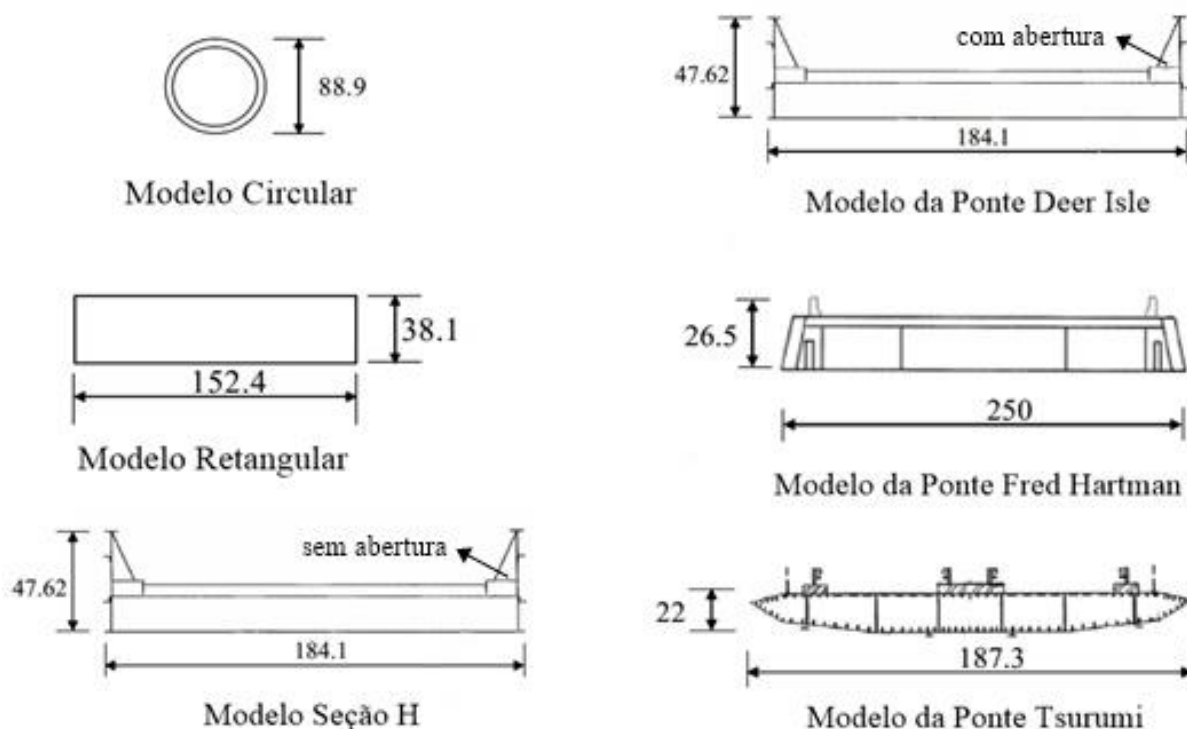


Figura 3.1 – Diferentes tipos de seções transversais ensaiadas. Fonte: adaptada de Mashnad e Jones, 2005.

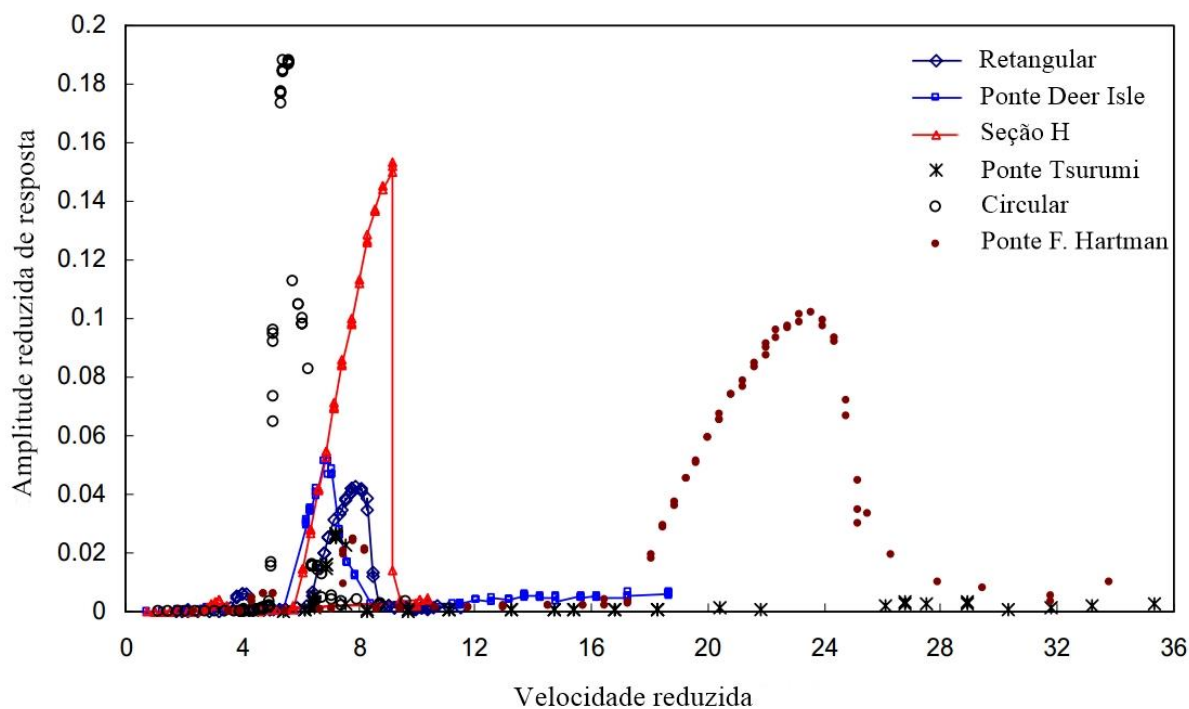


Figura 3.2 - Amplitude reduzida de resposta em relação à velocidade reduzida do vento para diferentes tipos de seção transversal. Fonte: adaptada de Mashnad e Jones, 2005.

Em termos de amplitude de resposta vertical, observou-se a ocorrência de valores mais elevados para a seção circular, seguida pela seção “H” (Fig. 3.2), que é reconhecida por apresentar desempenho aerodinâmico insatisfatório. No caso das seções com arestas vivas, Mashnad e Jones (2005) chamam a atenção para o desenvolvimento de duas zonas com pico de resposta, o que pode ser explicado pela existência de diferentes velocidades críticas de disparo das vibrações induzidas por vórtices, assunto que será tratado mais adiante no corrente capítulo. Para a seção da Ponte Tsurumi, todavia, este comportamento não é desenvolvido, o que os autores atribuem ao caráter “mais aerodinâmico” da seção.

Outro ponto de grande importância é a alteração do formato da seção transversal a partir dos elementos que compõem a estrutura viária, como os guarda-corpos e guarda-rodas, por exemplo. Em seu estudo, Loredou-Souza *et al.* (2012) realizaram ensaios em modelo seccional do tabuleiro do Viaduto Estaiado Cidade de Guarulhos, simulando diferentes configurações: sem os guarda-corpos e os guarda-rodas, apenas os guarda-rodas e, por último, guarda-corpos (tanto o convencional quanto o do tipo tela, com diferentes níveis de permeabilidade) mais guarda-rodas. Os resultados obtidos mostram um aumento da amplitude do pico de resposta (tanto deslocamento vertical quanto rotação) quando da utilização dos elementos de proteção, levando à conclusão de que estes são capazes de alterar as características aerodinâmicas da

seção (especialmente o formato), baixando a sua eficiência; além disso, nos guarda-corpos do tipo tela, foi possível observar que um aumento da porosidade resulta na diminuição das amplitudes de resposta, indicando uma influência benéfica neste aspecto.

### 3.2.3 Influência do número de Reynolds

No caso das seções retangulares, onde, reforçando, os pontos de descolamento estão localizados nas arestas vivas do elemento, a alteração do regime de escoamento tende a ser menos determinante do que nas seções circulares, onde o ponto de descolamento é variável. Além disso, nas seções retangulares, a influência do número de Reynolds é geralmente analisada em conjunto com a razão de esbeltez do elemento.

Considerando seções circulares, os estudos feitos por Ribeiro (1989) demonstram a interferência do número de Reynolds no fenômeno de desprendimento de vórtices. Para diferentes intervalos de valores deste adimensional, é possível distinguir o que o autor chamou de Vórtices de Von Kàrmàn Fortes, onde o desprendimento de vórtices é extremamente regular e ordenado, e de Vórtices de Von Kàrmàn Fracos, onde o desprendimento é pouco perceptível. O autor classificou os regimes de escoamento em subcrítico, crítico, supercrítico e ultracrítico (conforme é ilustrado na Fig. 3.3), sendo importante ressaltar:

- a) a variação do ponto de descolamento ao longo da superfície da seção, demonstrada nos valores de  $\theta_s$  (ângulo de separação);
- b) a grande variação do número de Strouhal ( $St$ ), principalmente na transição do regime subcrítico para o regime crítico.

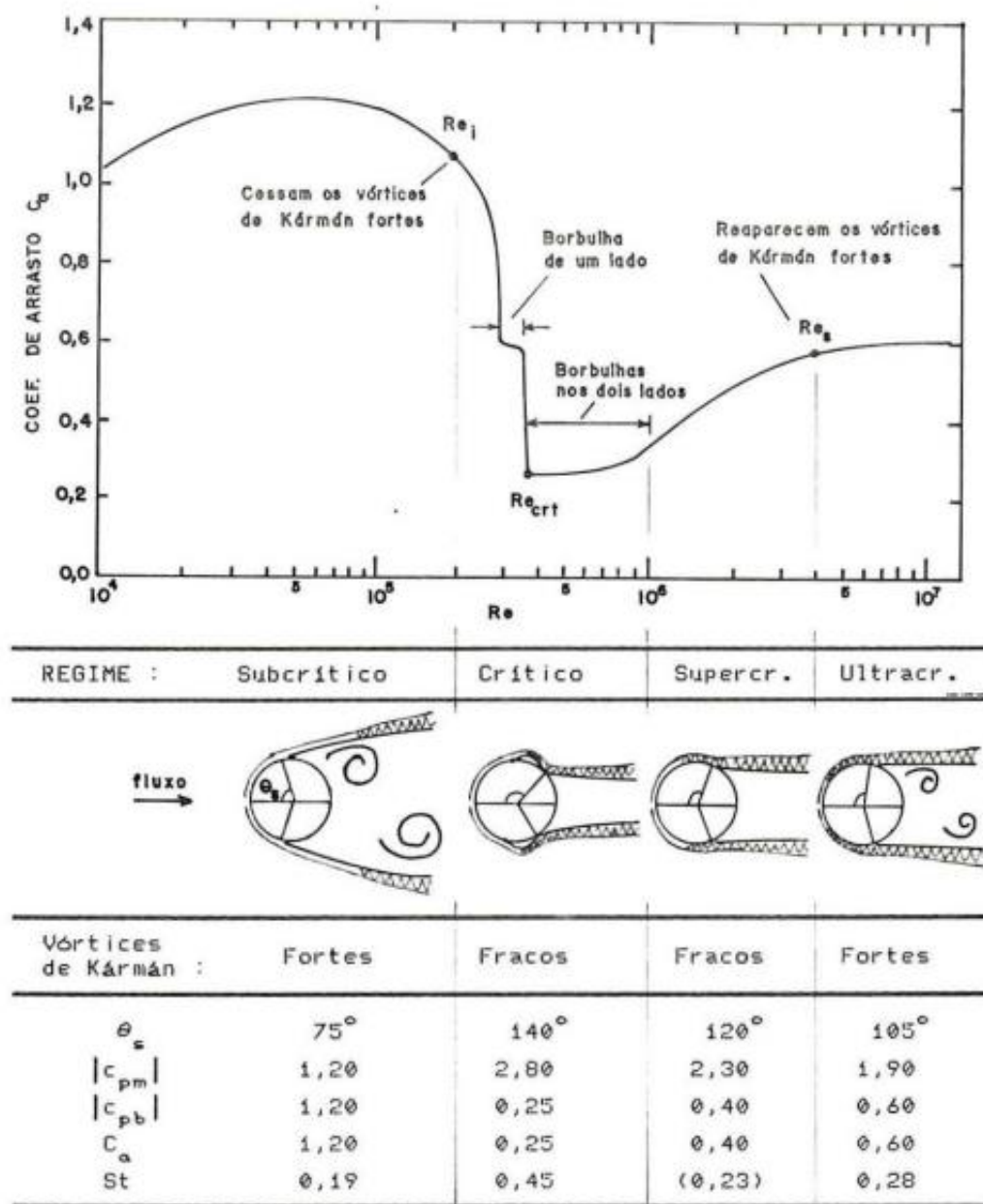


Figura 3.3 - Regimes de escoamento conforme número de Reynolds e desprendimento de Vórtices de Von Kármán. Fonte: Ribeiro, 1989.

Para seções retangulares, os estudos de Okajima (1982) mostram que, dependendo da razão  $B/H$  (equivalente à razão de esbeltez  $B/D$ ), sendo  $B$  a dimensão da seção retangular no sentido de atuação do vento (largura) e  $H$  a dimensão da seção retangular no sentido transversal à atuação do vento (altura), a relação entre a variação do número de Strouhal com o número de Reynolds é mais ou é menos acentuada. Tal interferência é justificada pelo desenvolvimento (ou não) de um recolamento do escoamento na superfície do corpo após a separação na extremidade de barlavento, ao passo que:

- a) para seções quadradas, ou seja, com razão  $B/H$  igual a 1, não é esperada a reconexão do escoamento e, dessa forma, o número de Strouhal não sofre maiores alterações com a variação do número de Reynolds, com valores na faixa de 0,10 até 0,15 (Fig. 3.4a);
- b) para seções retangulares com razão  $B/H$  igual a 2, observa-se que o padrão de escoamento é mais sensível à variação do número de Reynolds. Para valores pequenos e moderados de  $Re$  (até  $5 \times 10^2$ , aproximadamente), é esperada a ocorrência, após o descolamento do escoamento na extremidade de barlavento, de um recolamento na superfície do corpo, resultando em alterações mais acentuadas de  $St$  com o aumento de  $Re$ . Em valores mais elevados de  $Re$  (a partir de  $5 \times 10^2$ , aproximadamente), o escoamento se separa na extremidade de barlavento e não se reconecta, de maneira que todo o corpo é considerado como na esteira do escoamento. A expansão na esteira está relacionada a uma diminuição no valor do número de Strouhal, como ilustrado na Fig. 3.4b;
- c) para seções retangulares com razão  $B/H$  igual a 3, encontra-se o mesmo comportamento descrito para as seções anteriores ( $B/H=2$ ), existindo uma diferença, entretanto, no “valor crítico” de  $Re$  para expansão da esteira, que passa de  $5 \times 10^2$  para valores entre  $10^3$  e  $3 \times 10^3$ , aproximadamente, como ilustra a Fig. 3.4c;
- d) finalmente, para seções retangulares com razão  $B/H$  igual a 4, o aumento de  $Re$  não impede o recolamento do escoamento após o descolamento na extremidade de barlavento, influenciando somente a posição onde este se dá, sem causar maiores alterações no número de Strouhal, como mostra a Fig. 3.4d:

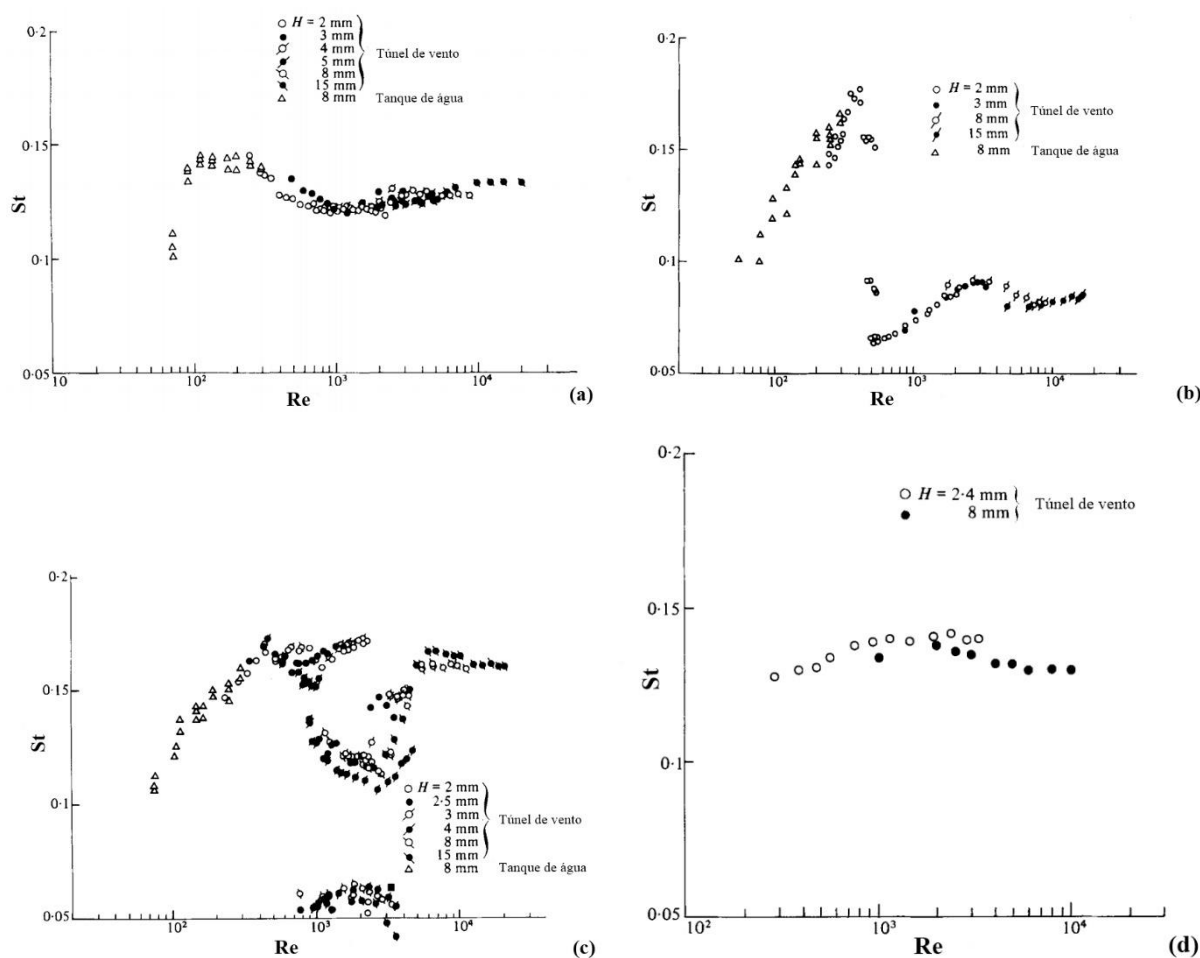


Figura 3.4 - Variação do número de Strouhal em relação ao número de Reynolds para: (a) razão de esbeltez  $B/H = 1$ , (b)  $B/H = 2$ , (c)  $B/H = 3$  e (d)  $B/H = 4$ .  
Fonte: adaptada de Okajima, 1982.

Este último resultado (Fig. 3.4d) é de grande importância no caso de tabuleiros de pontes, que normalmente apresentam maior razão de esbeltez, o que acaba amenizando um dos grandes problemas que se tem na realização dos ensaios em túnel de vento: a reprodução em escala do número de Reynolds é muito difícil de ser respeitada (mais detalhes são discutidos no Cap. 4 – Ensaios em túnel de vento).

De qualquer modo, não se deve desconsiderar totalmente a influência do número de Reynolds no fenômeno de desprendimento de vórtices envolvendo tabuleiros de pontes. Em seus estudos sobre a Ponte *Great Belt East*, Schewe e Larsen (1998) investigaram uma discrepância entre os valores obtidos para o número de Strouhal entre modelo reduzido ( $St = 0,16$ ) e protótipo ( $St = 0,21$ ). Para descobrir a origem desta diferença, foram realizados ensaios em túnel de vento com pressurização, para obtenção de número de Reynolds mais elevados (faixa entre  $10^4$  e  $10^7$ ); os autores concluíram que, para esta faixa mais elevada de número de Reynolds (difícilmente



reproduzida em ensaios de túnel de vento sem pressurização), em que geralmente se encontra a estrutura real, as seções com arestas vivas apresentam sim uma variação no número de Strouhal, o que ressalta a necessidade da utilização de técnicas que permitam, se não a reprodução em escala do número de Reynolds, uma certa equivalência no coeficiente de arrasto que, segundo os autores, tem relação com o número de Strouhal.

### 3.2.4 Influência da turbulência do escoamento

A turbulência pode ser definida como uma medida da aleatoriedade do escoamento incidente sobre uma estrutura. A intensidade de turbulência longitudinal ( $I_1$ ), ou seja, no sentido longitudinal de atuação do vento, pode ser calculada por (Eq. 3.12):

$$I_1 = \frac{\sigma_V}{V} \quad (3.12)$$

Onde:

$\sigma_V$  = desvio padrão da velocidade média do escoamento;

$V$  = velocidade média do escoamento.

Para seções retangulares e semelhantes, a turbulência do escoamento influi, em diversos aspectos, no fenômeno de desprendimento de vórtices, como por exemplo: processo de formação dos vórtices, força dinâmica relacionada e resposta da estrutura.

No que diz respeito ao processo de formação dos vórtices e a turbulência do escoamento incidente, tem-se como principal consequência a mudança do ponto de recolamento do escoamento, quando existente: quanto maior o nível de turbulência, mais próximo da borda de barlavento se estabelece o ponto de recolamento (FRANZETTI *et al.*, 2006); como foi visto anteriormente no subitem 3.2.3, tais mudanças no escoamento imediatamente próximo a estrutura tendem a causar mudanças no número de Strouhal e, conseqüentemente, na frequência de desprendimento de vórtices.

Em relação à força dinâmica relacionada ao desprendimento de vórtices, Blessmann (2005), utilizando uma abordagem mais voltada a seções circulares, dispõe que, em escoamentos com baixa turbulência, o espectro de potência da força de sustentação,  $S_L(f)$ , apresenta aspecto mais estreito, com um pico bem acentuado; já em escoamentos em alta turbulência, o espectro de força apresenta aspecto mais alargado, abrangendo uma gama maior de frequências, o que é ilustrado na Fig. 3.5:

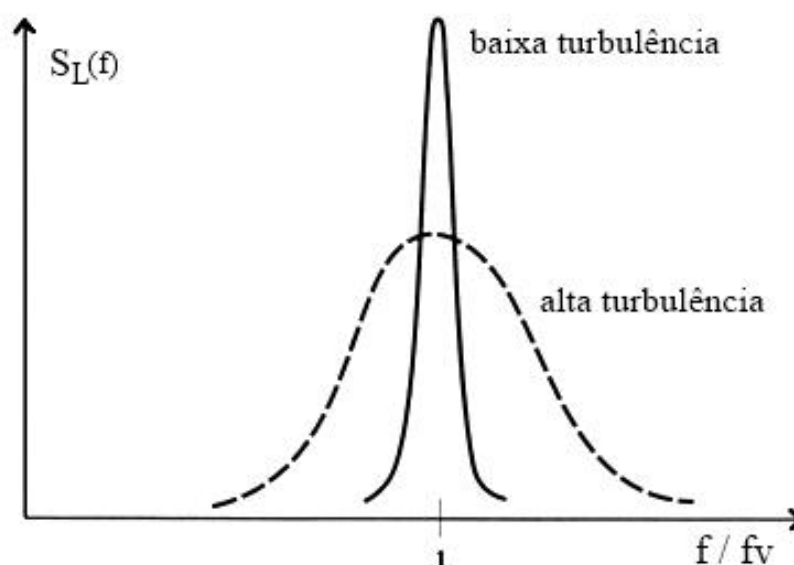


Figura 3.5 - Influência da intensidade de turbulência no espectro da força lateral originada pelo desprendimento alternado de vórtices. Fonte: adaptada de Blessmann, 2005.

Quanto à resposta da estrutura, espera-se, em geral, a diminuição da máxima amplitude com o aumento na intensidade da turbulência. Conforme Takeda *et al.* (1986, *apud* Fujino *et al.*, 2012), apenas a seção hexagonal apresentou um pico ligeiramente mais alto de resposta para um nível maior de turbulência, sendo que no caso das seções “A2”, “B1”, “B2” e “B3” (Fig. 3.6) a resposta ao desprendimento de vórtices é praticamente anulada com o aumento da turbulência:

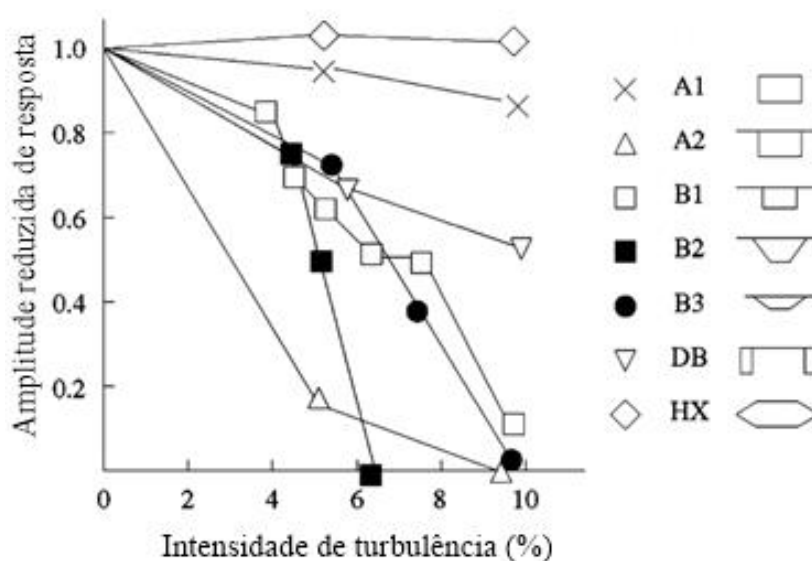


Figura 3.6 - Máxima amplitude de resposta de diferentes seções transversais em relação à intensidade de turbulência na direção transversal à atuação do vento. Fonte: adaptada de Takeda *et al.* (1986, *apud* Fujino *et al.*, 2012).

Tal decaimento na amplitude de resposta da estrutura é justificado pela “falta de coerência” entre os vórtices desprendidos ao longo da estrutura: com o aumento da intensidade de turbulência é possível admitir que diferentes velocidades do vento estarão incidindo em diferentes regiões ou pontos do corpo imerso no escoamento, causando um desprendimento dessincronizado de vórtices. Existe um consenso geral na literatura especializada de que o maior potencial prejudicial do fenômeno de desprendimento de vórtices corresponda a situações de escoamento estável, isto é, sem grandes alterações na velocidade do vento em pequenos intervalos de tempo.

Em seu estudo acerca da relação entre a turbulência do escoamento e as vibrações induzidas pela ação dinâmica do vento, Narita *et al.* (1988) criaram um esquema em forma de ilustração que resume os principais efeitos deste parâmetro (Fig. 3.7):

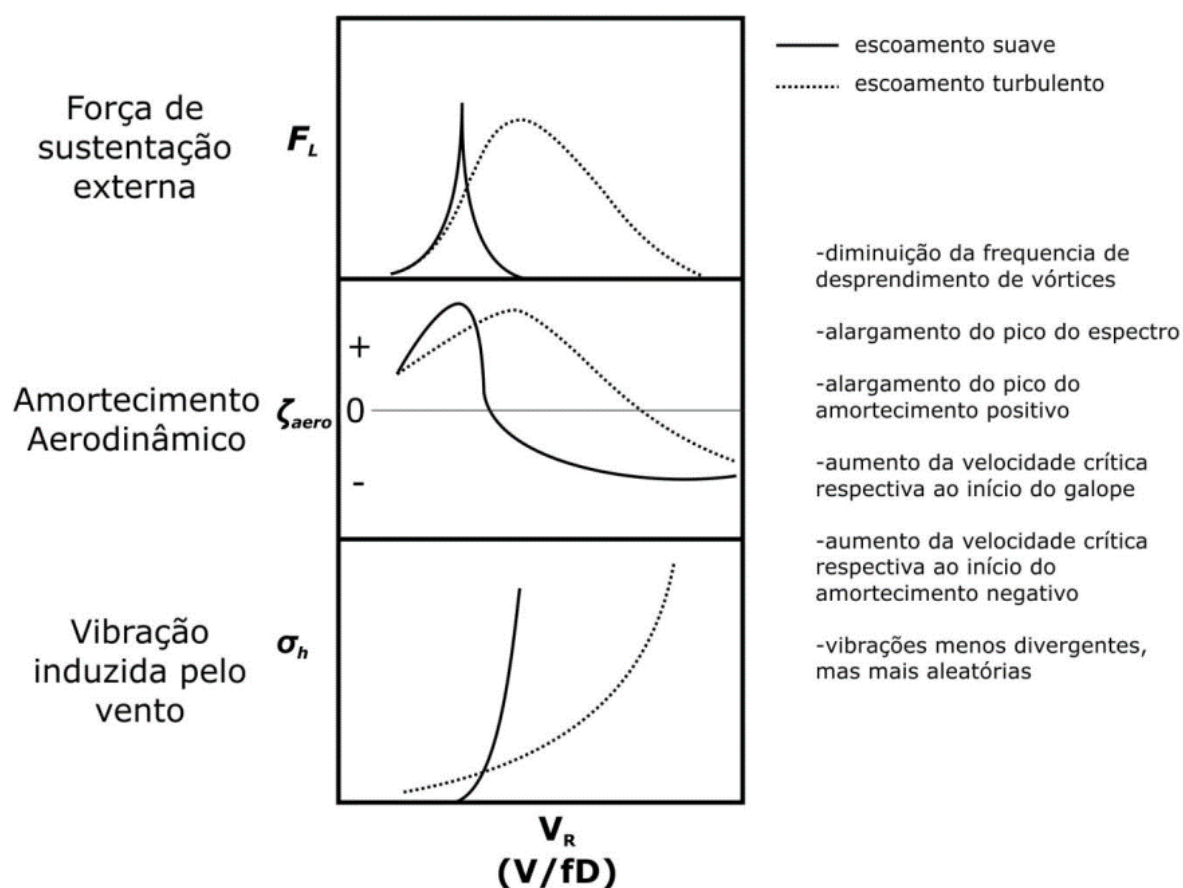


Figura 3.7 - Principais efeitos da turbulência do escoamento no mecanismo de vibrações induzidas pela ação dinâmica do vento. Fonte: Narita *et al.*, 1988 *apud* Vallis, 2013.

### 3.2.5 Influência do movimento do corpo imerso no escoamento

De forma geral, as maiores oscilações são esperadas para velocidades do vento com valores não necessariamente iguais, mas sim próximos à velocidade crítica. O principal causador deste “desvio” é o chamado efeito de captura ou sincronização (*lock-in*), que pode ser entendido da seguinte maneira:

- conforme a velocidade do escoamento aumenta ou diminui, a frequência de desprendimento de vórtices vai se aproximando da frequência natural da estrutura, mas sem atingi-la;
- à medida que os valores de frequência se aproximam, oscilações no corpo imerso no escoamento começam a aparecer;
- com o corpo em estado oscilatório, os vórtices subitamente passam a se desprender na frequência natural da estrutura, mesmo que a velocidade do vento não seja exatamente a velocidade crítica de desprendimento de vórtices, isto é, a frequência de desprendimento de vórtices fica constante;
- na região de sincronização (*ver* Fig. 3.8) a oscilação do corpo passa a reger a frequência de desprendimento de vórtices, a qual não segue mais a relação direta com o número de Strouhal.

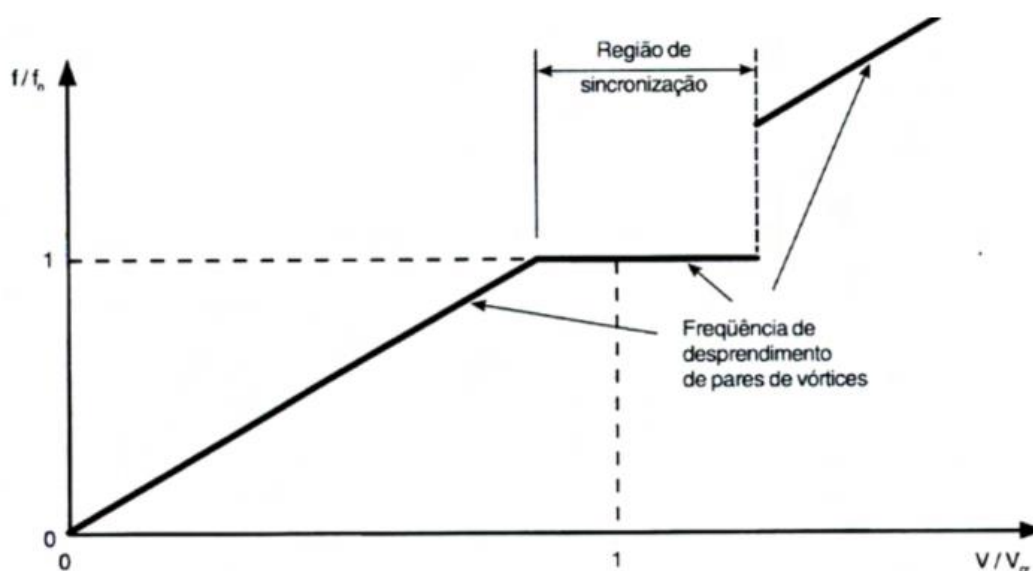


Figura 3.8 - Fenômeno de *lock-in*. Fonte: Blessmann, 2005.

A ocorrência deste fenômeno tem repercussões importantes na análise da velocidade crítica de desprendimento de vórtices, uma vez que deflagra a possibilidade de grandes amplitudes de oscilação para velocidades menores e, principalmente, maiores do que a velocidade crítica  $V_{cr}$ . Além disso, a energia contida nos vórtices sofre um aumento, bem como a correlação longitudinal (ao longo do eixo do tabuleiro, no caso de pontes) entre estes (BLESSMANN, 2005).

### 3.2.6 Influência do amortecimento estrutural

Conforme Wyatt e Scruton (1981), ao introduzir maior amortecimento estrutural ao sistema, pode-se esperar a diminuição (encurtamento) da faixa de velocidades do vento para as maiores amplitudes de resposta, bem como redução no valor de amplitude máxima, mas pouca influência é esperada na velocidade crítica de desprendimento de vórtices (Fig. 3.9), podendo aumentar ligeiramente com o aumento do amortecimento.

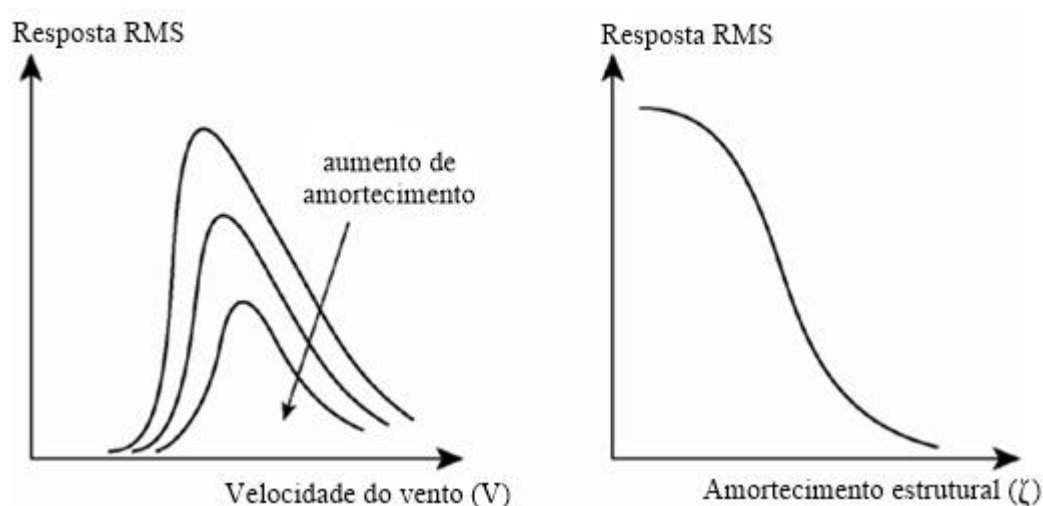


Figura 3.9 - Influência do amortecimento no espectro da resposta, à esquerda, e na amplitude de resposta, à direita. Fonte: adaptada de Strømmen, 2010.

A influência do amortecimento também é analisada a partir do número de Scruton, que apresenta uma relação inversa de proporcionalidade com a amplitude de resposta: ao aumentar o número de Scruton nota-se a redução dos valores de amplitude. Mashnad e Jones (2005) elaboraram um gráfico que abrange diferentes tipos de seção e ilustra a influência do número de Scruton na resposta máxima da estrutura (Fig. 3.10):

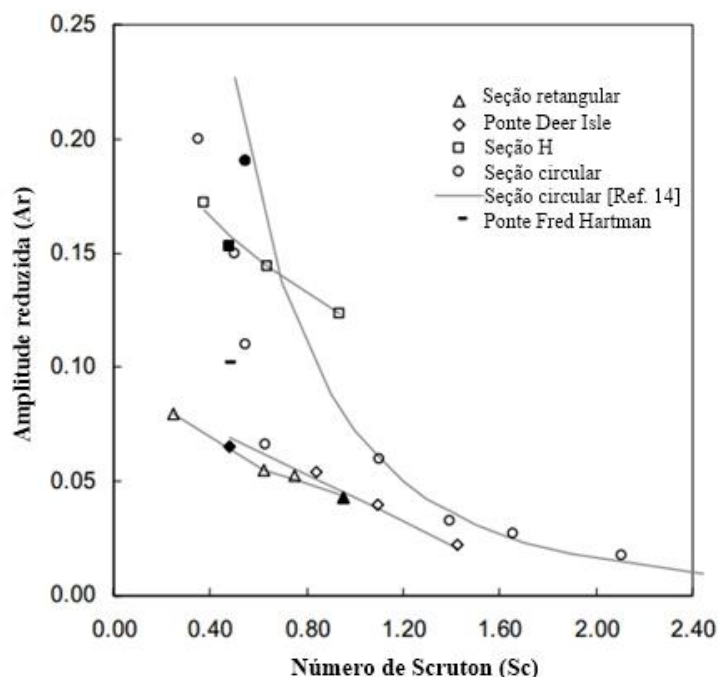


Figura 3.10 - Relação entre amplitude de resposta e número de Scruton. Fonte: adaptada de Mashnad e Jones, 2005.

### 3.3 CLASSIFICAÇÃO DAS VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES

Na literatura é possível encontrar diferentes nomenclaturas e classificações para as vibrações induzidas por vórtices em corpos rombudos como tabuleiros de ponte. Isto se justifica pela diversidade de fatores envolvidos no seu processo de formação e das conseqüentes oscilações observadas no corpo em análise. Dentre os fatores que influem no processo, destacam-se: ponto de separação, ângulo de ataque do vento, regime de escoamento, intensidade da turbulência, que são variáveis referentes ao escoamento incidente, assim como o formato e as dimensões, que são variáveis correspondentes à seção transversal.

Comparando seção circular e seção retangular, pode-se dizer que esta última apresenta maior complexidade na classificação das vibrações. Tal afirmação se deve ao fato de que, em seções circulares, existe a separação do fluxo em algum ponto da superfície e vórtices passam a ser desprendidos, sem recolamento; porém, como visto anteriormente, em determinadas seções retangulares pode haver a separação do escoamento nos cantos da extremidade de barlavento, recolamento ao longo da superfície do corpo e novamente separação do escoamento nos cantos da extremidade de sotavento. Além disso, a movimentação da seção retangular, não só vertical como também rotacional, implica em mais alterações e tem influência maior no padrão oscilatório do que na seção circular.

Como ponto de partida, Komatsu e Kobayashi (1980), ao ensaiarem seções transversais angulosas, dentre elas a seção retangular, concluíram que dois tipos de vibrações induzidas por vórtices podem ser distinguidos, conforme o ponto de separação do escoamento. Por um lado, quando o ponto de separação se encontra na borda de sotavento, as vibrações são originadas por desprendimento alternado e periódico de vórtices (Vórtices de Von Kàrmàn); as seções do tipo “T” e retangulares esbeltas são mais suscetíveis a este tipo de vibração. Por outro lado, quando o ponto de separação se encontra na borda de barlavento, as vibrações se devem a um processo de “auto sustentação”, onde vórtices induzidos por movimento aparecem nesta extremidade e se sincronizam ao movimento do corpo; seções do tipo “L”, “H” e retangulares curtas apresentam este tipo de formação.

Maiores detalhes sobre o processo de “auto sustentação” são discutidos por Komatsu e Kobayashi (1980), a partir de quatro instantes de tempo e respectivas posições do elemento, localização dos vórtices e distribuição de pressões (Fig. 3.11):

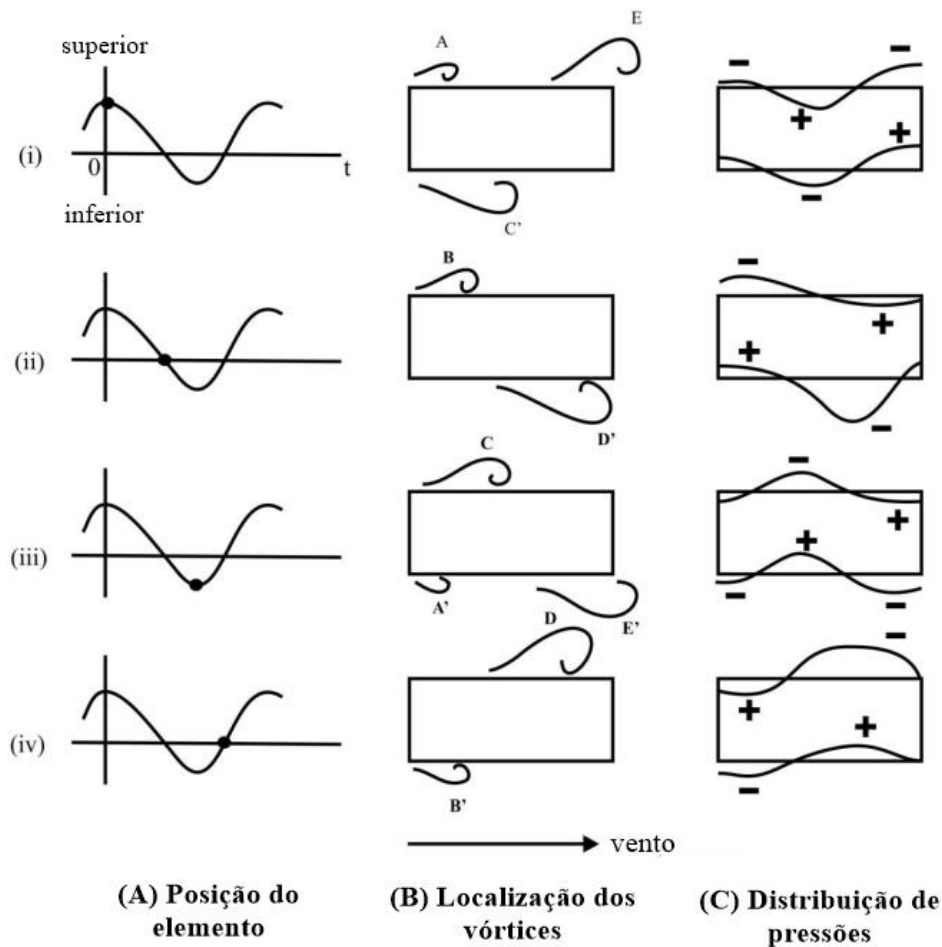


Figura 3.11 - Mecanismo de vibrações induzidas por movimento. Fonte: adaptada de Komatsu e Kobayashi, 1980.

O processo ilustrado pode ser transcrito da seguinte forma:

- a) vórtices são gerados da extremidade de barlavento, percorrem a superfície superior e inferior do corpo e se desprendem na esteira;
- b) conforme estes vórtices percorrem a superfície do corpo, surgem zonas de pressão negativa (sucção);
- c) as forças de sustentação associadas às zonas de sucção induzem movimento no corpo, no sentido da superfície com maior pressão negativa;
- d) os próximos vórtices gerados induzem forças de sustentação no sentido contrário, formando um padrão de oscilação.

O tipo de vibração discutido acima tem como principal consequência a alteração da velocidade crítica de desprendimento de vórtices correspondente à máxima amplitude de deslocamento: se, para o mecanismo de desprendimento de vórtices de Von Kàrmàn, a velocidade crítica está diretamente relacionada ao número de Strouhal, no caso dos vórtices induzidos por movimento passa a ser fortemente dependente da relação entre o comprimento e a altura da seção transversal (razão de esbeltez  $B/D$ ).

Ainda, Komatsu e Kobayashi (1980) ressaltam que os vórtices desprendidos na extremidade de barlavento (vórtices induzidos por movimento) podem ser responsáveis por amplitudes de oscilação dez vezes maiores do que os desprendidos na extremidade de sotavento (vórtices de Von Kàrmàn). Os autores concluíram que esse mecanismo de movimento é capaz de explicar fenômenos que vinham sendo observados na prática: oscilações ocorrendo fora das velocidades críticas ressonantes, máximas amplitudes observadas para velocidades diferentes da velocidade crítica ressonante e oscilações que surgem apenas quando o elemento tem um movimento inicial, sendo que este pode ser ocasionado exatamente pelo desprendimento de vórtices de Von Kàrmàn. Como exemplos desses fenômenos podem ser citados os resultados experimentais obtidos por Mashnad e Jones (2005), mostrados anteriormente no presente capítulo (Fig. 3.2).

Poucos anos depois, Shiraishi e Matsumoto (1983) avaliaram o comportamento aerodinâmico de diversas seções transversais angulosas (retangulares, trapezoidais e H), propondo a classificação dos mecanismos de geração das vibrações induzidas por vórtices em três grupos (Grupo 1, Grupo 2 e Grupo 3), onde cada um destes apresenta diferentes características em



relação à: velocidade crítica reduzida (Fig. 3.12), amplitudes de resposta, padrão de escoamento, flutuação de velocidade na esteira e distribuição de pressões.

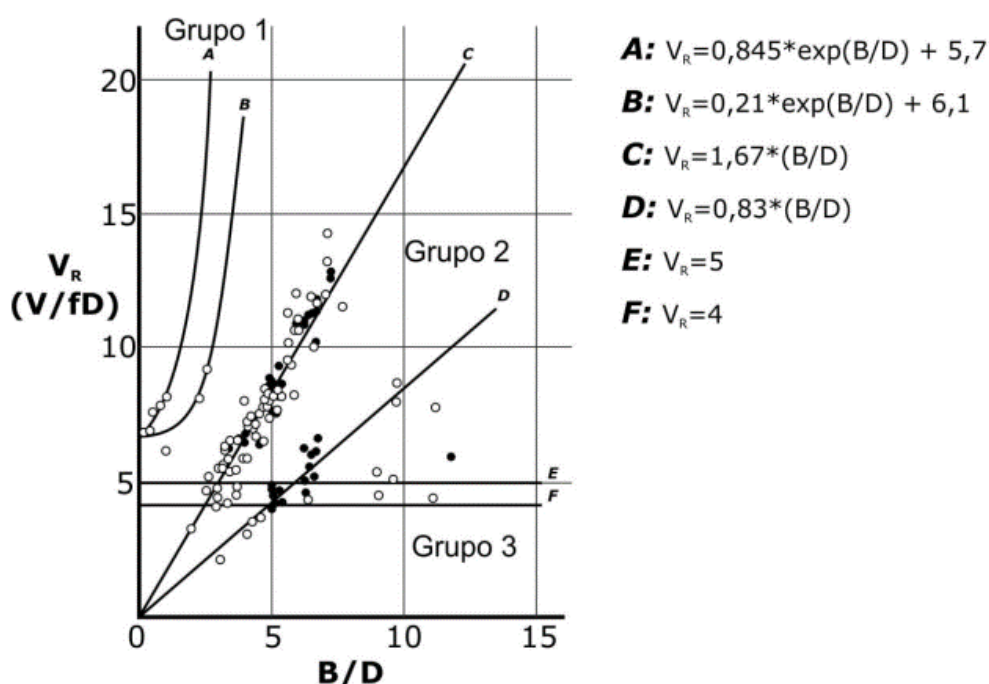


Figura 3.12 - Relação entre velocidade crítica reduzida de desprendimento de vórtices e razão de esbeltez. Fonte: Shiraishi e Matsumoto, 1983 *apud* Vallis, 2013.

Para distinção dos três grupos, Shiraishi e Matsumoto (1983) descreveram e ilustraram os padrões de escoamento ao redor da seção transversal, com base na extremidade em que são formados os vórtices (Fig. 3.13):

- a) o Grupo 1 apresenta forte separação do fluxo na borda de barlavento, incluindo toda a seção na região de separação (esteira), com desprendimento alternado de vórtices de acordo com a movimentação transversal do corpo;
- b) no Grupo 2, o padrão de escoamento é caracterizado por vórtices desprendidos na extremidade de barlavento, considerados “primários”, e vórtices desprendidos na extremidade de sotavento, considerados “secundários”. Os vórtices primários se desenvolvem ao longo da superfície do corpo até alcançarem os vórtices secundários, desenvolvendo um padrão cíclico de oscilação da seção;
- c) no Grupo 3, verifica-se tanto o desprendimento de vórtices primários quanto de vórtices secundários na borda de sotavento. Podem surgir vórtices na borda de barlavento devido à separação do escoamento, mas não chegam a influenciar de forma determinante os vórtices desprendidos na borda de sotavento.

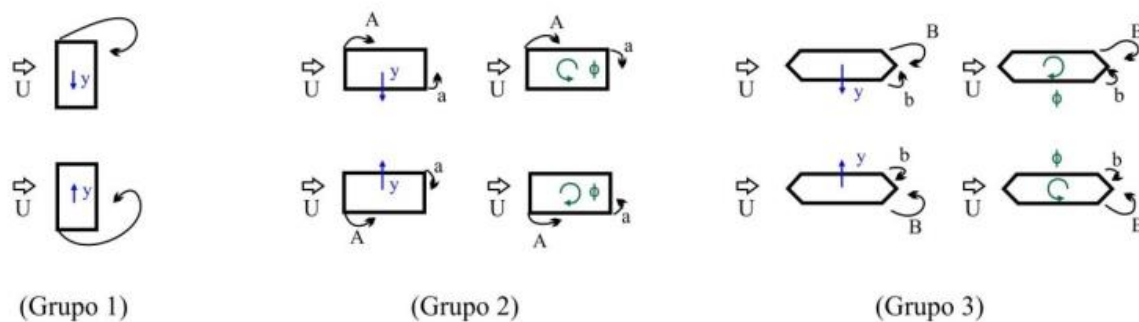


Figura 3.13 - Escoamento em torno das seções transversais: "A" são os vórtices desprendidos na borda à barlavento, "B" são os vórtices desprendidos na borda à sotavento, "a" e "b" são vórtices secundários desprendidos na borda à sotavento.

Fonte: Shiraishi e Matsumoto, 1983 *apud* Vallis, 2013.

No que diz respeito às respostas vertical e torsional, Shiraishi e Matsumoto (1983) também apresentam diferenciações entre as características dos três grupos, como pode ser visto na Fig. 3.14, onde  $V_0$  é a velocidade crítica reduzida padrão para disparo para oscilações verticais:

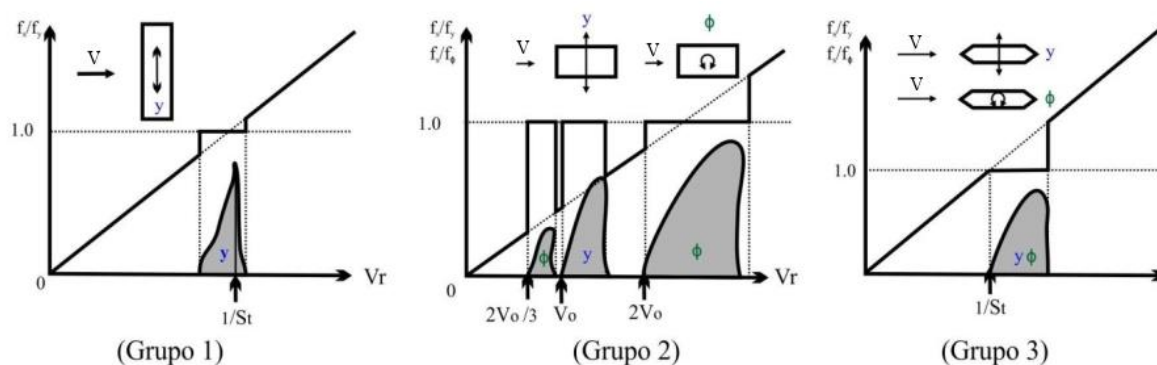


Figura 3.14 - Características de respostas e relação entre frequências. Fonte: Shiraishi e Matsumoto, 1983 *apud* Vallis, 2013.

Da Fig. 3.14 é possível notar:

- o Grupo 1 apresenta somente espectro de oscilação vertical e a amplitude máxima está relacionada a uma velocidade crítica reduzida proporcional ao número de Strouhal. A partir do início das oscilações, a frequência de desprendimento de vórtices e a frequência natural da estrutura se igualam e é desenvolvido o efeito de captura;
- o Grupo 2 está sujeito à oscilação vertical e torsional, com diferentes velocidades de “disparo” (início das vibrações), que não aparentam ter relação com o número de Strouhal e sim com a razão de esbeltez da seção;

- c) o Grupo 3 também apresenta os dois tipos de oscilação, com velocidades de disparo iguais e com proporcionalidade ao número de Strouhal. No caso das oscilações verticais, a amplitude máxima é desenvolvida em velocidades reduzidas menores do que nos outros grupos.

Ademais, segundo Shiraishi e Matsumoto (1983), as vibrações induzidas por vórtices em tabuleiros de pontes podem ser classificadas como do Grupo 2 ou até Grupo 3, mas com grande predominância do primeiro citado. Para o Grupo 2, a equação proposta para determinação da velocidade crítica reduzida de desprendimento de vórtices para oscilações transversais (Eq. 3.13) e rotacionais (Eq. 3.14), que para os autores correspondem à velocidade crítica de início das oscilações (disparo), são mostradas abaixo:

$$Vr_{cr,vert} = 1,67 \left(\frac{1}{n}\right) \left(\frac{B}{D}\right) \quad (3.13)$$

$$Vr_{cr,\varphi} = 1,67 \left(\frac{2}{2n-1}\right) \left(\frac{B}{D}\right) \quad (3.14)$$

Onde:

$n$  = número de ciclos de oscilação que os vórtices desprendidos na extremidade de barlavento levam para alcançar a extremidade de sotavento.

Avançando no tópico de classificação das vibrações induzidas por vórtices, Naudascher e Wang (1993) também avaliaram comportamento aerodinâmico de seções transversais angulosas, dando nome a 4 tipos de vibrações encontradas, três das quais em conformidade com os grupos propostos por Shiraishi e Matsumoto (1983) e ainda um tipo adicional:

- a) vibrações por desprendimento de vórtice na borda de barlavento ou LEVS (*leading-edge vortex shedding*);
- b) vibrações por colisão de vórtice da borda de barlavento ou ILEV (*impinging leading-edge vortex*);
- c) vibrações por desprendimento de vórtice na borda de sotavento ou TEVS (*trailing-edge vortex shedding*);
- d) vibrações por desprendimento alternado de vórtices nas bordas de barlavento e sotavento ou AEVS (*alternating-edge vortex shedding*).

Nesta classificação, os três primeiros grupos correspondem às seções retangulares que estejam submetidas a um escoamento direto (ângulo de ataque equivalente a  $0^\circ$  ou próximo), enquanto que o último grupo corresponde aos casos em que o ângulo de ataque do vento assume valores mais elevados ( $13^\circ$  ou mais). A Fig. 3.15 ilustra o escoamento ao redor da seção transversal com a nomenclatura adotada por Naudascher e Wang (1993) e as Eq. 3.15 e 3.16 trazem expressões semelhantes às de Shiraishi e Matsumoto (1983) para o Grupo 2, mas permitindo a consideração da influência do ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ ):

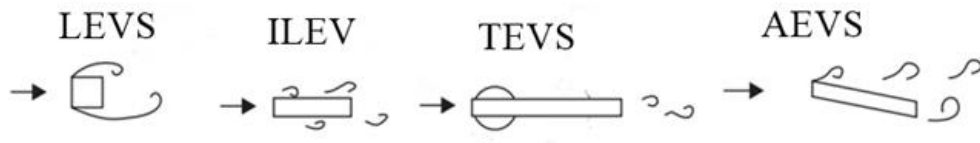


Figura 3.15 - Mecanismos de desprendimento de vórtices conforme extremidade de descolamento do escoamento. Fonte: adaptada de Naudascher e Wang (1993).

$$Vr_{cr,vert} = \frac{1}{0,6} \left( \frac{1}{\tan(\alpha) + D/B} \right) \quad (3.15)$$

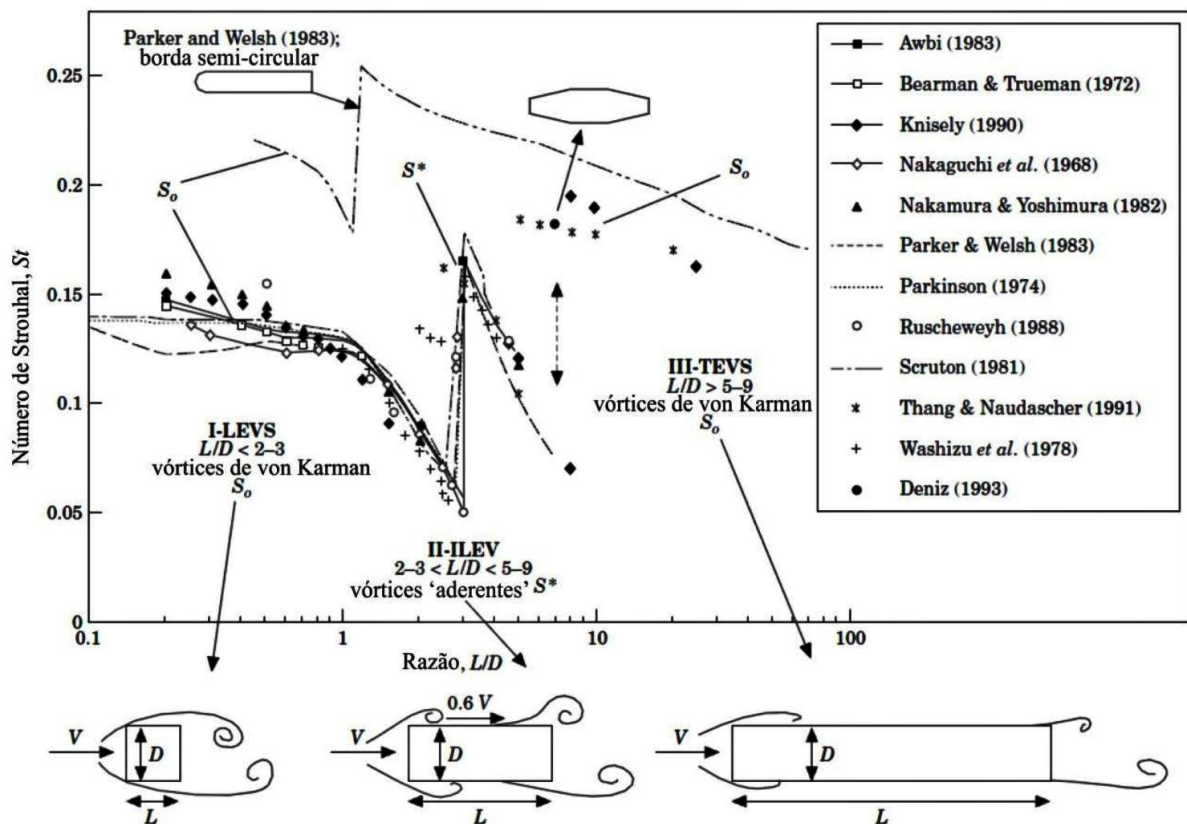
$$Vr_{cr,\varphi} = \frac{2}{0,6(2n-1)} \left( \frac{1}{\tan(\alpha) + D/B} \right) \quad (3.16)$$

Naudascher e Wang (1993) descrevem as características dos quatro padrões como segue:

- nas LEVS, a separação do escoamento ocorre na borda de barlavento e todo o corpo fica imerso na esteira de vórtices. Este tipo de vibração é esperado em seções retangulares curtas (pouco esbeltas), com razão de esbeltez  $B/D < 2$ ;
- nas TEVS, a separação do escoamento na borda de sotavento é o mecanismo principal que rege as vibrações, mesmo existindo separação do escoamento na borda de barlavento e posterior reconexão na superfície do corpo. Este tipo de vibração é esperado em seções retangulares bem esbeltas, com razão de esbeltez  $B/D > 16$ ; é semelhante ao tipo de vibração das seções circulares, com desprendimento periódico de vórtices de Von Kàrmàn;
- nas ILEV, existe interferência nos vórtices desprendidos na extremidade de sotavento pela colisão na superfície do corpo dos vórtices desprendidos na extremidade de barlavento. Este tipo de vibração é esperado em seções com razão de esbeltez  $B/D$  em uma faixa dentre 2 e 16;

d) nas AEVS, desenvolvem-se ambos mecanismos de desprendimento principal à barlavento (LEVS) e à sotavento (TEVS). Este tipo de vibração é esperado para ângulos de ataque diferentes de zero, onde a simetria do escoamento é perdida; a razão de esbeltez  $B/D$  não é fator influente.

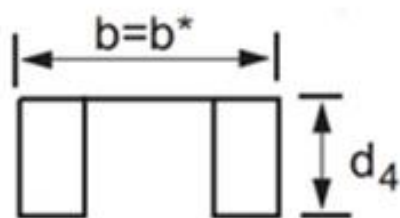
Como antecipado, a caracterização acima evidencia a correspondência entre as classificações de Shiraishi e Matsumoto (1983) e Naudascher e Wang (1993): Grupo 1 com LEVS, Grupo 2 com ILEV e Grupo 3 com TEVS. Utilizando a classificação proposta por Naudascher e Wang (1993) e uma série de dados de diversas referências, Deniz e Staubli (1997) montaram um gráfico que traz a relação entre número de Strouhal e razão de esbeltez (Fig. 3.16), tratada pelos autores como a razão  $L/D$ , equivalente à razão  $B/D$ . O salto no valor de número de Strouhal para as ILEV se justifica na gradual transição de influência dos vórtices desprendidos a barlavento nos vórtices desprendidos a sotavento, ratificando a dificuldade em estabelecer uma relação entre velocidade crítica e número de Strouhal para as seções que se encaixam no Grupo 2, segundo Shiraishi e Matsumoto (1983) ou ILEV, segundo Naudascher e Wang (1993):



### 3.4 PROCEDIMENTOS NORMATIVOS E CRITÉRIOS DE AVALIAÇÃO DAS VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES

Por se tratar de uma característica fundamental no que diz respeito ao efeito dinâmico de desprendimento de vórtices, equações que se destinam ao cálculo/estimativa da velocidade crítica podem ser encontradas em diferentes trabalhos (Komatsu e Kobayashi (1980) e Shiraishi e Matsumoto (1983), Naudascher e Wang (1993), por exemplo, citados anteriormente) e normas, procedimentos e recomendações internacionais, como o manual *Design Manual for Roads and Bridges* (2001), a ISO 4354:2008 de ação do vento nas estruturas (ISO, 2008 *apud* Vallis, 2013) e o EUROCODE 1991-14: Ações do vento (EUROCODE, 2005), documentos também utilizados por Vallis (2013) no seu específico estudo sobre dispositivos de controle das vibrações induzidas por vórtices. Atualmente, a NBR 6123 (1988), em seu Anexo H, trata apenas brevemente sobre o desprendimento cadenciado de vórtices, dispondo somente a equação de velocidade crítica equivalente à Eq. 3.11 mostrada anteriormente; em um período próximo, é esperada uma atualização desta norma, onde, se cogita, deverá existir uma seção exclusivamente voltada para ações dinâmicas do vento em pontes.

No *Design Manual for Roads and Bridges* (2001), o primeiro passo é a classificação do tipo de ponte conforme a seção transversal do tabuleiro; tal classificação leva em conta o formato da seção (retangular, trapezoidal, “U” invertido, entre outros) e as dimensões características (largura e altura da seção). Baseado nas opções oferecidas neste guia, entende-se que a ponte em arco objeto deste trabalho (mais detalhes no Cap. 5 – A ponte em arco metálico: protótipo e modelo aeroelástico completo), pode ser classificada como tipo 1A (Fig. 3.17), onde as vigas longarinas tem papel importante na definição do formato da seção:



#### PONTE TIPO 1A

Figura 3.17 - Classificação da ponte em arco deste trabalho, em função da seção transversal. Fonte: *Design Manual for Roads and Bridges*, 2001.

Uma vez definido o tipo de ponte, o *Design Manual for Roads and Bridges* (2001) propõe três tipos de equações a depender da razão de esbeltez ( $b/d_4$ , equivalente à  $B/D$ ); no caso da ponte em arco abordada neste trabalho, este valor fica dentro do intervalo entre 5 e 10, correspondendo à Eq. 3.17 (já adaptada para as convenções do presente trabalho):

$$V_{cr} = f_n D \left( 1,1 \frac{B}{D} + 1 \right) \quad (3.17)$$

Onde:

$f_n$  = frequência natural de vibração;

$D$  = altura da seção transversal do tabuleiro;

$B$  = largura da seção transversal do tabuleiro.

Pode ser observado que a Eq. 3.17 faz correspondência com a Eq. 3.11 quando o número de Strouhal ( $St$ ) é obtido pela Eq. 3.3; além disso, o *Design Manual for Roads and Bridges* (2001) não distingue expressões para oscilações verticais e rotacionais.

De acordo a ISO 4354 (ISO, 2008 *apud* Vallis, 2013), devem ser utilizadas equações distintas para a determinação da velocidade crítica relacionada ao modo de flexão vertical (Eq. 3.18) e ao modo de torção (Eq. 3.19), sendo estas relacionadas às correspondentes frequências naturais de vibração e à largura da seção do tabuleiro:

$$V_{cr,vert} = 2 f_{vert} B \quad (3.18)$$

$$V_{cr,torç} = 1,3 f_{torç} B \quad (3.19)$$

Onde:

$f_{vert}$  = frequência natural de vibração para o modo de flexão vertical do tabuleiro;

$f_{torç}$  = frequência natural de vibração para o modo de torção do tabuleiro;

$B$  = largura da seção transversal do tabuleiro.

Para o código europeu (EUROCODE, 2005), a equação para determinação da velocidade crítica é idêntica ao apresentado anteriormente na Eq. 3.11; o código sugere, no entanto, a determinação do número de Strouhal ( $St$ ) a partir do gráfico mostrado na Fig. 3.18, adaptado para as convenções deste trabalho, que se baseia em um tabuleiro com seção transversal retangular genérica:

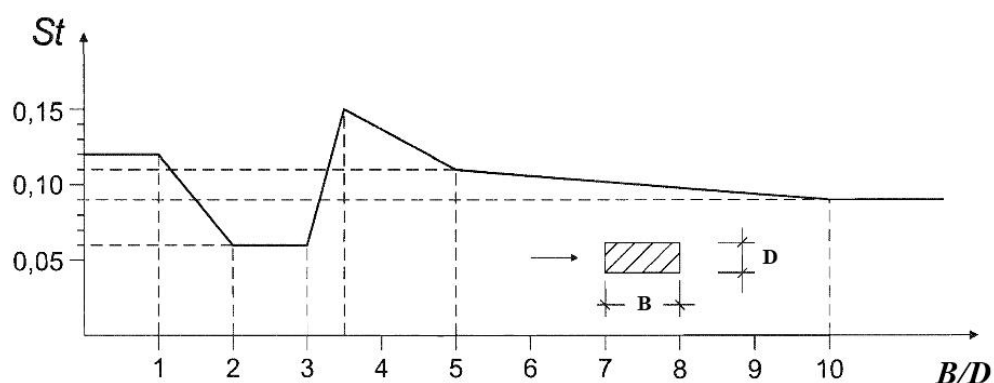


Figura 3.18 - Relação entre número de Strouhal e razão de esbelteza. Fonte: adaptada de EUROCODE, 2005.

A determinação de critérios limites para as oscilações devidas ao desprendimento de vórtices é um tópico que também apresenta diferentes recomendações, uma vez que:

- a) os critérios de conforto possuem um fator subjetivo e, no caso de vibrações induzidas por vento, podem ser adotados valores distintos para faixas de baixa e alta velocidade de escoamento e também direção da oscilação (longitudinal ou transversal à atuação do vento). Além disso, no caso de pontes, acabam assumindo um caráter menos importante do que em edifícios, por exemplo, pois os indivíduos passam menos tempo na estrutura;
- b) os critérios de segurança caracterizam-se como uma sugestão global de limitação, já que o principal balizador em termos de oscilações permitidas e os esforços relacionados é o próprio projeto estrutural.

No presente trabalho, serão adotados como critérios de avaliação das oscilações máximas aceitáveis os valores praticados historicamente nos estudos realizados no LAC, que estipulam:

- a) para amplitude de deslocamento vertical, considera-se como limite máximo aceitável um valor de pico das oscilações que atinja até 10% da altura da seção transversal, ou seja,  $A_{z,r} = Z/D \leq 0,1$ ;
- b) para o giro da seção transversal, considera-se como limite máximo aceitável um valor RMS das rotações de até  $0,5^\circ$  e um valor de pico de até  $1,5^\circ$ .



Em conjunto com estes valores limites, também pode ser avaliada a velocidade do vento correspondente, uma vez que o manual *Design Manual for Roads and Bridges* (2001) indica como projetos estáveis aqueles que respeitem a condição expressa na Eq. 3.20 (para vibrações induzidas por vórtices):

$$V_{cr} \geq 1,25 V \quad (3.20)$$

Adicionalmente, na análise das acelerações, será o utilizado o critério de conforto proposto pela ISO 2631-1 (1997), que apresenta indicações das reações esperadas em passageiros de veículos (o que se mostra mais adequado para a finalidade da estrutura) para diferentes valores de aceleração, como mostra a Tab. 3.1:

Tabela 3.1 - Critérios de conforto para análise das acelerações. Fonte: adaptada de ISO 2631-1 (1997).

<b>Critérios de conforto - ISO 2631-1 (1997)</b>		
Aceleração RMS (m/s)	Aceleração RMS (mG)	Percepção do passageiro
< 0,315	< 32,110	não desconfortável
0,315 até 0,63	32,110 até 64,22	um pouco desconfortável
0,5 até 1	51,0 até 102	razoavelmente desconfortável
0,8 até 1,6	81,5 até 163,1	desconfortável
1,25 até 2,5	127,42 até 254,8	muito desconfortável
> 2	> 204	extremamente desconfortável

## 4. ENSAIOS EM TÚNEL DE VENTO

Neste capítulo são apresentadas as principais características do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann, onde foram realizados, pela equipe técnica do Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC, os ensaios da ponte em arco metálico que é tema deste trabalho. Além disso, são discutidas as técnicas de simulação e os tipos de modelos reduzidos mais utilizados nos estudos aerodinâmicos de pontes em túneis de vento.

### 4.1 TÚNEL DE VENTO PROF. JOAQUIM BLESSMANN

Ensaio em túnel de vento são altamente recomendados para pontes de grandes vãos, sendo estas, definitivamente, estruturas que apresentam considerável sensibilidade à ação dessa força da natureza. Em suma, o principal objetivo da realização de um ensaio consiste em investigar o comportamento e a suscetibilidade da ponte frente aos fenômenos aerodinâmicos citados anteriormente neste trabalho: martelamento, desprendimento de vórtices, galope e drapejamento.

Conforme Chen e Duan (1999), o comportamento aerodinâmico das pontes está relacionado à interação entre parâmetros estruturais e aerodinâmicos. Os parâmetros estruturais correspondem às características da ponte, tais como o tipo de ponte (conceito estrutural), rigidez dos componentes e frequências e modos de vibração, por exemplo; os parâmetros aerodinâmicos correspondem, principalmente, ao formato da seção transversal (fator especialmente importante no caso de vibrações induzidas por vórtices, como visto no Cap. 3 – Desprendimento de vórtices) e às condições do escoamento no local de construção (rugosidade do terreno, velocidade do vento, proximidade de obstáculos, entre outros).

Para a realização dos ensaios, faz-se necessário que o projetista da estrutura da ponte disponibilize os dados de projeto utilizados nos dimensionamentos e verificações; a partir de então, passa-se a pensar na elaboração do modelo reduzido mais adequado, de maneira que seja possível transportar os resultados para a estrutura em escala real.

Neste contexto, está inserido o Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann (Fig. 4.1), que faz parte do Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC da Universidade Federal do Rio

Grande do Sul – UFRGS, sendo reconhecido como uma das principais instituições do Brasil e da América Latina em estudos aerodinâmicos de diversas estruturas da Engenharia Civil.



Figura 4.1 - Vista externa do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann. Fonte: Núñez, 2008.

Blessmann (1982) descreve as principais características do túnel:

- a) trata-se de um túnel de circuito fechado, onde há a recirculação do escoamento em seu interior, o que permite a incorporação de diferentes seções de teste ao longo da sua extensão;
- b) possui a capacidade de simulação da camada limite atmosférica (onde as características do terreno exercem influência no escoamento), a partir de dispositivos de rugosidade (blocos paralelepípedicos), de barreira e de mistura (grelhas), conforme mostrado nas Fig. 4.2 e 4.3:

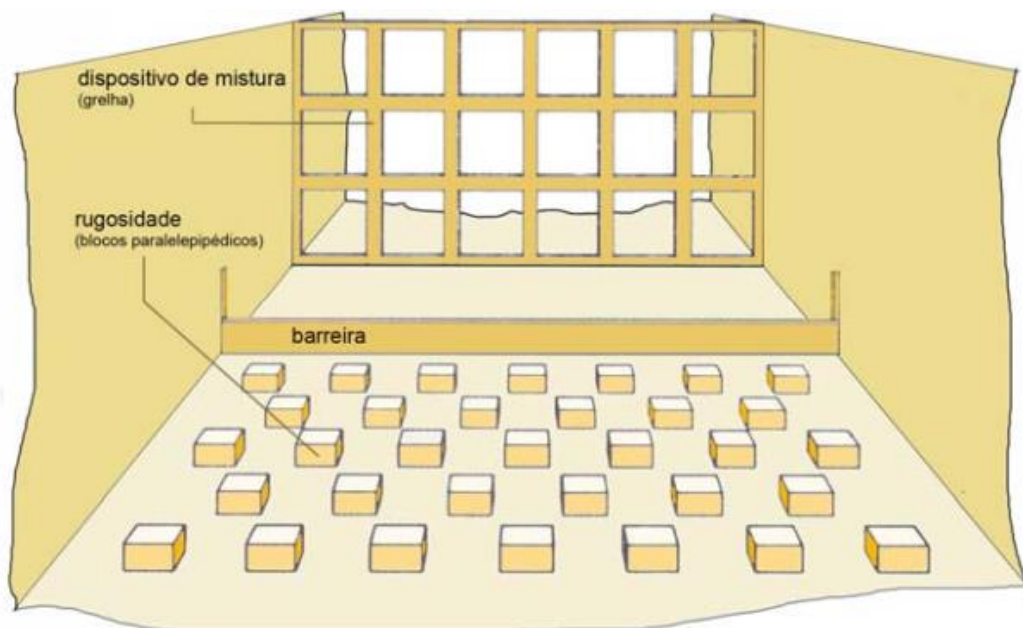
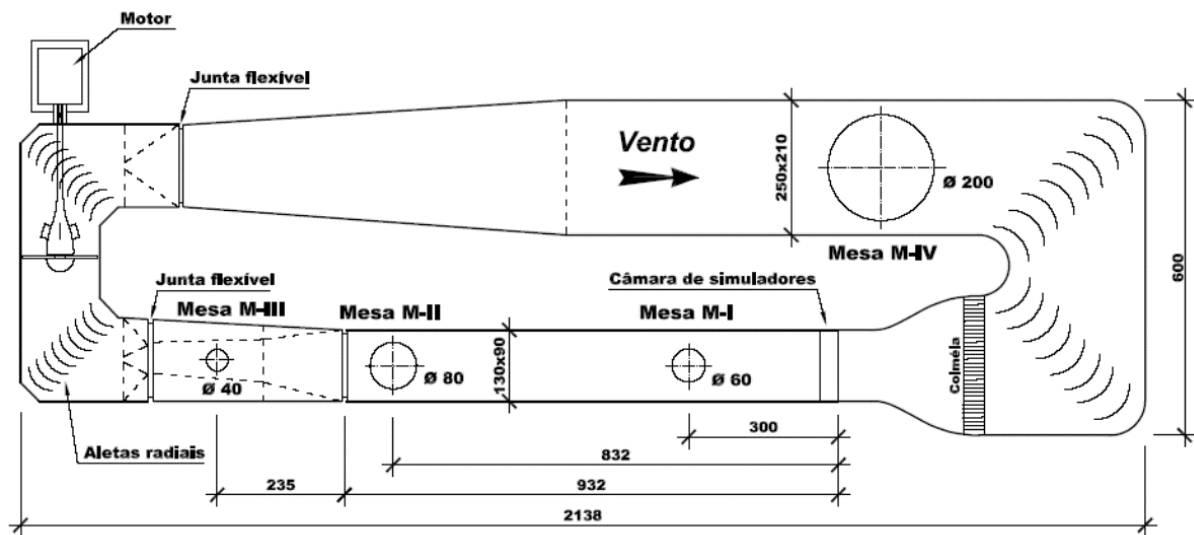


Figura 4.2 - Dispositivos para simulação da camada limite atmosférica: desenho esquemático. Fonte: Loredo-Souza *et al.*, 2004.



Figura 4.3 - Dispositivos para simulação da camada limite atmosférica: dispositivos utilizados no Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann. Fonte: Loredo-Souza *et al.*, 2004.

c) é composto por quatro mesas giratórias de ensaio, que permitem a análise de diferentes direções de atuação do vento: M-I, M-II, M-III e M-IV, com diâmetros de 60, 80, 40 e 200 centímetros, respectivamente. O trecho principal, onde estão situadas as mesas M-I e M-II, possui 9,32 metros de comprimento, 0,90 metros de altura e largura variável, com 1,20 metros na “entrada” e 1,30 metros na “saída”. Segundo Xu (2013), de forma geral, esse ligeiro alargamento da seção na direção do vento permite uma manutenção da pressão constante ao longo do túnel. Um desenho em planta é apresentado na Fig. 4.4:



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

Figura 4.4 – Circuito aerodinâmico do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann.  
Fonte: Núñez 2008.

d) possui um motor com potência de 100 HP, capaz de gerar um escoamento com velocidade máxima que ultrapassa 44 m/s para o túnel vazio (sem modelos e/ou dispositivos de simulação).

Vallis (2013) cita alguns dos estudos mais comuns realizados no LAC: investigação da resposta dinâmica de edifícios altos pelo método de Integração de Pressões em Altas Frequências, pressões em revestimentos de telhados de estádios, pavilhões e aeroportos, determinação de coeficientes aerodinâmicos de arrasto e sustentação em chaminés e torres, análise da resposta dinâmica de modelos de pontes.

## 4.2 TÉCNICAS DE SIMULAÇÃO

Os efeitos dinâmicos da ação do vento em pontes estão ligados tanto às características do escoamento quanto às características da estrutura ou, mais especificamente, ao comportamento desta frente a esses efeitos. Por um lado, sabe-se que uma série de parâmetros adimensionais referentes ao protótipo (ponte real) devem ser replicados para o modelo reduzido; por outro lado, segundo Tanaka (1990), é praticamente impossível que esta condição de replicação seja satisfeita à risca, a não ser que protótipo e modelo sejam idênticos. Assim, na prática, identificam-se os parâmetros de maior e menor relevância no estudo a ser conduzido, buscando reproduzir os primeiros e, eventualmente, negligenciar os segundos.

### 4.2.1 Semelhança de vento

Para Tanaka (1990), as características de simulação do escoamento podem ser divididas em duas categorias: simulação do vento que se aproxima da estrutura (*far field*) e vento próximo à estrutura (*near field*). De maneira simplificada, pode-se entender que:

- a) a simulação do vento que se aproxima da estrutura (*far field*) é adequadamente obtida em túneis de vento que reproduzam a camada limite atmosférica. O perfil de velocidades pode ser descrito a partir da lei de potência (Eq. 4.1):

$$\left(\frac{V(z)}{V_{ref}}\right) = \left(\frac{z}{z_{ref}}\right)^p \quad (4.1)$$

Onde:

$V(z)$  = velocidade média do vento na altura “z”;

$V_{ref}$  = velocidade média do vento na altura de referência;

$z$  = altura de análise;

$z_{ref}$  = altura de referência, equivalente a 450 mm para o trecho principal do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann;

$p$  = expoente da curva de potência caracterizado pelo tipo de terreno.

- b) a simulação do vento próximo à estrutura (*near field*) é adequadamente obtida quando são adicionados elementos vizinhos (em escala geométrica correta) que reproduzam a topografia do entorno do modelo, caso seja julgado que estes alteram o escoamento incidente na estrutura real.

No Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann, a camada limite atmosférica é reproduzida a partir de métodos passivos, com a utilização de dispositivos que servem como obstáculos. Nos ensaios da ponte em arco estudada neste trabalho (que são explicados em detalhes no Cap. 6 – Investigações experimentais), foram utilizadas as mesas M-I e M-II (ver Fig. 4.4), que correspondem ao trecho de altas velocidades do túnel. As características de escoamento diferem entre as duas mesas, de maneira que:

- a) na mesa M-I, onde foi ensaiado o modelo seccional, são reproduzidas as condições de escoamento: uniforme e suave e uniforme e turbulento. O termo “uniforme” quer dizer que a velocidade, idealmente, é a mesma em qualquer ponto da seção transversal da câmara de ensaios, enquanto que os termos “suave” e “turbulento” correspondem, respectivamente, aos valores de intensidade de turbulência ( $I_1$ ) aproximadamente iguais a 0,4% para escoamento uniforme e suave (menor turbulência possível, sem obstáculos instalados) e 11% para escoamento uniforme e turbulento (com utilização de grelha, como pode ser visto na Fig. 4.5), para a altura em que é instalado o modelo seccional ( $z_{ref} = 450 \text{ mm}$ , conforme indicado na Fig. 4.6);



Figura 4.5 - Grelha instalada à barlavento da mesa M-I, para adição de turbulência.  
Fonte: Núñez, 2008.

b) na mesa M-II, onde foi ensaiado o modelo aeroelástico completo, são reproduzidos escoamentos deslizantes e turbulentos. O termo “deslizante” pressupõe um déficit de velocidade a partir da parede inferior da câmara de ensaios, com valores do expoente “ $p$ ” (Eq. 4.1) iguais a 0,11 e 0,23, nas chamadas situações de “baixa turbulência”, onde o valor da intensidade longitudinal de turbulência ( $I_1$ ) equivale, aproximadamente, a 7% (com utilização de grelha) e “alta turbulência”, onde  $I_1$  equivale, aproximadamente, a 17% (com utilização de grelha e blocos paralelepípedicos), respectivamente. Os valores de intensidade de turbulência são válidos para a altura do tabuleiro do modelo aeroelástico completo, que fica em torno de  $z = 100 \text{ mm}$ , considerando as dimensões do modelo (apresentado no Cap. 5 – A ponte em arco metálico: protótipo e modelo aeroelástico completo).

As características do escoamento em termos de perfil de velocidade, intensidade longitudinal de turbulência ( $I_1$ ) e macroescala da turbulência ( $L_1$ ), que serve para avaliar as dimensões dos turbilhões, para as mesas M-I (escoamento uniforme e suave e uniforme e turbulento, Fig. 4.6) e M-II (escoamento deslizante com baixa e alta turbulência, Fig. 4.7 e Fig. 4.8) são ilustradas nas figuras que seguem:

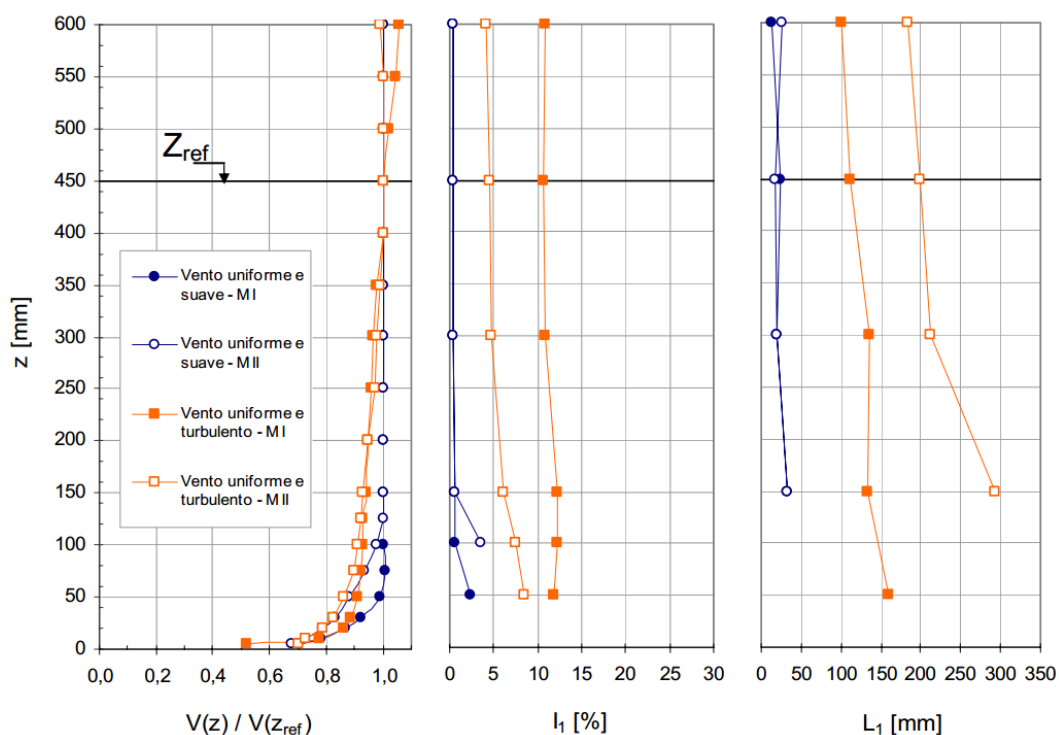


Figura 4.6 – Características de escoamento para a mesa M-I, utilizada nos ensaios do modelo seccional da ponte em arco deste trabalho: escoamentos uniforme e suave e uniforme e turbulento. Fonte: Núñez, 2008.



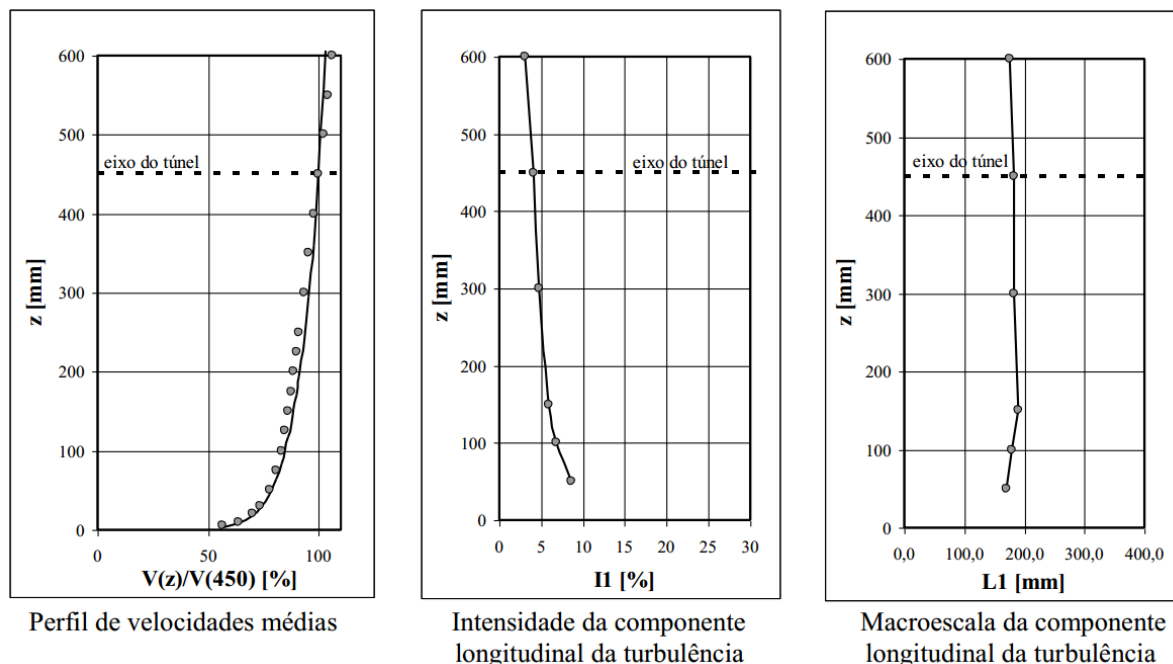


Figura 4.7 - Características de escoamento para a mesa M-II, utilizada nos ensaios do modelo aeroelástico completo da ponte em arco deste trabalho: escoamento deslizando ( $p = 0,11$ ) com “baixa turbulência”. Fonte: Disponibilizada pelo LAC.

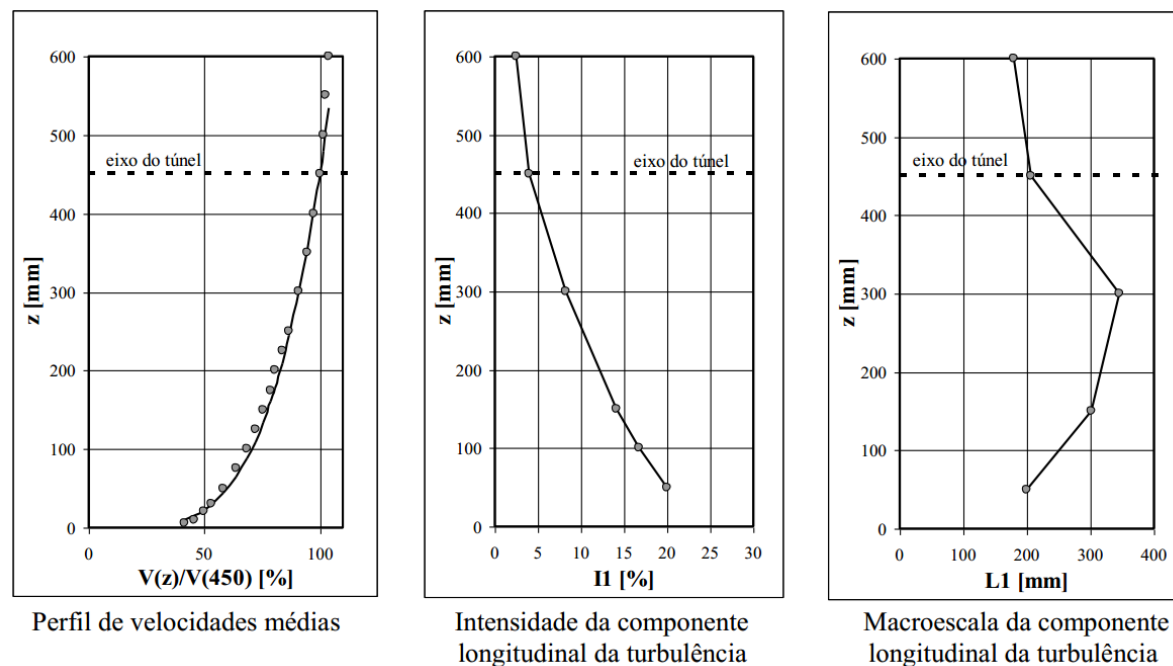


Figura 4.8 - Características de escoamento para a mesa M-II, utilizada nos ensaios do modelo aeroelástico completo da ponte em arco deste trabalho: escoamento deslizando ( $p = 0,23$ ) com “alta turbulência”. Fonte: Disponibilizada pelo LAC.

## 4.2.2 Semelhança aeroelástica

Para obtenção de resultados (em modelo reduzido) que possam ser interpretados para a estrutura real (ou o seu projeto, o “protótipo”), alguns requisitos de semelhança devem ser estabelecidos. De acordo com Chen e Duan (1999), em geral o ponto de partida é a escala geométrica (Eq. 4.2), normalmente definida a partir do tipo de modelo e das dimensões do túnel de vento em que ocorrerá o ensaio:

$$\lambda_L = \frac{L_m}{L_p} \quad (4.2)$$

Onde:

$L_m$  = dimensões do modelo;

$L_p$  = dimensões do protótipo.

Além da definição da razão entre dimensões, a semelhança aeroelástica é baseada na consideração de propriedades físicas como: densidade, propriedades elásticas e amortecimento, referentes à estrutura, densidade e viscosidade, referentes ao ar, velocidade do vento e aceleração da gravidade (TANAKA, 1990). Estas propriedades se traduzem e interagem a partir de adimensionais, como por exemplo: número de Reynolds, número de Froude, razão de densidades, número de Cauchy e razão de amortecimento em função do crítico; alguns destes são discutidos nos subitens que seguem.

### 4.2.2.1 Semelhança de número de Reynolds

O número de Reynolds foi introduzido anteriormente neste trabalho (*ver* subitem 3.1.1); em termos de ensaios em túnel de vento, sabe-se que é extremamente difícil reproduzir a similaridade deste adimensional entre modelo (“subscrito  $m$ ”) e protótipo (“subscrito  $p$ ”), pois implicaria satisfazer a seguinte condição (Eq. 4.3):

$$\left(\frac{V D}{\nu}\right)_m = \left(\frac{V D}{\nu}\right)_p \quad (4.3)$$

A condição expressa na Eq. 4.3 leva a uma escala de velocidade dada pelo inverso da escala geométrica (Eq. 4.4):

$$\lambda_V = \frac{1}{\lambda_L} \quad (4.4)$$

Sendo assim, adotar uma escala geométrica de, por exemplo, 1:50 (uma das maiores), significa uma escala de velocidade 50:1, isto é, a velocidade do vento no modelo reduzido deve ser 50 vezes maior do que a velocidade do vento no protótipo. Esta condição é praticamente impossível de ser simulada em túnel de vento, seja pela velocidade máxima que este pode produzir ou pela manutenção de escoamento incompressível.

Todavia, no caso de seções de tabuleiros de pontes, que apresentam razão de esbeltez  $B/D$  mais elevada, o número de Reynolds não chega a ter grande influência no fenômeno de despreendimento de vórtices, em comparação com seções circulares ou até mesmo retangulares menos esbeltas (conforme discutido no subitem 3.2.3).

#### 4.2.2.2 Semelhança de número de Froude

O número de Froude expressa a razão entre força de inércia e força vertical devida à gravidade e/ou empuxo e é definido pela Eq. 4.5:

$$Fr = \frac{V^2}{g L} \quad (4.5)$$

Onde:

$V$  = velocidade do escoamento;

$g$  = aceleração da gravidade;

$L$  = dimensão característica, correspondente à largura da seção transversal ( $B$ ) em tabuleiros de pontes.

Sendo assim, a semelhança do número de Froude para modelo reduzido (“subscrito  $m$ ”) e protótipo (“subscrito  $p$ ”) implica a seguinte condição (Eq. 4.6):

$$\left(\frac{V^2}{g B}\right)_m = \left(\frac{V^2}{g B}\right)_p \quad (4.6)$$

A condição expressa na Eq. 4.6 leva a uma escala de velocidade dada pela raiz quadrada da escala geométrica, como pode ser visto na Eq. 4.7:

$$\lambda_V = \sqrt{\lambda_L} \quad (4.7)$$

A escala de velocidade acima (Eq. 4.7), além de mais fácil simulação, difere da escala apresentada na Eq. 4.3 para semelhança de número de Reynolds, mostrando não ser possível respeitar a semelhança simultânea de ambos parâmetros (Reynolds e Froude).

#### 4.2.2.3 Razão de amortecimento em função do crítico

A influência do amortecimento no fenômeno de desprendimento de vórtices foi discutida previamente neste trabalho (*ver* subitem 3.2.6). Sabe-se que o amortecimento característico de uma estrutura só pode realmente ser obtido após a sua construção e, até mesmo assim, existem dificuldades envolvidas no processo de medição (Tanaka, 1990). Além disso, ao longo do seu tempo de vida, as estruturas normalmente vão perdendo sua capacidade de dissipação de energia, resultando em uma diminuição do seu amortecimento característico.

Na prática, costuma-se adotar para uma estrutura um valor de amortecimento a partir de um valor típico relacionado ao material utilizado e tipo de construção. No caso de ensaios de túnel de vento, o modelo reduzido é normalmente concebido para ter o menor valor possível de amortecimento, para obtenção de resultados mais conservadores e manutenção da possibilidade de aumentos/ajustes durante a realização dos ensaios.

### 4.3 MODELOS REDUZIDOS PARA PONTES

Existem três principais técnicas para construção de modelos reduzidos de pontes: modelo seccional (*section model*), modelo completo (*full bridge model*) e modelo *taut strip* (*taut strip model*). Além dos modelos, Scanlan *et al.* (1997) também chama a atenção para a medição em escala real (*full-scale measurement*) que, apesar de não ser aplicável durante a fase de projeto, pode ser útil para o acompanhamento e verificações, além de fornecer dados que podem ser posteriormente utilizados para outros estudos.

#### 4.3.1 Modelo seccional (*Section Model*)

O modelo seccional consiste na representação de uma seção do tabuleiro da ponte de maneira isolada dos demais elementos que eventualmente compõem a estrutura (torres, cabos, arcos, etc.). Desta forma, o tabuleiro é concebido como um corpo rígido (relação massa/rigidez suficientemente baixa, afastando sua frequência fundamental das frequências naturais as quais o estudo se propõe a reproduzir), apenas simulando o formato e demais detalhes da seção transversal, possibilitando a realização tanto de ensaios estáticos quanto de ensaios dinâmicos. Um exemplo de modelo seccional ensaiado no Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC é mostrado na Fig. 4.9:



Figura 4.9 - Modelo seccional do Complexo Viário Jornalista Roberto Marinho: vista frontal da seção no túnel de vento, à esquerda, e detalhe dos apoios flexíveis, à direita. Fonte: Loredo-Souza *et al.*, 2007.

Nos ensaios estáticos, as forças de arrasto e sustentação e o momento de torção podem ser obtidos a partir da fixação de apoios rígidos e instalação de um equipamento de medição de forças nos três graus de liberdade correspondentes; por outro lado, nos ensaios dinâmicos, apoios flexíveis que simulam dois graus de liberdade (translação vertical e rotação) são responsáveis pelas características dinâmicas do conjunto: os parâmetros de rigidez são conferidos a partir de molas, os de massa são conferidos a partir do material utilizado na construção da seção e de massas aderidas e, além disso, é possível ajustar o nível de amortecimento a partir da instalação de elementos amortecedores anexos aos apoios. Os componentes do apoio flexível são projetados para a reprodução da razão entre as frequências de torção e flexão vertical do tabuleiro do protótipo ( $f_{torç,p}/f_{vert,p}$ ) no modelo seccional ( $f_{torç,m}/f_{vert,m}$ ), com a maior proximidade possível.

O projeto do apoio flexível do modelo seccional está relacionado com os parâmetros de:  $k_{\theta}$  (rigidez rotacional),  $k_h$  (rigidez vertical) e  $r$  (distância das molas ao eixo de rotação), como mostra a Fig. 4.10:

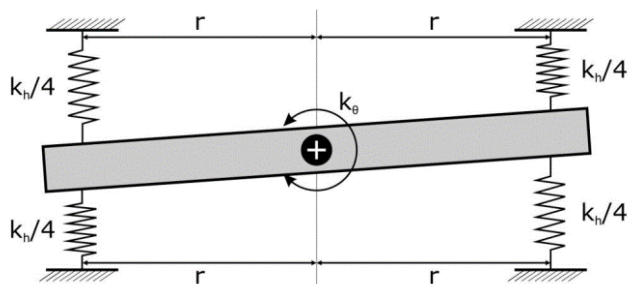


Figura 4.10 - Representação esquemática de modelo seccional, conforme usualmente adotado no LAC. Fonte: Vallis, 2013.

Em relação às rigidezes, considerando o esquema da Fig. 4.10 e que são instalados dois apoios deste tipo (um em cada extremidade do modelo), pode-se apresentar as expressões (Eq. 4.8 e Eq. 4.9):

$$k_h = 4 k_{mola} \quad (4.8)$$

$$k_\theta = k_h r^2 \quad (4.9)$$

Onde:

$k_{mola}$  = constante elástica da mola.

Além disso, as frequências naturais correspondentes ao modo de vibração vertical (Eq. 4.10) e rotacional (Eq. 4.11), são definidas abaixo:

$$(2\pi f_{vert,m})^2 = \frac{k_h}{m_m} \quad (4.10)$$

$$(2\pi f_{torç,m})^2 = \frac{k_\theta}{I_m} \quad (4.11)$$

Onde:

$m_m$  = massa total do modelo seccional;

$I_m$  = inércia de massa do modelo seccional.

Reescrevendo a Eq. 4.9 e combinando com as Eq. 4.10 e 4.11, tem-se a seguinte relação (Eq. 4.12):

$$r = \sqrt{\frac{k_\theta}{k_h}} = \frac{f_{torç,m}}{f_{vert,m}} \sqrt{\frac{I_m}{m_m}} \quad (4.12)$$

Dessa forma, é possível calcular a distância da posição das molas, pois:

- a) como relação entre frequências ( $f_{torç,m}/f_{vert,m}$ ) do modelo, adota-se o mesmo valor obtido para o protótipo ( $f_{torç,p}/f_{vert,p}$ ), a partir dos resultados da análise dinâmica abordada no Cap. 5 – A ponte em arco metálico: protótipo e modelo aeroelástico completo;
- b) os valores para os parâmetros  $I_m$  e  $m_m$  para o modelo seccional são obtidos a partir de análise dimensional, o que é melhor explicado no Cap. 6 – Investigações experimentais.

Assim, o modelo seccional apresenta a vantagem de ser de mais simples aplicação (seu projeto e sua montagem são mais rápidos) e de menor custo em comparação com um modelo completo. Além disso, segundo Scanlan (1983), este modelo se destaca pelas escalas utilizadas, que giram em torno de 1:25 a 1:100, permitindo representação mais fiel em detalhes (como guarda-corpos e guarda-rodas, por exemplo): estudos de dispositivos que aumentem a eficiência aerodinâmica da seção transversal, como o de Vallis (2013), por exemplo, costumam ser realizados com modelos seccionais. Chen e Duan (1999) citam os principais casos em que são utilizados este tipo de modelo:

- a) análise preliminar de melhor formato para seção do tabuleiro;
- b) identificação de potenciais problemas ocasionados por efeitos dinâmicos da ação do vento, com a determinação das velocidades crítica de desprendimento de vórtices e de drapejamento;
- c) determinação de coeficientes e parâmetros aerodinâmicos da seção, tais como: número de Strouhal, coeficientes de arrasto, sustentação e de torção, por exemplo;
- d) avaliação final da resposta aerodinâmica, no caso de pontes em que não se julgue necessário o estudo em modelo completo.

É importante ressaltar que este modelo está condicionado à hipótese de escoamento bidimensional; segundo Loredou-Souza *et al.* (2007), esta consideração leva, geralmente, a resultados conservadores em termos de amplitudes de vibração relacionadas aos fenômenos de desprendimento de vórtices e drapejamento, pois o sistema de forças aerodinâmicas resulta mais organizado do que se esperaria no escoamento tridimensional incidente sobre a estrutura real.

#### 4.3.2 Modelo completo (*Full bridge model*)

O modelo completo consiste na representação total (toda a extensão) ou parcial (vão principal, alguns vãos ou alguma etapa da fase construtiva) dos elementos que compõem a estrutura da ponte: tabuleiros, torres, cabos, arcos e outros (Fig. 4.11); esta incorporação de vários elementos no modelo permite a avaliação também de seus comportamentos, o que pode vir a ser determinante na resposta, principalmente, de pontes muito extensas, onde as torres, por exemplo, normalmente se estendem até elevadas altitudes. Caracterizado pelo uso de escalas entre 1:100 e 1:300 ou até menores, limitadas de acordo com as dimensões do túnel de vento onde deve ser realizado o ensaio, é capaz de reproduzir deformações aeroelásticas, sendo

também chamado de modelo aeroelástico completo (CHEN & DUAN, 1999). Os resultados deste tipo de modelo podem ser considerados como a melhor (mais aproximada) estimativa de resposta da estrutura frente à ação do vento.

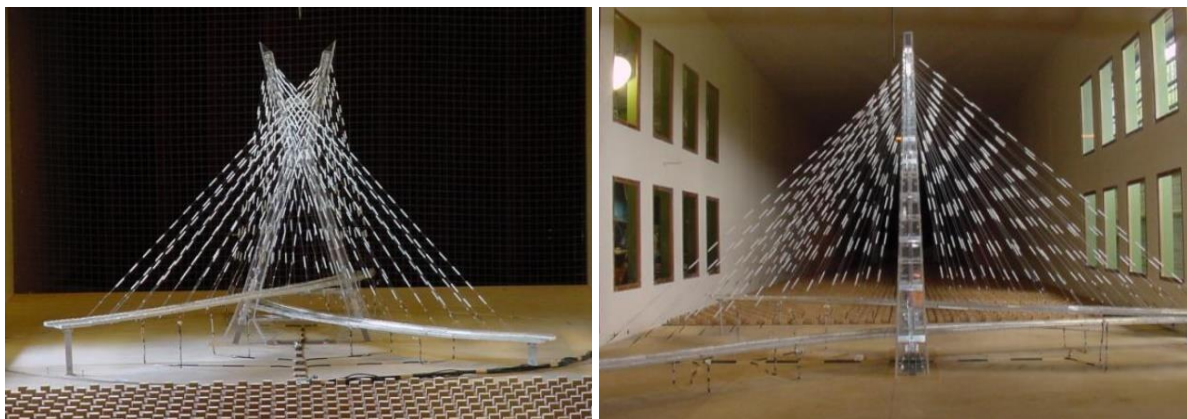


Figura 4.11 - Vistas do modelo aeroelástico completo do Complexo Viário Jornalista Roberto Marinho. Fonte: Loredou-Souza *et al.*, 2007.

Em comparação ao modelo seccional, o modelo completo se apresenta mais custoso e com maior nível de dificuldade na construção; por outro lado, Chen e Duan (1999) apresentam as vantagens deste tipo de modelo:

- a) incorporação dos efeitos de tridimensionais de escoamento;
- b) capacidade de consideração de interação entre modos de vibração;
- c) visualização dos efeitos da ação do vento em estágios de construção e serviço.

Fujino *et al.* (2012) sugerem, ainda, que o modelo aeroelástico completo é melhor em se tratando de análise da resposta ao fenômeno de martelamento (*buffeting*), pois a escala de turbulência é melhor satisfeita em fatores de escala geométrica mais baixos.

#### 4.3.3 Modelo *taut strip* (*Taut strip model*)

Também conhecido como modelo aeroelástico parcial, o modelo *taut strip* figura no meio termo entre os modelos seccional e completo no que diz respeito a custos de montagem e confiança dos resultados. Consiste na utilização de cordões estendidos (tensionados) que sustentam um tabuleiro rígido, simulando as características dinâmicas de estrutura, tais como as frequências naturais e modos de vibração. Segundo King (2003), para que isso seja possível, constrói-se uma seção reduzida de tabuleiro que represente as características inerciais e de massa do



protótipo real montada sobre cordões ou tubos que, por sua vez, são ancorados em apoios, conferindo a rigidez necessária ao sistema (Fig. 4.12).

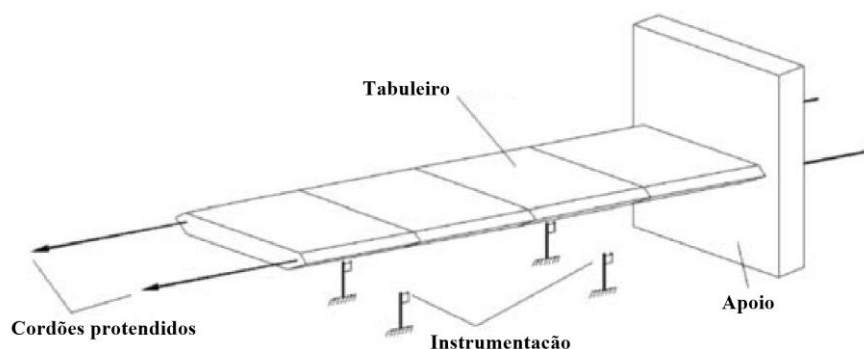


Figura 4.12 - Desenho esquemático de um modelo de faixa esticada. Fonte: adaptada de Xu, 2013.

De maneira geral, procura-se obter as relações corretas para as mais baixas frequências naturais de translação (horizontal e vertical) e de rotação. Para Chen e Duan (1999), o modelo de faixa esticada é uma ótima alternativa para pontes de vãos que não sejam extremamente extensos, podendo dispensar a necessidade de ensaio de modelo completo.

De acordo com King (2003), o modelo de faixa esticada surge da necessidade em se considerar uma maior influência da turbulência e, portanto, as características tridimensionais de resposta aerodinâmica dos modelos reduzidos, o que não era possível no ensaio de modelo seccional; Tanaka (1990) cita, também, que, conforme o posicionamento do modelo de faixa esticada no túnel de vento, diferentes direções de atuação do vento podem ser analisadas. Além disso, a comparação entre resultados de modelo seccional e modelo completo se mostra prejudicada quando os elementos como torre e cabos, no caso de pontes suspensas, por exemplo, influenciam demasiadamente na resposta do tabuleiro.

Sendo assim, o modelo de faixa estendida representa a ideia de simulação da resposta tridimensional da estrutura de ponte em escala real a partir de uma estrutura simplificada, com modos de vibração senoidais. Para Tanaka (1990), tal simplificação é capaz de simular de maneira adequada o comportamento das pontes pênses, com modos de vibração semelhantes ao de vigas biapoiadas, mas não é tão aproximado no caso de pontes estaiadas, pois estas se comportam como vigas contínuas com apoios flexíveis, geralmente apresentando frequências naturais distribuídas em uma faixa estreita de valores, o que pode gerar uma acoplagem de modos, que deve ser considerada de alguma forma no projeto do modelo *taut strip*.

## 5. A PONTE EM ARCO METÁLICO: PROTÓTIPO E MODELO AEROELÁSTICO COMPLETO

Neste capítulo são apresentadas não só as principais características do projeto da ponte em arco metálico objeto deste trabalho (“protótipo”), como também apresentados os detalhes sobre o projeto do modelo aeroelástico completo, elaborado pelo autor desta dissertação e utilizado como base pela equipe técnica do Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC para a construção do modelo reduzido, de maneira a avaliar a resposta dinâmica da ponte frente à ação do vento.

### 5.1 DESCRIÇÃO DO PROTÓTIPO

#### 5.1.1 Características geométricas e materiais

A estrutura analisada é classificada como uma ponte em arco: a superestrutura é suportada por dois arcos de traçado parabólico, constituídos por caixões metálicos, configurados em dois planos inclinados em relação ao plano vertical; os arcos formam um sistema com duas vigas longarinas principais, também caixões metálicos, sendo que a ligação arco-longarina é feita por tirantes de aço de seção tubular. O tabuleiro, de concreto armado, é suportado por vigas transversinas, com seção “I” metálica. O vão livre de cálculo da ponte é de 172,70 metros, apresentando uma seção transversal efetiva, ou seja, considerando as dimensões das longarinas e do guarda-rodas, de 3,04 metros de altura ( $D$ ) e 20 metros de largura ( $B$ ). O detalhe da seção transversal do tabuleiro e a perspectiva 3D da ponte são apresentados nas Fig. 5.1 e Fig. 5.2, respectivamente:

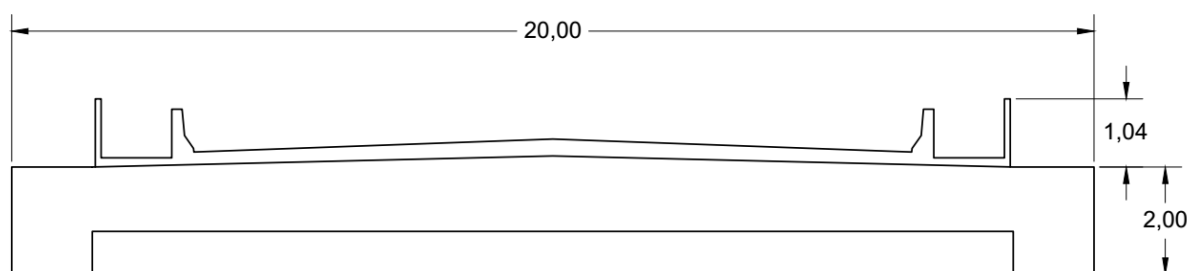


Figura 5.1 - Seção transversal no meio do vão (medidas em metros, sem escala).

Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

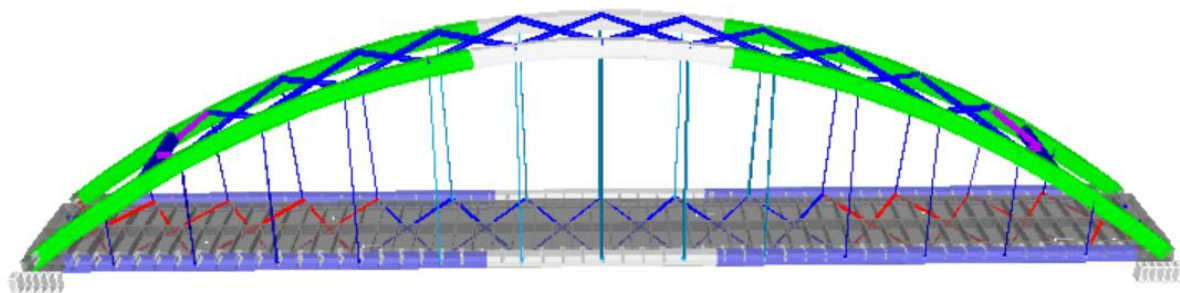


Figura 5.2 - Vista 3D do modelo estrutural da ponte em arco metálico deste trabalho.  
Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

### 5.1.2 Características dinâmicas

O modelo estrutural da ponte foi criado em programa de análise por elementos finitos, com a entrada das características geométricas e dos materiais dos elementos que compõem o arco, os tirantes, as vigas longarinas e transversinas e demais componentes da superestrutura com função estrutural. Elementos como tabuleiro, pavimentação, guarda-rodas (defensas laterais do tipo New Jersey) e guarda-corpo são incorporados como carregamentos e, na análise modal, são considerados como massas nodais equivalentes.

Como resultado da análise modal feita pelo programa de elementos finitos, tem-se os resultados de frequências naturais e modos de vibração correspondente a três situações de carregamento: somente cargas permanentes (CP), cargas permanentes mais carga móvel em uma das pistas (CP + CM1P) e cargas permanentes e carga móvel nas duas pistas (CP + CM2P). Para os estudos aerodinâmicos descritos neste trabalho, foi admitida a situação “CP”, de simulação menos complexa e trabalhosa, sendo observado que a carga móvel não altera de maneira significativa as frequências naturais da estrutura.

Dessa forma, a Tab. 5.1 fornece os dez primeiros valores de frequência natural da análise estrutural da ponte em arco estudada e a descrição dos correspondentes modos de vibração, sendo que os primeiros modos de flexão vertical, flexão lateral e torção do tabuleiro são ilustrados nas figuras Fig. 5.3, Fig. 5.4 e Fig. 5.5, respectivamente (todos os dados foram obtidos através de um programa de análise estrutural por elementos finitos):

Tabela 5.1 - Modos de vibração e frequências naturais do projeto da ponte em arco metálico tema deste trabalho. Fonte: Elaborada pelo autor.

Projeto da "Ponte A" - Situação de carregamento: CP		
Modo	Frequência (Hz)	Descrição
1	0,43	primeiro modo com flexão lateral do tabuleiro
2	0,74	primeiro modo com flexão vertical do tabuleiro
3	0,89	segundo modo com flexão lateral do tabuleiro
4	1,08	primeiro modo com torção do tabuleiro
5	1,19	segundo modo com flexão vertical do tabuleiro
6	1,43	terceiro modo com flexão lateral do tabuleiro
7	1,58	segundo modo com torção do tabuleiro
8	1,77	terceiro modo com flexão vertical do tabuleiro
9	2,02	quarto modo com flexão lateral do tabuleiro
10	2,14	terceiro modo com torção do tabuleiro

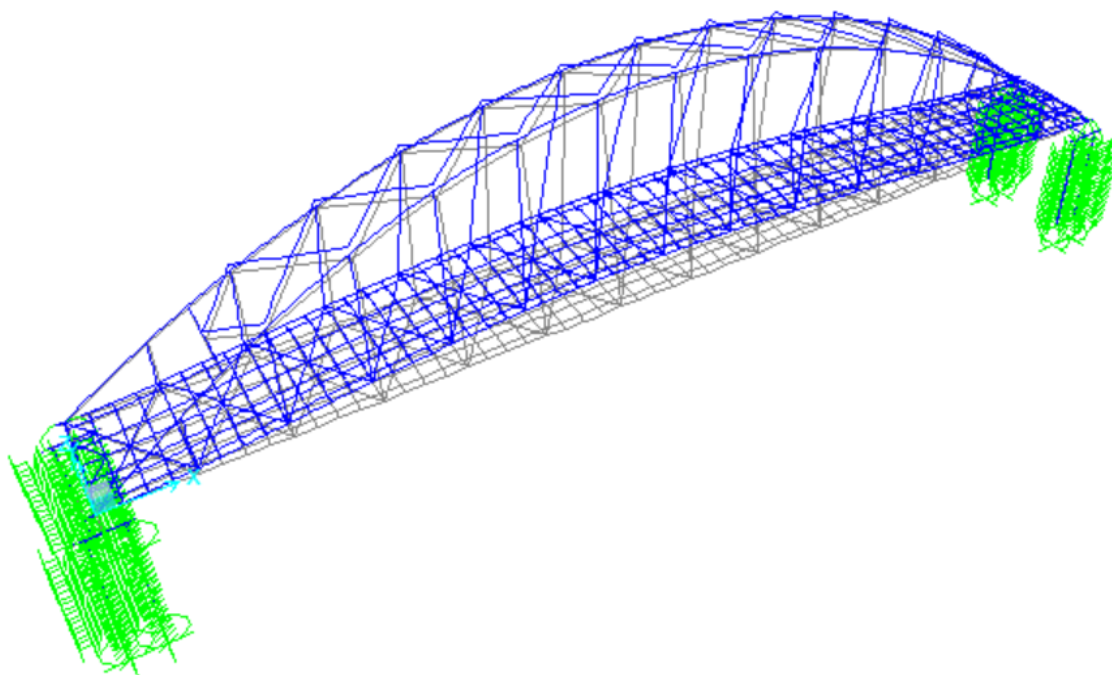


Figura 5.3 - Configuração do primeiro modo de vibração com flexão lateral do tabuleiro (frequência natural igual a 0,43 Hz) do projeto da ponte em arco metálico. Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

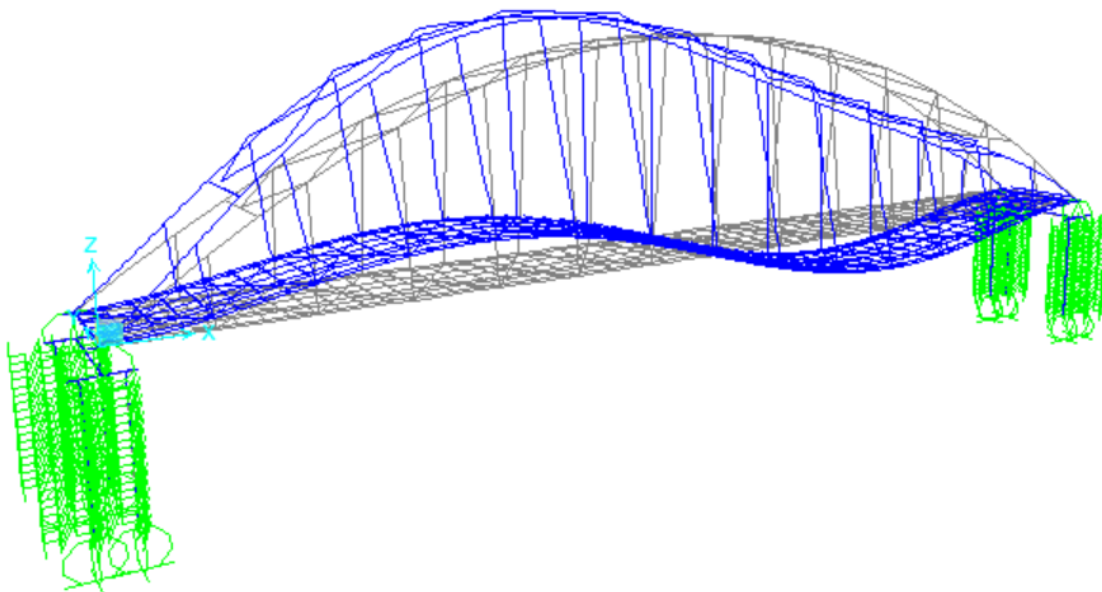


Figura 5.4 - Configuração do primeiro modo vibração com flexão vertical do tabuleiro (frequência natural igual a 0,74 Hz) do projeto da ponte em arco metálico. Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

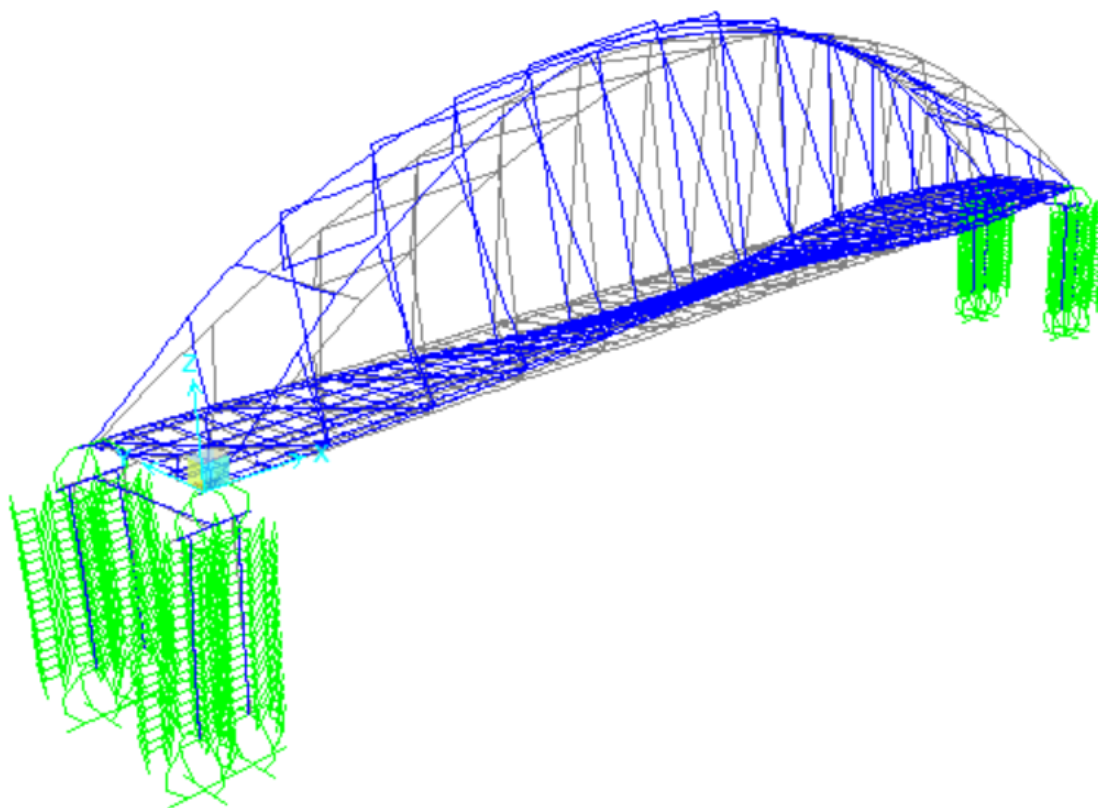


Figura 5.5 - Configuração do primeiro modo de vibração com torção do tabuleiro (frequência natural igual a 1,08 Hz) do projeto da ponte em arco metálico. Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

## 5.2 PROJETO DO MODELO AEROELÁSTICO COMPLETO

### 5.2.1 Análise dimensional

No projeto do modelo aeroelástico completo da ponte em arco foram utilizadas como grandezas de base: comprimento, massa específica e aceleração. A escala de comprimento adotada é de 1:160, valor máximo ideal para possibilitar o ensaio do modelo na mesa M-II do túnel de vento do LAC (*ver* Cap. 4 – Ensaio em Túnel de Vento). A escala de massa específica adotada é de 1:1, assim como para a escala de aceleração, pois tanto a estrutura em escala real quanto o modelo reduzido estarão submetidos a escoamento de ar e submetidos à aceleração da gravidade; tais determinações de escala satisfazem a semelhança de Froude (*ver* subitem 4.2.2.2). Uma vez definidas as grandezas de base, as demais grandezas físicas se tornam derivadas (Tab. 5.2), devendo ser interpretadas e reproduzidas (ou negligenciadas):

Tabela 5.2 – Planilha de ajuste de escalas: projeto do modelo aeroelástico completo.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Grandezas Fundamentais	Símbolo	Unidade	L	M	T	Ponte em arco metálico			
Comprimento	l	m	1	0	0				
Massa	m	kg	0	1	0				
Tempo	t	s	0	0	1				

Grandezas de base	Símbolo	Unidade	L	M	T	Inversão			Escala
Comprimento	L	m	1	0	0	1,00	0,00	0,00	6,25E-03
Aceleração	a	m/s <sup>2</sup>	1	0	-2	3,00	0,00	1,00	1,00E+00
Massa específica	g	kg/m <sup>3</sup>	-3	1	0	0,50	-0,50	0,00	1,00E+00

Grandezas derivadas	Símbolo	Unidade	L	M	T	L	a	g	Escala
Comprimento	L	m	1	0	0	1,00	0,00	0,00	6,3E-03
Massa	m	kg	0	1	0	3,00	0,00	1,00	2,4E-07
Tempo	t	s	0	0	1	0,50	-0,50	0,00	7,9E-02
Aceleração	a	m/s <sup>2</sup>	1	0	-2	0,00	1,00	0,00	1,0E+00
Aceleração angular	a	rad/s <sup>2</sup>	0	0	-2	-1,00	1,00	0,00	1,6E+02
Velocidade	v	m/s	1	0	-1	0,50	0,50	0,00	7,9E-02
Velocidade angular	w	rad/s	0	0	-1	-0,50	0,50	0,00	1,3E+01
Força	F	N	1	1	-2	3,00	1,00	1,00	2,4E-07
Momento	M	Nm	2	1	-2	4,00	1,00	1,00	1,5E-09
Frequência	f	Hz	0	0	-1	-0,50	0,50	0,00	1,3E+01
Frequência angular	w	rad/s	0	0	-1	-0,50	0,50	0,00	1,3E+01
Amortecimento viscoso	c	kg/s	0	1	-1	2,50	0,50	1,00	3,1E-06
Razão de amortecimento	z	-	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1,0E+00
Módulo de elasticidade	E	Pa	-1	1	-2	1,00	1,00	1,00	6,3E-03
Coefficiente de Poisson	n	-	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1,0E+00
Massa específica	g	kg/m <sup>3</sup>	-3	1	0	0,00	0,00	1,00	1,0E+00
Massa por comprimento	m	kg/m	-1	1	0	2,00	0,00	1,00	3,9E-05
Inércia de massa	I	kgm <sup>2</sup>	2	1	0	5,00	0,00	1,00	9,5E-12
Inércia por comprimento	i	kgm	1	1	0	4,00	0,00	1,00	1,5E-09
Rigidez	k	N/m	0	1	-2	2,00	1,00	1,00	3,9E-05
Rigidez a torção	GK/L	Nm/rad	2	1	-2	4,00	1,00	1,00	1,5E-09
Viscosidade cinemática	n	m <sup>2</sup> /s	2	0	-1	1,50	0,50	0,00	4,9E-04

A concepção do modelo reduzido deve compreender aspectos dinâmicos e aerodinâmicos. Os aspectos aerodinâmicos dizem respeito, principalmente, à semelhança da representação geométrica dos componentes da ponte e, tanto quanto for possível, do número de Reynolds; a compreensão dos aspectos dinâmicos está, essencialmente, na representação em escala das frequências e dos modos de vibração relevantes, sendo estes, geralmente, os primeiros modos de flexão lateral, flexão vertical e torção.

### 5.2.2 Características geométricas e materiais

Na elaboração do projeto do modelo aeroelástico completo, foi utilizado um programa de análise estrutural por elementos finitos. A estrutura da ponte em escala real foi simplificada a quatro componentes principais que simulam funções estruturais dos componentes reais, formando o chamado “esqueleto estrutural”, a saber:

- a) chapa de alumínio recortada, simulando os arcos metálicos, representada em cores azul escuro (recortes transversais) e azul claro (recortes longitudinais) na Fig. 5.6;
- b) tubos de alumínio, simulando os tirantes, representados em cor vermelha na Fig. 5.6;
- c) cordões de aço, simulando as longarinas, representados em cor verde claro na Fig. 5.6;
- d) barras de teflon, simulando as transversinas, representadas em cor preta na Fig. 5.6.

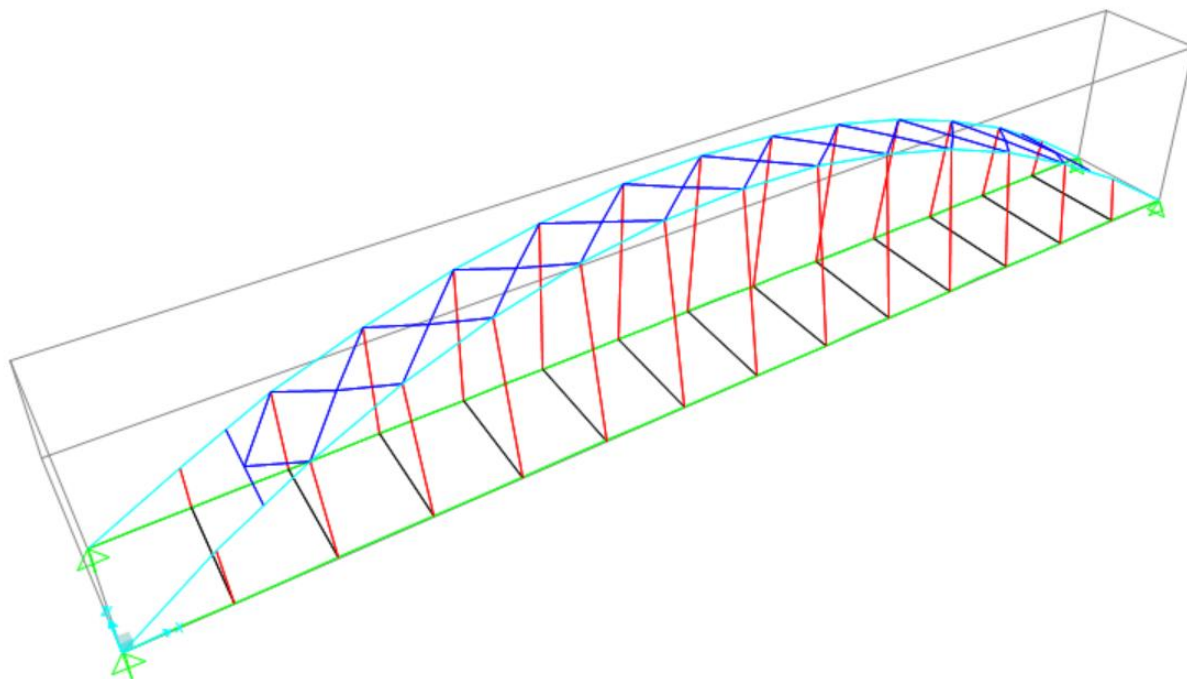


Figura 5.6 - Vista em perspectiva do projeto do modelo aeroelástico completo: elementos diferenciados por cor. Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

As coordenadas dos nós do projeto do modelo aeroelástico completo foram obtidas a partir da aplicação da escala geométrica (1:160) nos nós do projeto do protótipo, o que confere ao modelo aeroelástico completo uma extensão total de 1,08 m (sem contar com os apoios rígidos) e altura de 21 cm (sem contar com a carenagem). A escolha das dimensões das seções transversais dos componentes do modelo foi feita a partir de um processo iterativo, onde valores iniciais foram adotados e, após avaliação das características dinâmicas (frequências naturais e modos de vibração), alterados de maneira a se aproximar ao máximo possível, em escala, das características da ponte em escala real. Além das dimensões da seção transversal, outra variável disponível para representação das características dinâmicas é a força de protensão aplicada nos cordões de aço, que influencia a rigidez destes elementos. Os resultados mais satisfatórios (que serão apresentados no próximo subitem) foram obtidos a partir da adoção das seguintes características geométricas e de força de protensão:

- a) a chapa de alumínio foi definida com espessura de 1 mm, sendo que os elementos longitudinais (azul claro na Fig. 5.6) apresentam largura de 6 mm e os elementos transversais (azul claro na Fig. 5.6) apresentam largura de 4 mm;
- b) os tubos de alumínio foram definidos com diâmetro externo de 3,2 mm e espessura da parede de 0,8 mm;



- c) as barras de teflon foram definidas com 6 mm de largura e 4 mm de altura;
- d) os cordões de aço foram definidos com diâmetro de 0,23 mm;
- e) a força de protensão foi definida como 55 N (5,5 kgf), a ser aplicada nos dois cordões de aço.

É importante ressaltar que, ao esqueleto estrutural do modelo reduzido, constituído pelo conjunto chapa-tubos-barras-cordões, prevê-se a incorporação de uma carenagem em resina de impressora 3D, de maneira a reproduzir as características de formato do tabuleiro; elementos com função semelhante também devem ser agregados na chapa de alumínio (*ver* Cap. 6 – Investigações experimentais).

### 5.2.3 Análise modal

Além da definição das características geométricas e dos materiais dos componentes utilizados no projeto do modelo e da força de protensão a ser aplicada nos cordões de aço, também foram agregadas massas nodais de maneira a completar a massa total do modelo, respeitando a escala correspondente (Tab. 5.2): o esqueleto estrutural representa uma massa total de aproximadamente 150 g, restando um pouco mais do que 850 g para serem adicionados e completar os 1,08 kg de massa total que deve apresentar o modelo físico para situação de carregamento CP (sem contar com os apoios rígidos).

As frequências naturais e os modos de vibração do projeto do modelo aeroelástico completo foram calculados a partir de um programa de análise estrutural por elementos finitos; considerando a aplicação da escala de frequência (conforme Tab. 5.2), a Tab. 5.3 reúne os valores de frequência e os modos de vibração a serem reproduzidos no projeto do modelo aeroelástico completo:

Tabela 5.3 - Frequências naturais e modos de vibração a serem reproduzidos pelo projeto do modelo reduzido para situação de carregamento CP. Fonte: Elaborada pelo autor.

Projeto do Modelo Aeroelástico Completo - Situação de carregamento: CP			
Modo	$f_n$ do projeto da ponte em arco (Hz)	$\lambda_f$ (Tab. 5.2)	$f_n$ a ser reproduzida no modelo (Hz)
primeiro modo com flexão lateral do tabuleiro	0,43	12,65	5,44
primeiro modo com flexão vertical do tabuleiro	0,74		9,36
primeiro modo com torção do tabuleiro	1,08		13,66

Os resultados obtidos a partir do programa de análise estrutural por elementos finitos são mostrados nas Fig. 5.7, 5.8 e 5.9 abaixo:

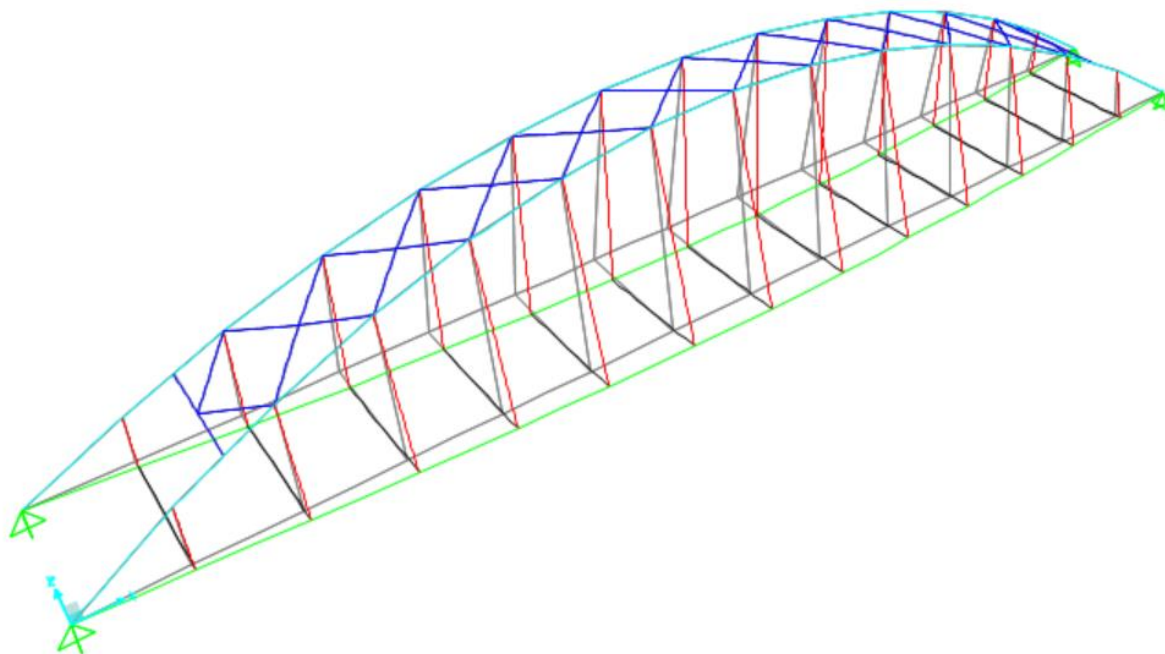


Figura 5.7 - Primeiro modo com flexão lateral do tabuleiro no projeto do modelo completo: frequência natural igual a 5,22 Hz. Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

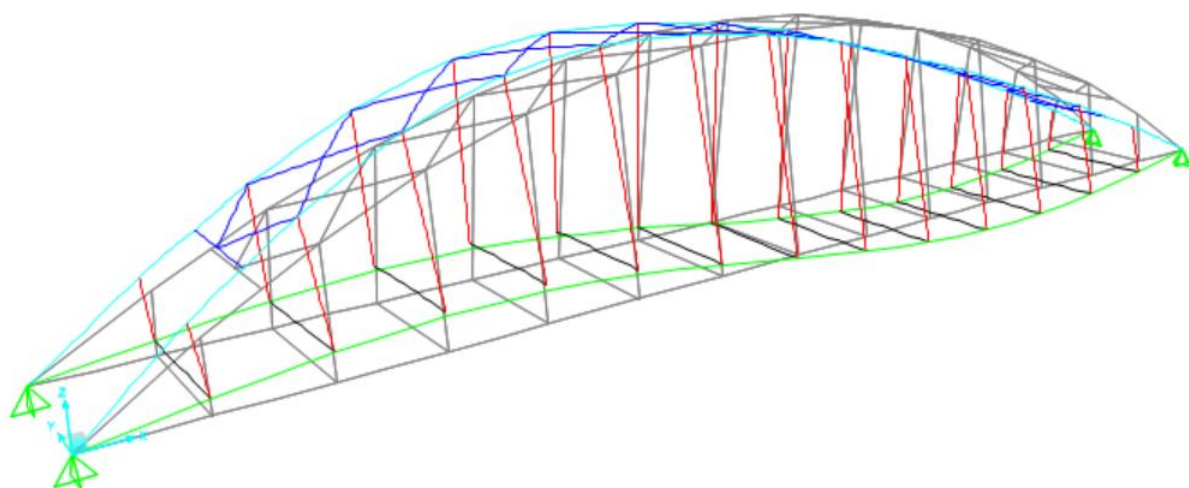


Figura 5.8 - Primeiro modo com flexão vertical do tabuleiro no projeto do modelo completo: frequência natural igual a 9,44 Hz. Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

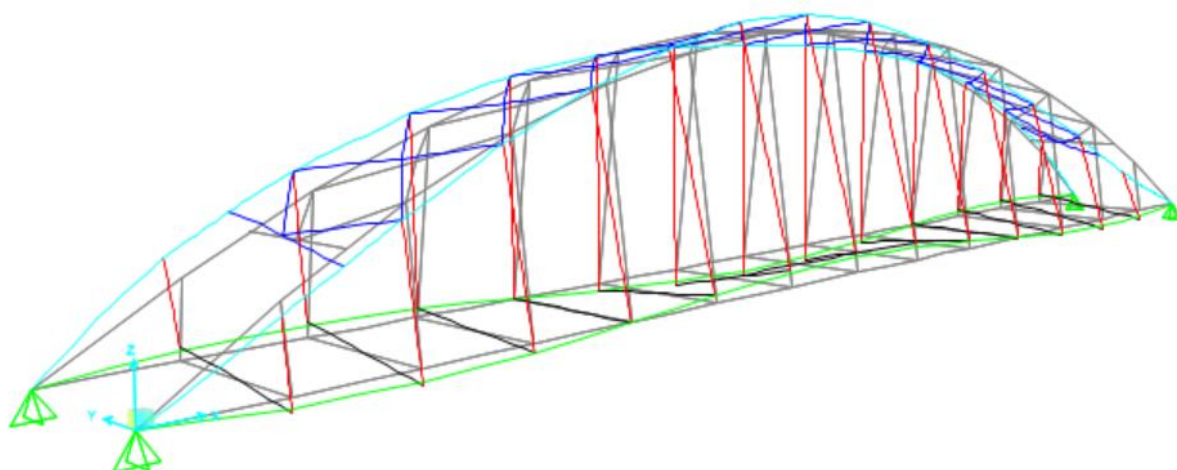


Figura 5.9 - Primeiro modo com torção do tabuleiro no projeto do modelo completo: frequência natural igual a 12,41 Hz. Fonte: Gerada por programa de análise estrutural por elementos finitos.

Com base nos valores “previstos” e “obtidos” no projeto, pode-se avaliar a diferença percentual envolvida (Tab. 5.4). É importante ressaltar que o modelo aeroelástico completo ainda passará por uma etapa de calibração, discutida no Cap. 6 – Investigações experimentais, onde também consta a etapa de montagem do modelo, mostrando detalhes construtivos.

Tabela 5.4 – Comparação entre valores de frequência previstos e obtidos para o projeto do modelo completo. Fonte: Elaborada pelo autor.

Projeto do Modelo Aeroelástico Completo - Situação de carregamento: CP			
Modo	Frequência (Hz)		
	Prevista em escala	Obtida no projeto	Erro percentual
primeiro modo com flexão lateral do tabuleiro	5,44	5,22	-4,03%
primeiro modo com flexão vertical do tabuleiro	9,36	9,44	0,85%
primeiro modo com torção do tabuleiro	13,66	12,41	-9,16%

## 6. INVESTIGAÇÕES EXPERIMENTAIS

As investigações experimentais da resposta da ponte em arco deste trabalho frente à ação do vento foram realizadas no Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann, sob comando da equipe técnica do Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC. Neste capítulo, são descritas as características dos modelos utilizados e dos ensaios realizados; como o objetivo deste trabalho consiste em avaliar o efeito dinâmico de despreendimento de vórtices, os ensaios estáticos são incorporados apenas para a posterior apresentação dos coeficientes aerodinâmicos, enquanto que os ensaios dinâmicos são expostos com maiores detalhes.

### 6.1 ENSAIOS ESTÁTICOS

Como abordado previamente no Cap. 4 – Ensaios em Túnel de Vento, os ensaios estáticos de tabuleiros de pontes são realizados a partir da utilização de modelos seccionais e permitem a avaliação de parâmetros importantes tanto na obtenção das forças estáticas resultantes da ação do vento na estrutura, como é o caso dos coeficientes aerodinâmicos, quanto na análise preliminar do comportamento aerodinâmico da estrutura, como por exemplo a pré-disposição ao galope com base no gráfico do coeficiente de sustentação ( $C_s$ ) versus ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ ).

O modelo seccional utilizado para a realização dos ensaios estáticos é descrito em detalhes no decorrer deste capítulo (subitem 6.2.1). Os dados para determinação dos coeficientes e forças aerodinâmicas são obtidos através de uma balança de força equipada com uma célula de carga, conectada ao modelo seccional e instalada no exterior do túnel de vento. O modelo é, então, submetido a escoamentos uniforme e suave e uniforme e turbulento, na mesa M-I, com um ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ ) que varia de  $-8^\circ$  até  $8^\circ$ , possibilitando a obtenção dos cinco coeficientes definidos no subitem 2.2,  $C_y$ ,  $C_z$ ,  $C_a$ ,  $C_s$  e  $C_t$ , cujos resultados são mostrados no Cap. 7 – Resultados obtidos. Mais informações sobre os ensaios estáticos em modelo seccional de pontes realizados no LAC com a utilização de balança de forças podem ser encontradas no trabalho de Standerski (2012).

## 6.2 ENSAIOS DINÂMICOS

Nos ensaios dinâmicos, o principal interesse é a avaliação da estabilidade do modelo reduzido frente às situações de baixas velocidades do vento, onde predominam as ações dinâmicas devido ao desprendimento de vórtices, e às situações de altas velocidades, onde predominam as ações dinâmicas devido ao drapejamento. Em termos de desprendimento de vórtices, estas avaliações se traduzem tanto na determinação das velocidades críticas (discutidas no Cap. 3 – Desprendimento de vórtices) quanto na análise das amplitudes de oscilação.

### 6.2.1 Modelo seccional

#### 6.2.1.1 Descrição do modelo

Para a realização tanto dos ensaios estáticos quanto dos ensaios dinâmicos da ponte em arco metálico tema deste trabalho, foi construído um modelo seccional na escala geométrica 1:60, com comprimento total de 1203 mm que, por escala, corresponde a um trecho de 72,18 m do tabuleiro da estrutura em escala real. Os materiais utilizados na confecção deste modelo foram alumínio, acrílico, madeira balsa e resina epóxi de impressão 3D, sendo representados também os elementos de proteção guarda-corpo e guarda-rodas, que podem ter influência nas características aerodinâmicas do modelo (*ver* subitem 3.2.2).

O modelo é disposto horizontalmente no interior do túnel de vento (de modo semelhante ao mostrado na Fig. 4.9), destacando a posição deste, à meia altura da câmara de ensaios, de maneira a minimizar a interferência das paredes superior e inferior no desenvolvimento do perfil uniforme de velocidades; além disso, placas de alumínio são adicionadas nas extremidades do modelo, como forma de acabamento, para garantir a bidimensionalidade do escoamento.

Para o cumprimento dos requisitos de semelhança, além da adoção da escala 1:60 para o comprimento, foram definidas as seguintes grandezas de base complementares e suas respectivas escalas, considerando a relação modelo/protótipo: massa específica, na escala 1:1 e frequência, na escala  $f_{vert,m}/f_{vert,p}$ . Tais escolhas se justificam por:

- a) A escala de comprimento é definida de maneira a facilitar a representação dos detalhes da seção transversal prevista para a estrutura em escala real, que podem vir a alterar a resposta frente à ação do vento;

- b) A escala de massa específica é adotada como 1:1 pois tanto a estrutura em escala real quanto o modelo são submetidos a escoamento de ar;
- c) A escala de frequência é obtida a partir da razão entre as frequências do modelo seccional e do protótipo. No modelo em questão, esta razão foi calculada considerando a frequência natural do primeiro modo de flexão vertical do tabuleiro ( $f_{vert}$ ), que corresponde a um valor em torno de 9,88 Hz para o modelo seccional ( $f_{vert,m}$ ) e 0,74 Hz para o protótipo ( $f_{vert,p}$ ), sendo o primeiro valor sempre medido antes e após a realização de cada configuração de ensaio, podendo apresentar ligeiras alterações que são consideradas em cada processamento.

A decisão exposta no item “c” facilita e agiliza o processo de montagem do modelo, pois não se exige a reprodução de valores específicos para as frequências e sim que os valores da razão  $f_{torç}/f_{vert}$ , ou seja, razão entre as frequências naturais correspondentes aos primeiros modos de torção e flexão vertical do modelo seccional e do protótipo sejam mais próximos possíveis. Esta “semelhança” na relação  $f_{torç}/f_{vert}$  para modelo e protótipo é muito importante, já que esta relação é um fator relacionado à suscetibilidade de acoplamento entre os dois modos de vibração (mais suscetível quanto mais próximo da unidade) e, conseqüentemente, do desenvolvimento de instabilidade por drapejamento. A Tab. 6.1 a seguir reúne as principais grandezas envolvidas no processo de semelhança estrutural e seus respectivos valores, no caso do modelo seccional:

Tabela 6.1 - Grandezas necessárias para reprodução de semelhança estrutural. Fonte: Elaborada pelo autor.

Projeto do Modelo Seccional - Situação de carregamento: CP		
Grandeza	Condição de semelhança	Valor
Comprimento	$\lambda L = L_m/L_p$	1,67E-02
Massa específica	$\lambda \rho = \rho_m/\rho_p$	1,00E+00
Frequência	$\lambda f = f_m/f_p$	1,34E+01
Tempo	$\lambda T = 1/\lambda f$	7,49E-02
Velocidade	$\lambda V = \lambda L \lambda f$	2,23E-01
Massa	$\lambda M = \lambda \rho \lambda L^3$	4,63E-06
Massa por comprimento	$\lambda m = \lambda \rho \lambda L^2$	2,78E-04
Inércia de massa	$\lambda I_m = \lambda M \lambda L^2$	1,29E-09
Inércia por comprimento	$\lambda i_m = \lambda m \lambda L^2$	7,72E-08
Razão de amortecimento	$\lambda \zeta = \zeta_m/\zeta_p$	1,00E+00

De posse das propriedades dinâmicas do protótipo (projeto da ponte em arco tema deste trabalho) são aplicados os valores mostrados na Tab. 6.1 e obtidas as propriedades dinâmicas do modelo seccional. Um resumo comparativo é mostrado na Tab. 6.2:

Tabela 6.2 - Paralelo entre as propriedades dinâmicas do projeto da ponte em arco metálico e do modelo seccional. Fonte: Elaborada pelo autor.

Projeto do Modelo Seccional - Situação de carregamento: CP		
Propriedade	Proj. da ponte em arco	Modelo Sec.*
$f_{vert}$ (freq. fund. de flexão vertical do tabuleiro, em Hz)	0,74	9,88
$f_{torç}$ (freq. fund. de torção do tabuleiro, em Hz)	1,08	15,04
$f_{torç} / f_{vert}$	1,46	1,52
$\zeta_{vert}$ (razão de amort. crítico p/ flexão vert. do tabuleiro, em %)	-	$\cong 0,3\%$ (próprio)
		$< 2\%$ (adicional)
$\zeta_{torç}$ (razão de amort. crítico p/ torção do tabuleiro, em %)	-	$\cong 0,2\%$ (próprio)
		$< 1,5\%$ (adicional)
$m$ (massa por unidade de comprimento, em kg/m)	23504,00	6,53
$Im$ (inércia de massa por unidade de comprimento, kg m <sup>2</sup> /m)	712131,00	0,05

\*valores sujeitos a pequenas variações conforme processo de calibração

A imposição das características dinâmicas se dá no exterior do túnel de vento, a partir da utilização de dois apoios flexíveis (um em cada extremidade do modelo), que consistem em sistemas formados por um conjunto de molas e massas agregadas fixadas a uma régua horizontal que, por sua vez, é conectada ao modelo através de um pino com rosca; normalmente, constrói-se, de forma proposital, um modelo que não contemple a totalidade da massa prevista em escala, sendo necessário utilizar massas agregadas nos apoios flexíveis e, assim, o posicionamento destas (distância em relação ao eixo longitudinal do tabuleiro,  $r$ ), bem como das molas, é determinante para a calibração da relação entre frequências de torção,  $f_{torç,m}$ , e flexão vertical,  $f_{vert,m}$  (ver subitem 4.3.1). Os apoios flexíveis são instalados no pórtico metálico localizado sobre a mesa M-I do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann (Fig. 6.1):



Figura 6.1 - Detalhe do apoio flexível, fixado no pórtico externo à mesa M-I, e posicionamento das molas e das massas agregadas, responsáveis pelo ajuste da relação entre frequências de torção e flexão vertical. Fonte: Acervo do autor.

Outra exigência necessária aos modelos seccionais para ensaios dinâmicos é a apresentação de baixa relação massa/rigidez, isto é, o modelo deve ser muito mais “rígido” do que “pesado”. Desta forma, garante-se que as vibrações próprias do modelo não influenciem nos resultados e, conseqüentemente, que os apoios flexíveis sejam os principais responsáveis pelas características dinâmicas do sistema como um todo (modelo seccional e apoios flexíveis).



### 6.2.1.2 Equipamentos utilizados

Para medição da resposta dinâmica do modelo seccional foram utilizados dois sensores MPU-6050, fabricados pela *InvenSense*, que representam um conjunto de acelerômetro e giroscópio capaz de fornecer dados em 6 graus de liberdade (translações e giros em X, Y e Z). A Fig. 6.2 traz a orientação dos eixos em relação ao sensor e a Fig. 6.3 ilustra o posicionamento dos sensores no modelo seccional:

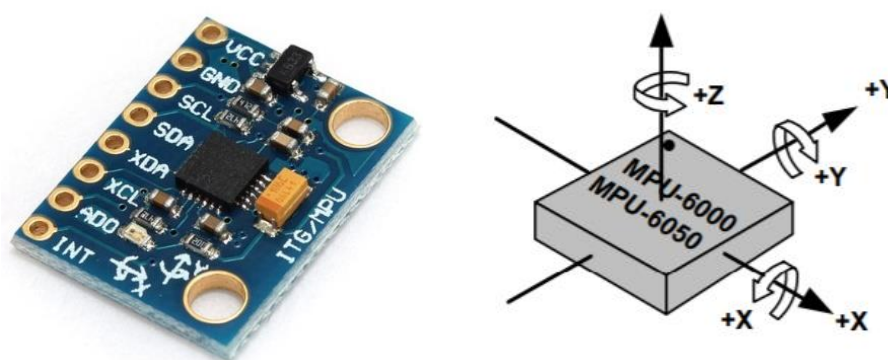


Figura 6.2 - Sensor MPU-6050, à esquerda, e a indicação dos eixos X, Y e Z para o sensor MPU-6050, à direita. Fonte: *Datasheet* do fabricante.

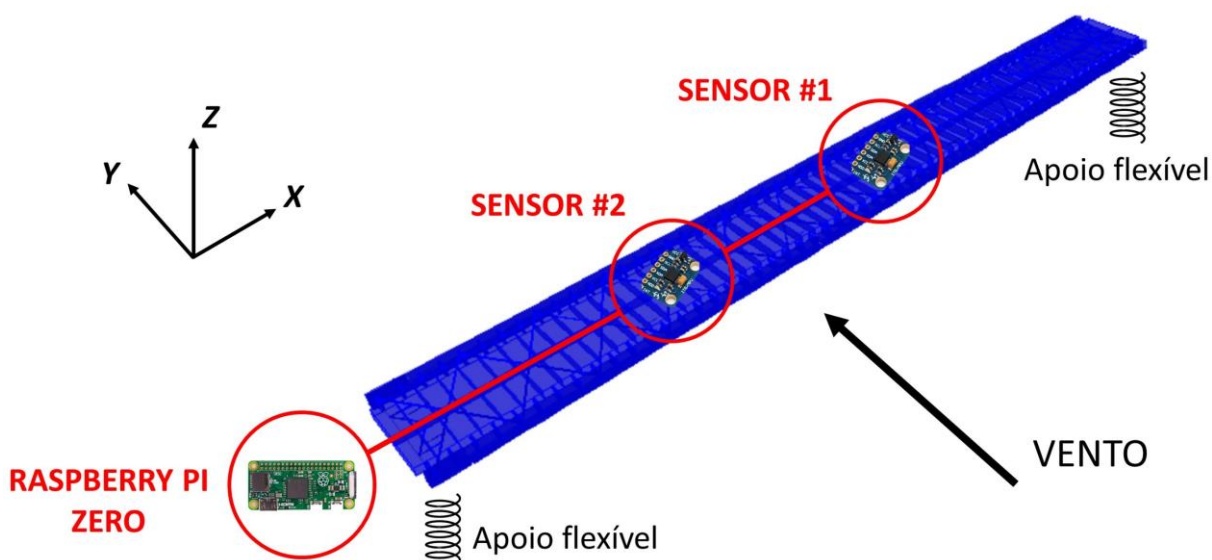


Figura 6.3 – Ilustração do posicionamento dos sensores MPU-6050 no modelo seccional. Fonte: Elaborada pelo autor.

Os sensores MPU-6050 são conectados a um minicomputador *Raspberry Pi Zero* (ver Fig. 6.3), onde ocorre a aquisição de dados; este dispositivo não faz aquisição *real-time*, ou seja, cada registro não tem, necessariamente, o mesmo período de duração ( $T$ ) nem o mesmo incremento de tempo ( $dt$ ), mas sim o mesmo número de pontos obtidos ( $N_{pontos} = 16384$  pontos). Sendo assim, faz-se uma reorganização de dados (*resampling*), a partir do código MRPy, em programação *Python*, que, por interpolação, recondiciona os dados de cada uma das amostras para um mesmo incremento  $dt$ ; o código foi desenvolvido pelo Prof. Dr. Marcelo Maia Rocha e pode ser encontrado online para maiores detalhes (ROCHA, 2018). A rigor, cada amostra apresenta sua própria taxa ( $f_s$ ) e período de aquisição, pois o processo de obtenção do total de pontos não tem exatamente a mesma duração; de qualquer maneira, como as variações são pequenas, podem ser tomados como valores médios:  $f_s$  igual a 325 Hz e  $T$  igual a 50 segundos.

O conjunto “sensores + minicomputador” pode ser conectado a uma fonte de alimentação simples, como um carregador portátil de celulares. A partir da configuração de uma rede VPN (*Virtual Private Network*), o *Raspberry Pi Zero* é acessado remotamente por um computador convencional, para onde os arquivos de aquisição são movidos e, posteriormente, processados para a obtenção do histórico de amplitudes de deslocamento e rotação ao longo do tempo e as respectivas densidades espectrais. Como o modelo seccional visa a avaliação da resposta transversal à ação do vento, não são adquiridos os dados referentes à translação no eixo X (ao longo do eixo do tabuleiro) e o giro em torno do eixo Z, seguindo a convenção apresentada na Fig. 6.3.

Completando a parte de equipamentos utilizados, tem-se ainda que:

- a) A alteração da velocidade do vento no interior do túnel é comandada pelo técnico realizador dos ensaios a partir do programa *SuperDrive*, onde a frequência do motor do ventilador (controlada por um inversor de frequência WEG) é acrescida em intervalos crescentes pré-definidos, resultando em uma variação semelhante na velocidade;
- b) Um manômetro *ManoAir 500* é responsável pelo fornecimento da temperatura e da variação de pressão dentro do período de amostragem pré-determinado. Os valores do manômetro, em conjunto com um barômetro, localizado no exterior do túnel e responsável pela medição da pressão atmosférica, são utilizados para o cálculo da velocidade média do vento no interior do túnel;

- c) Um anemômetro de fio quente, posicionado à barlavento do modelo seccional no interior do túnel de vento, também é utilizado para a determinação da velocidade média do escoamento, sendo possível comparar e, eventualmente, aplicar correções a partir dos valores de velocidade média obtidos com os dispositivos descritos na alínea anterior.

### 6.2.1.3 Calibração do modelo

A calibração é de extrema importância no processo de realização dos ensaios e interpretação de resultados: neste procedimento são medidos os valores de frequência natural que são utilizados no ajuste de escala. No modelo seccional, a etapa de calibração consiste, basicamente, em verificar se a relação entre as frequências de torção e flexão vertical,  $f_{torç,m}/f_{vert,m}$ , corresponde ao valor estipulado na fase de construção do modelo e dos apoios flexíveis. Caso sejam verificados valores diferentes dos previstos, o procedimento mais simples é o ajuste na frequência de torção do modelo ( $f_{torç,m}$ ), de modo que:

- a) Se a relação entre as frequências de torção e flexão vertical ( $f_{torç,m}/f_{vert,m}$ ) resultar menor do que a desejada, aproxima-se as massas agregadas do eixo de rotação do modelo, diminuindo o momento de inércia de massa e, conseqüentemente, resulta um aumento na frequência de torção ( $f_{torç,m}$ );
- b) Se a relação entre as frequências de torção e flexão vertical ( $f_{torç,m}/f_{vert,m}$ ) resultar maior do que a desejada, afasta-se as massas agregadas do eixo de rotação do modelo, aumentando o momento de inércia de massa e, conseqüentemente, resulta uma diminuição na frequência de torção ( $f_{torç,m}$ ).

Para a verificação das frequências, o modelo seccional (devidamente instrumentado) é instalado no túnel de vento, porém, ao invés de ser submetido ao escoamento de ar, recebe dois tipos de impacto para gerar registros de vibração livre: um impacto no centro do tabuleiro, provocando oscilações predominantemente verticais, onde pode ser melhor avaliada a frequência de flexão vertical ( $f_{vert,m}$ ), e outro impacto na extremidade do tabuleiro, provocando oscilações predominantemente rotacionais, onde pode ser melhor avaliada a frequência de torção ( $f_{torç,m}$ ).

A partir dos sinais medidos pelos sensores, os dados obtidos são processados em uma rotina de programação com linguagem *Python*, desenvolvido pelo Prof. Dr. Marcelo Maia Rocha, orientador desta dissertação. São gerados três tipos de gráficos:

- a) Aceleração (ou velocidade angular) `MRPY` vs. tempo: registro de acelerações, em  $\text{m/s}^2$  (ou  $\text{rad/s}$ ), medidas pelos sensores e reorganizadas a partir do código `MRPY`, onde é possível identificar visualmente a aplicação dos impactos no modelo;
- b) Aceleração (ou velocidade angular) `RDT` e `fitdecay` vs. tempo: registro de acelerações, em  $\text{m/s}^2$  (ou  $\text{rad/s}$ ), reorganizadas por `RDT` (*random decrement technique*) e geradas por decaimento exponencial (*fitdecay*). Resumidamente, o *random decrement* pode ser entendido como uma sobreposição dos registros de cada impacto (“curva experimental”), combinando as amplitudes, enquanto que o *fitdecay* corresponde ao ajuste dos dados em uma curva de decaimento exponencial (“curva teórica”), de onde são retirados os parâmetros de frequência natural de vibração e taxa de amortecimento crítico;
- c) Espectro de Potência vs. frequência: registro de espectro de potência, em  $(\text{m/s}^2)^2$  (ou  $(\text{rad/s})^2$ ), gerado a partir de transformada rápida de Fourier.

De forma a exemplificar, são mostrados os registros obtidos para o modelo seccional antes da realização de qualquer ensaio (Fig. 6.4 e Fig. 6.5) e sem utilização de dispositivo adicional de amortecimento; é importante ressaltar que, como foram utilizados dois sensores MPU-6050 e o modelo seccional tem comportamento de corpo rígido, isto é, as oscilações são uniformes para o trecho no interior do túnel de vento, os resultados consistem em uma média entre os sinais obtidos por cada sensor:

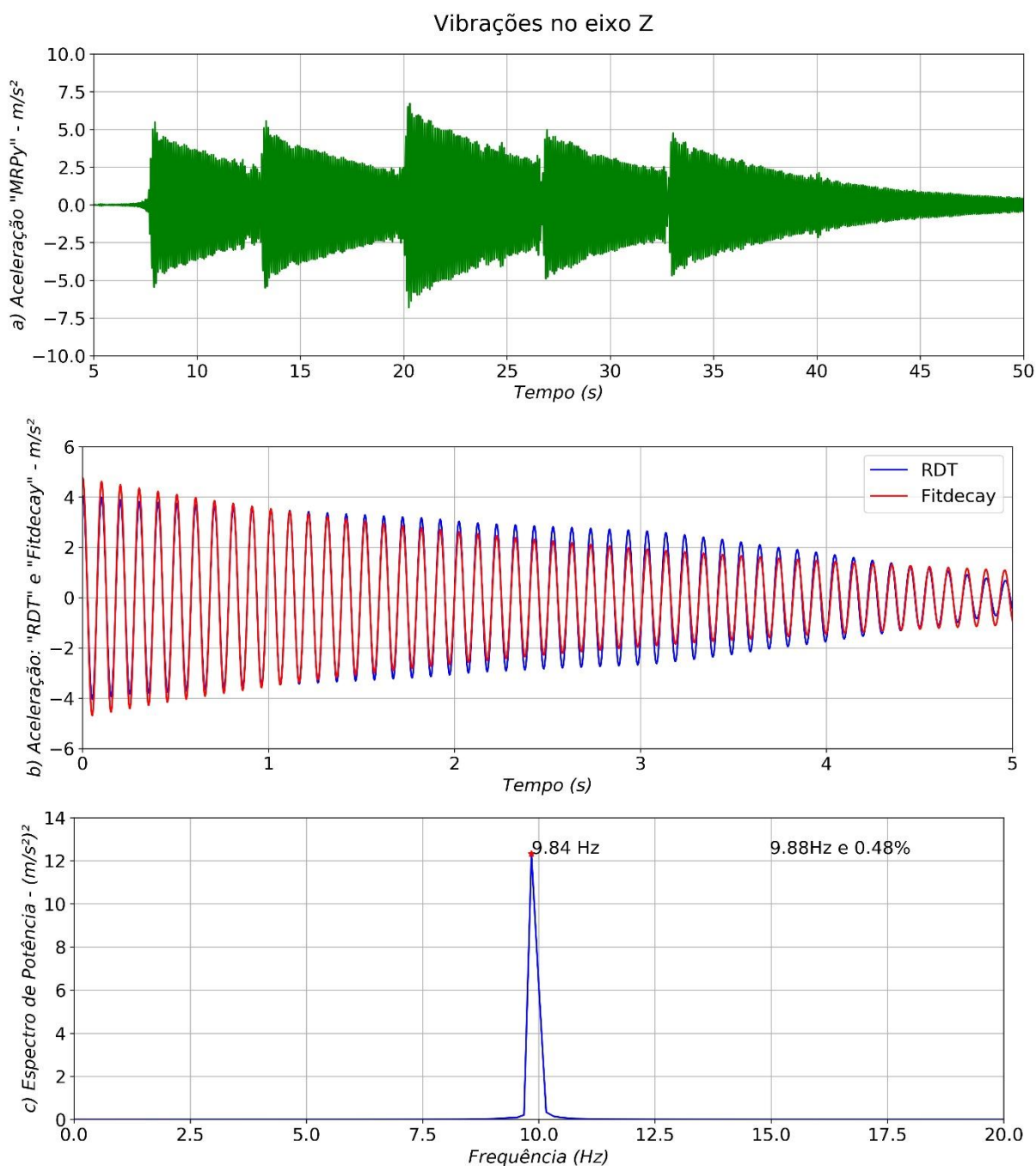


Figura 6.4 – Etapa de calibração do modelo seccional: registros de vibrações no eixo Z. Fonte: Produzida para este trabalho.

Da Fig. 6.4, é possível fazer os seguintes comentários:

- a) No gráfico “a”, é visualmente notada a aplicação de 5 impactos no modelo seccional;
- b) No gráfico “b”, a correspondência entre as curvas “RDT” e “*Fitdecay*” é satisfatória;
- c) O valor de frequência ( $f_{vert}$ ) destacado com ponto vermelho no gráfico “c” corresponde ao pico do espectro (9,84 Hz), enquanto que o valor mostrado por extenso (9,88 Hz) corresponde ao resultado por ajuste de regressão. São apresentados os dois valores para fins comparativos, sendo considerado mais preciso o valor obtido por ajuste de regressão. Além disso, ressalta-se que este valor é correspondente ao processo pré-ensaio e será considerado junto ao valor pós-ensaio para cálculo de média aritmética;
- d) A taxa de amortecimento crítico relacionada à translação vertical ( $\zeta_{vert}$ ) é um parâmetro de saída da curva “*Fitdecay*” e equivale a 0,48%. Vale reforçar que este valor é correspondente ao processo pré-ensaio e será considerado junto ao valor pós-ensaio, para cada configuração de escoamento, a fim de obter um valore médio aproximado.

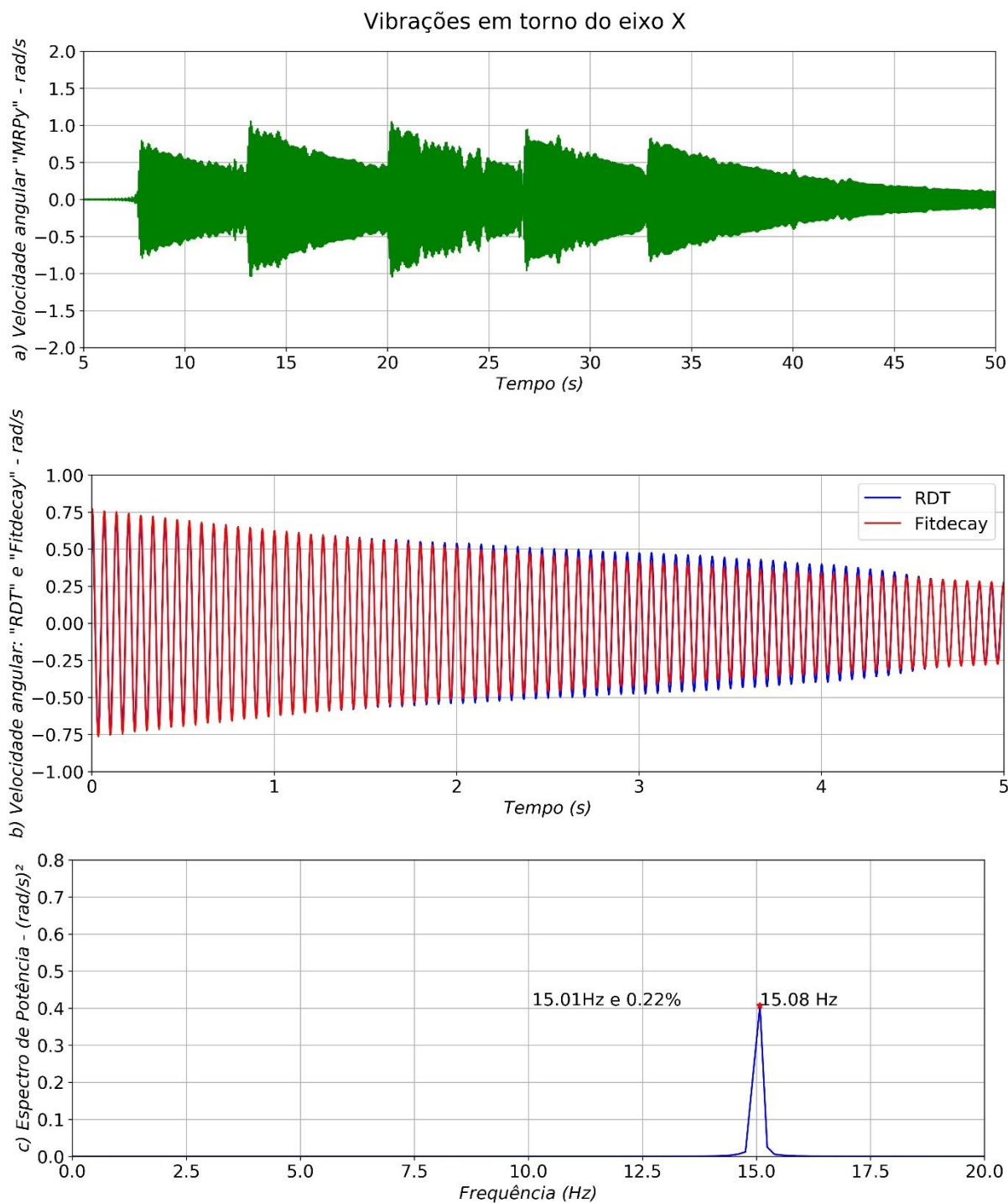


Figura 6.5 - Etapa de calibração do modelo seccional: registros de vibrações em torno do eixo X. Fonte: Produzida para este trabalho.

Da Fig. 6.5, além das mesmas inferências em relação aos gráficos “a” e “b” da figura anterior (Fig. 6.4), é possível fazer os seguintes comentários:

- a) O valor de frequência ( $f_{torç}$ ) destacado com ponto vermelho no gráfico “c” corresponde ao pico do espectro (15,08 Hz), enquanto que o valor mostrado por extenso (15,01 Hz) corresponde ao resultado por ajuste de regressão. São apresentados os dois valores para fins comparativos, sendo considerado mais preciso o valor obtido por ajuste de regressão. Novamente, ressalta-se que este valor é correspondente ao processo pré-ensaio e será considerado junto ao valor pós-ensaio para cálculo de média aritmética;
- b) A taxa de amortecimento crítico relacionada à rotação em torno do eixo X ( $\zeta_{torç}$ ) é um parâmetro de saída da curva “*Fitdecay*” e equivale a 0,20%. Mais uma vez, vale reforçar que este valor é correspondente ao processo pré-ensaio e será considerado junto ao valor pós-ensaio, para cada configuração de escoamento, a fim de obter um valor médio aproximado.

Teoricamente, seria suficiente calibrar o modelo apenas uma vez, já que as suas características dinâmicas não são alteradas ao decorrer dos ensaios, exceto quando é realizado o ensaio com amortecimento. Mesmo assim, antes e depois de cada bateria de ensaios, o processo de verificação das frequências é realizado, em um procedimento favorável à segurança e confiabilidade dos resultados.

#### 6.2.1.4 Programa de ensaios

A resposta dinâmica do modelo seccional é avaliada a partir de uma série de ensaios que propõem diferentes configurações em termos de ângulo de ataque, intensidade de turbulência, taxa de amortecimento em função do crítico e, claro, velocidade do vento. No total, 14 ensaios com o modelo seccional foram realizados no período entre novembro e dezembro de 2018 na mesa M-I do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann.

A velocidade média do escoamento no interior do túnel de vento ( $V$ ) variou, na maior parte dos ensaios, entre valores de 0,5 m/s até 22 m/s, o que é equivalente a uma faixa de velocidades de, aproximadamente, 2 m/s até 98 m/s para a estrutura em escala real. Foram estudados cerca de 50 a 60 pontos de velocidade, com acréscimos também variáveis, executando uma discretização



mais criteriosa (intervalos menores) na região em que o modelo seccional respondeu com as maiores oscilações, o que foi percebido visualmente pelo técnico ao decorrer dos ensaios.

Em relação ao ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ ), foram estudadas três configurações:  $0^\circ$ , onde o modelo é instalado paralelamente às paredes superior e inferior do túnel de vento,  $-4^\circ$ , onde o modelo é rotacionado no sentido anti-horário (superfície inferior do tabuleiro mais exposta ao vento incidente) e  $+4^\circ$ , onde o modelo é rotacionado no sentido horário (superfície superior do tabuleiro mais exposta ao vento incidente). A variação do ângulo de ataque do vento é comumente aplicada nos estudos da resposta dinâmica de modelos seccionais, uma vez que os tabuleiros de pontes, via geral, não apresentam simetria em relação ao plano horizontal (plano XY, considerando a convenção apresentada na Fig. 6.3) e, portanto, pequenas variações de direção da atuação do vento, que normalmente ocorrem nas situações reais, podem mudar consideravelmente o comportamento da estrutura.

No Cap. 2 – Aerodinâmica de pontes, foi visto que a intensidade de turbulência tem certa influência nas forças induzidas por desprendimento de vórtices. Neste sentido, a resposta do modelo seccional é avaliada para duas condições de escoamento: escoamento uniforme e suave, com intensidade de turbulência ( $I_1$ ) em torno de 0,4%, e escoamento uniforme e turbulento, com intensidade de turbulência ( $I_1$ ) em torno de 11%, gerada a partir da utilização de grelha (*ver* subitem 4.2.1).

Como comentado no Cap.4 – Ensaios em túnel de vento, a razão de amortecimento em função do crítico para o protótipo é apenas estimada, pois o seu valor real, na prática, só pode ser obtido a partir de medições na estrutura já construída. Sendo assim, para o modelo seccional, foram simuladas duas situações: em um primeiro momento, foram realizados os ensaios “sem” amortecimento, ou seja, contou-se apenas com o amortecimento inerente ao modelo, com um valor idealmente baixo, em torno de 0,2 e 0,3%, garantido a partir da utilização de materiais de boa qualidade na construção do modelo e minimizando o atrito entre as peças; em um segundo momento, foram realizados os ensaios com amortecimento, onde foi utilizada uma haste imersa em um recipiente com óleo (Fig. 6.6), conectada ao modelo na parte exterior ao túnel, visando incrementar o valor de amortecimento para uma faixa entre 1 e 2%, valor prático usual para este tipo de estrutura.



Figura 6.6 - Configuração do apoio flexível para os ensaios dinâmicos do modelo seccional com amortecimento adicional. Fonte: Acervo do autor.

## 6.2.2 Modelo aeroelástico completo

### 6.2.2.1 Descrição e construção do modelo

O modelo aeroelástico completo foi construído a partir das características expostas no Cap. 5 – A ponte em arco metálico: protótipo e modelo aeroelástico completo. Nas Fig. 6.7 e Fig. 6.8 é possível observar o chamado “esqueleto estrutural”, responsável por garantir tanto a reprodução dos primeiros modos de flexão lateral, flexão vertical e torção do tabuleiro do protótipo quanto suas correspondentes frequências naturais (em escala):

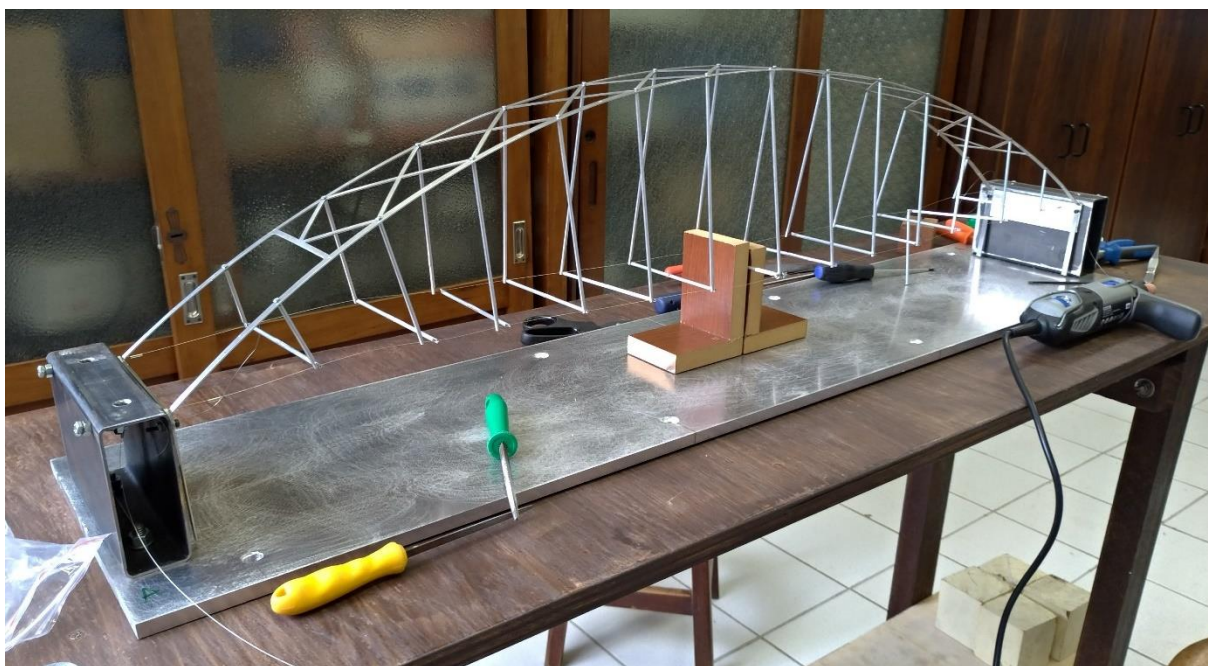


Figura 6.7 - Primeira etapa de construção do modelo aeroelástico completo: montagem do esqueleto estrutural. Fonte: Acervo do autor.



Figura 6.8 - Esqueleto estrutural com o sistema de protensão garantido por tarraxas de guitarra. Fonte: Acervo do autor.

No que diz respeito ao esqueleto estrutural, duas observações são importantes:

- a) como mostra a Fig. 6.7, a princípio pensava-se na utilização de parafusos para a aplicação da protensão nos cordões de aço. No entanto, este sistema não apresentou o funcionamento desejado e foi substituído pelo sistema de tarraxas de guitarra, como mostra a Fig. 6.8, que se provou mais prático e eficiente. Nesta etapa os cordões de aço já são levemente tensionados, de maneira a facilitar o manejo do modelo, mas sem se preocupar, ainda, com as frequências e modos de vibração a serem reproduzidos;
- b) no projeto inicial, os elementos que simulavam as vigas transversinas consistiam em tubos de alumínio. Porém, após a montagem do modelo e primeiro teste, observou-se que a região de ligação entre os tubos de alumínio (tirantes e transversinas) e os cordões de aço (longarinas) apresentava certo nível de atrito e, conseqüentemente, tornava o sistema mais amortecido, o que não era

desejável. Assim, os tubos de alumínio foram substituídos por barras de teflon ligeiramente reforçadas com placas de alumínio nas laterais, como mostra a Fig. 6.9, de forma a atenuar o problema do excesso de atrito:

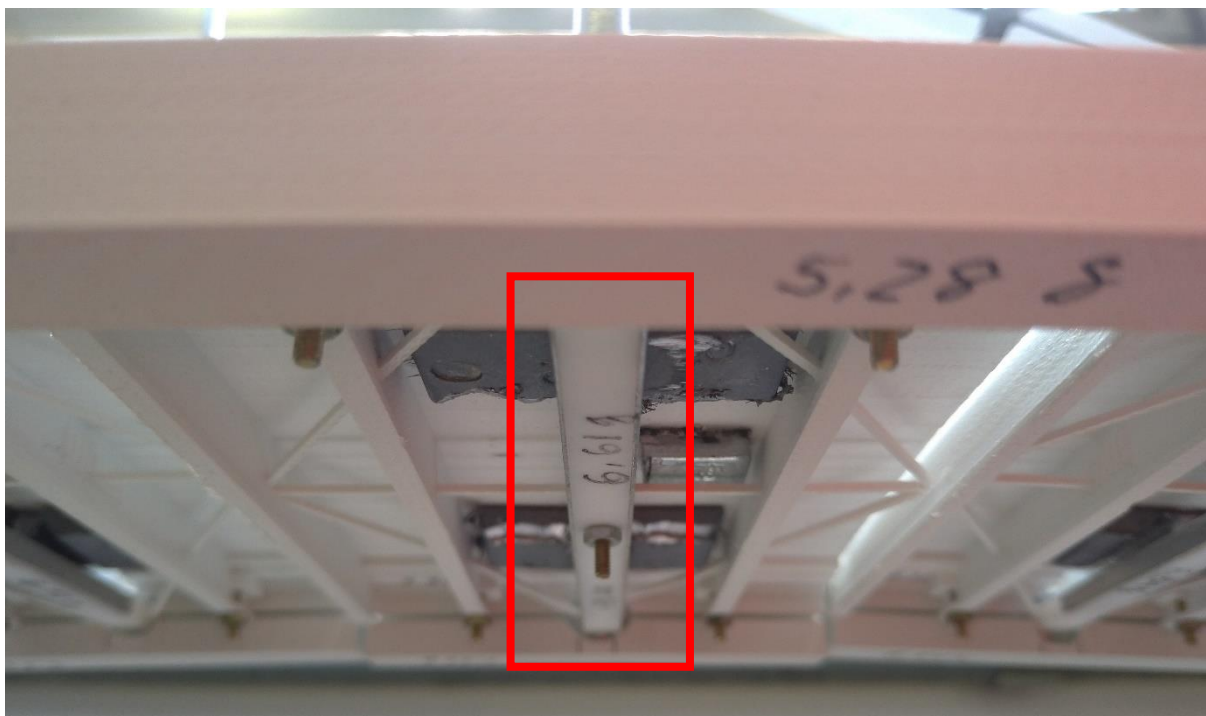


Figura 6.9 - Detalhe da barra de teflon (destacada em vermelho) e reforço de alumínio (nas laterais), no modelo completo já montado. Fonte: Acervo do autor.

Ao esqueleto estrutural foram adicionadas as carenagens em resina de impressão 3D, tanto no tabuleiro quanto no arco, as quais objetivam a reprodução da forma destes elementos e, conseqüentemente, da atuação do vento nestes; nas carenagens são coladas peças de chumbo (que podem ser visualizadas na Fig. 6.9) previamente pesadas e aferidas para correção da massa total e do momento de inércia de massa do modelo aeroelástico completo. A Fig. 6.10 ilustra o momento da montagem das carenagens do tabuleiro:



Figura 6.10 - Colocação das carenagens do tabuleiro no modelo aeroelástico completo. Fonte: Acervo do autor.

As carenagens do tabuleiro são encaixadas e fixadas nas barras de teflon (transversinas) utilizando parafusos e porcas e, como não possuem função estrutural, não devem deixar o modelo mais rígido e sim representar massas agregadas, o que pode ser garantido ao evitar o contato tanto das peças umas com as outras quanto com os tubos de alumínio e os cordões de aço. O mesmo conceito serve para as carenagens do arco que, no seu caso, são encaixadas e fixadas diretamente na chapa metálica, evitando o contato com os tubos de alumínio. Por fim, o modelo recebe a instalação da instrumentação (item 6.2.2.2) e últimos ajustes na protensão aplicada aos cordões de aço para a calibração do modelo (item 6.2.2.3).

#### 6.2.2.2 Equipamentos utilizados

Na determinação da resposta dinâmica do modelo aeroelástico completo foi utilizado o mesmo sistema de instrumentação do modelo seccional (abordado no item 6.2.1.2), isto é, acelerações captadas por dois sensores MPU-6050 ligados a um minicomputador *Raspberry Pi Zero*, onde ocorre a aquisição de dados e repasse para um computador convencional via rede VPN. Entretanto, diferentemente do modelo seccional, onde o modelo em si é considerado um corpo rígido e basta que o posicionamento dos sensores seja simétrico em relação ao eixo central do túnel, no modelo completo os sensores são posicionados em pontos estratégicos, a saber:

- a) o sensor #1 é posicionado exatamente no meio do vão, de maneira a captar as maiores amplitudes de oscilação esperadas no sentido longitudinal de atuação do vento, conforme o primeiro modo de vibração do modelo;
- b) o sensor #2 é posicionado a uma distância de aproximadamente um quarto do vão em relação ao apoio rígido, de maneira a fornecer as maiores amplitudes de oscilação esperadas no sentido transversal de atuação do vento, conforme o segundo modo de vibração do modelo.

Na Fig. 6.11 é ilustrado o posicionamento dos sensores instalados no modelo aeroelástico completo:

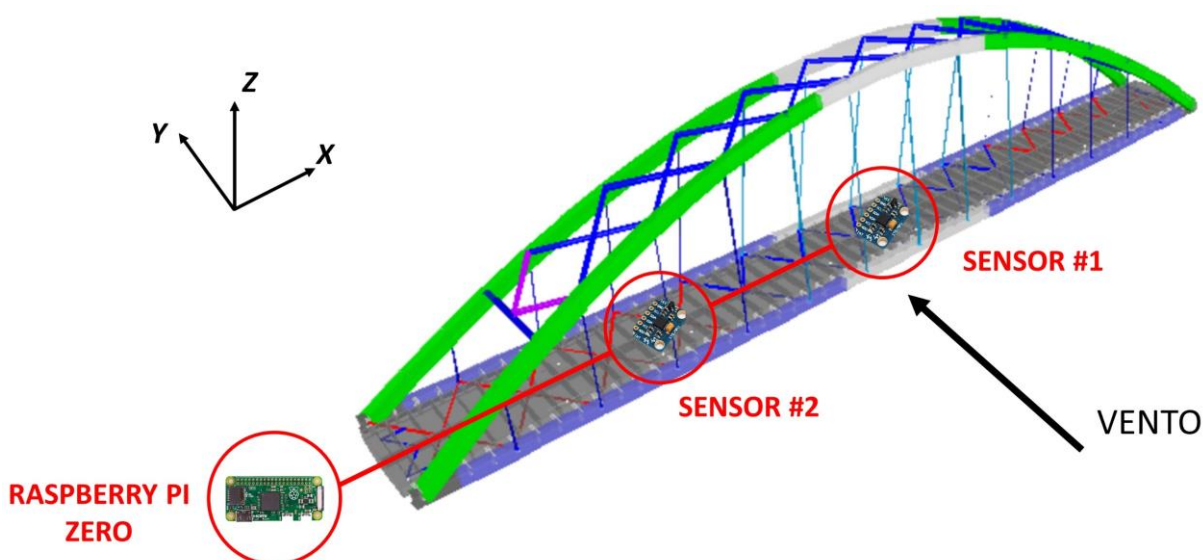


Figura 6.11 - Ilustração do posicionamento dos sensores MPU-6050 no modelo completo. Fonte: Acervo do autor.

### 6.2.2.3 Calibração do modelo

Como mostrado no Cap. 5 – A ponte em arco metálico: protótipo e modelo aeroelástico completo, o modelo aeroelástico completo foi inicialmente projetado utilizando semelhança de Froude, o que implica a necessidade de alcançar valores específicos de frequências naturais (conforme escala apresentada na Tab. 5.2) e, com base nessa exigência, foram determinadas as características de cada elemento componente do modelo e a força de protensão a ser aplicada nos cordões de aço.

No entanto, na etapa de projeto do modelo aeroelástico completo, a estrutura foi tratada de maneira simplificada, através de um esqueleto estrutural com adição de massas nodais, o que difere do modelo real construído, onde as massas não estão exatamente concentradas nos nós e, sobretudo, não é possível determinar com exatidão qual a força de protensão agindo, de fato, nos cordões de aço. Além disso, suspeita-se que as ligações entre chapa-tubos e tubos-teflon não representem perfeitamente as rótulas que são consideradas no projeto, atuando como espécies de engastes parciais.

Dessa forma, como nas pontes em arco as forças gravitacionais não são tão importantes (em comparação com as pontes suspensas por cabos, por exemplo), foi adotado um procedimento de correção semelhante ao utilizado no modelo seccional: a relação entre a frequência natural de flexão vertical do modelo aeroelástico completo e do protótipo ( $f_{vert,m}/f_{vert,p}$ ) assumiu o lugar da aceleração como grandeza de base e, na medida do possível, o valor da relação entre frequência de torção e a frequência de flexão vertical do modelo completo ( $f_{torç,m}/f_{vert,m}$ ) deve se aproximar ao máximo do valor da mesma relação para o protótipo ( $f_{torç,p}/f_{vert,p}$ ). Para a obtenção das frequências naturais do modelo aeroelástico completo, o procedimento adotado também consiste em causar impactos na estrutura e verificar os registros de vibração livre, desta vez também excitando a estrutura lateralmente, de maneira a obter a frequência natural de flexão lateral do tabuleiro ( $f_{lat,m}$ ), correspondente ao primeiro modo de vibração; este procedimento foi repetido antes e depois de cada bateria de ensaios, retornando valores entre 6,95 e 7,90 Hz para a frequência natural de flexão vertical do tabuleiro. Considerando o menor valor como base, a escala de frequência fica  $6,95/0,74$  ( $f_{vert,m}/f_{vert,p}$ ), resultando numa nova tabela de ajuste de escala (Tab. 6.3):



Tabela 6.3 – Planilha de ajuste de escalas: modelo aeroelástico completo construído.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Grandezas Fundamentais	Símbolo	Unidade	L	M	T	Ponte em arco metálico			
Comprimento	l	m	1	0	0				
Massa	m	kg	0	1	0				
Tempo	t	s	0	0	1				

Grandezas de base	Símbolo	Unidade	L	M	T	Inversão			Escala
Comprimento	L	m	1	0	0	1,00	0,00	0,00	6,25E-03
Frequência	f	Hz	0	0	-1	3,00	0,00	1,00	9,39E+00
Massa específica	g	kg/m <sup>3</sup>	-3	1	0	0,00	-1,00	0,00	1,00E+00

Grandezas derivadas	Símbolo	Unidade	L	M	T	L	f	g	Escala
Comprimento	L	m	1	0	0	1,00	0,00	0,00	6,3E-03
Massa	m	kg	0	1	0	3,00	0,00	1,00	2,4E-07
Tempo	t	s	0	0	1	0,00	-1,00	0,00	1,0E+00
Aceleração	a	m/s <sup>2</sup>	1	0	-2	1,00	2,00	0,00	6,3E-03
Aceleração angular	a	rad/s <sup>2</sup>	0	0	-2	0,00	2,00	0,00	1,0E+00
Velocidade	v	m/s	1	0	-1	1,00	1,00	0,00	6,3E-03
Velocidade angular	w	rad/s	0	0	-1	0,00	1,00	0,00	1,0E+00
Força	F	N	1	1	-2	4,00	2,00	1,00	1,5E-09
Momento	M	Nm	2	1	-2	5,00	2,00	1,00	9,5E-12
Frequência	f	Hz	0	0	-1	0,00	1,00	0,00	1,0E+00
Frequência angular	w	rad/s	0	0	-1	0,00	1,00	0,00	1,0E+00
Amortecimento viscoso	c	kg/s	0	1	-1	3,00	1,00	1,00	2,4E-07
Razão de amortecimento	z	-	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1,0E+00
Módulo de elasticidade	E	Pa	-1	1	-2	2,00	2,00	1,00	3,9E-05
Coefficiente de Poisson	n	-	0	0	0	0,00	0,00	0,00	1,0E+00
Massa específica	g	kg/m <sup>3</sup>	-3	1	0	0,00	0,00	1,00	1,0E+00
Massa por comprimento	m	kg/m	-1	1	0	2,00	0,00	1,00	3,9E-05
Inércia de massa	I	kgm <sup>2</sup>	2	1	0	5,00	0,00	1,00	9,5E-12
Inércia por comprimento	i	kgm	1	1	0	4,00	0,00	1,00	1,5E-09
Rigidez	k	N/m	0	1	-2	3,00	2,00	1,00	2,4E-07
Rigidez a torção	GK/L	Nm/rad	2	1	-2	5,00	2,00	1,00	9,5E-12
Viscosidade cinemática	n	m <sup>2</sup> /s	2	0	-1	2,00	1,00	0,00	3,9E-05

Os registros de vibração livre utilizados para determinação das frequências naturais referentes aos primeiros modos de flexão lateral, vertical e torção do tabuleiro são mostrados nas Fig. 6.12, 6.13 e 6.14, respectivamente, considerando a calibração antes de qualquer ensaio do modelo. Para as frequências de flexão lateral e de torção são utilizados os dados captados pelo sensor #1, enquanto para a frequência de flexão vertical são utilizados os dados do sensor #2 (o posicionamento dos sensores pode ser visto na Fig. 6.11):

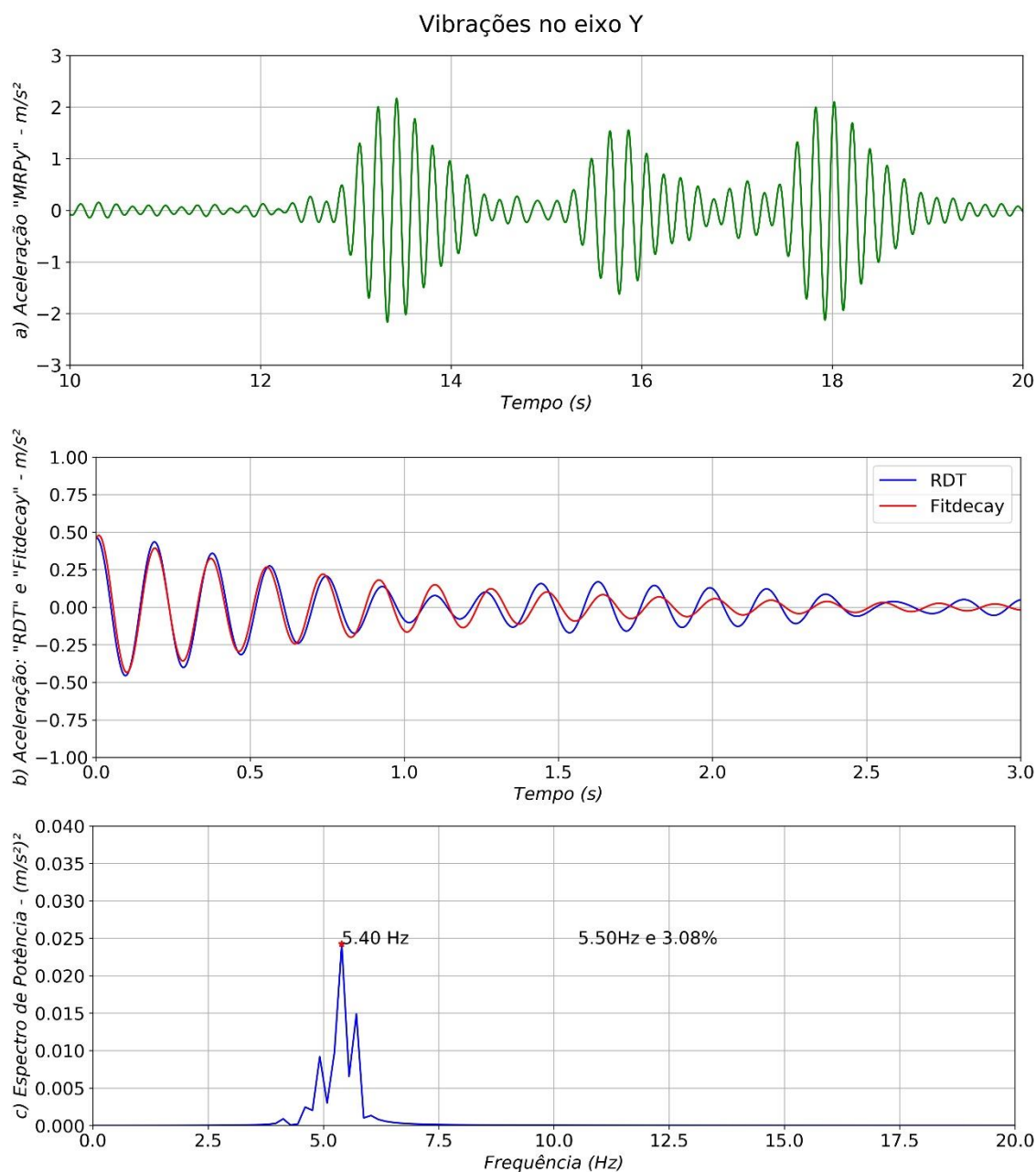


Figura 6.12 - Etapa de calibração do modelo aeroelástico completo: registros de vibrações no eixo Y. Fonte: Produzida para este trabalho.

Da Fig. 6.12, é possível notar a aplicação de três impactos no modelo (gráfico “a”), a satisfatória correspondência entre as curvas “RDT” e “Fitdecay” (gráfico “b”) e retirar, do gráfico “c”, os valores de frequência natural de flexão lateral do tabuleiro,  $f_{lat} = 5,50 \text{ Hz}$ , muito próximo do valor idealizado no projeto ( $f_{lat} = 5,22 \text{ Hz}$ ), e taxa de amortecimento crítico lateral,  $\zeta_{lat} = 3,08\%$ .

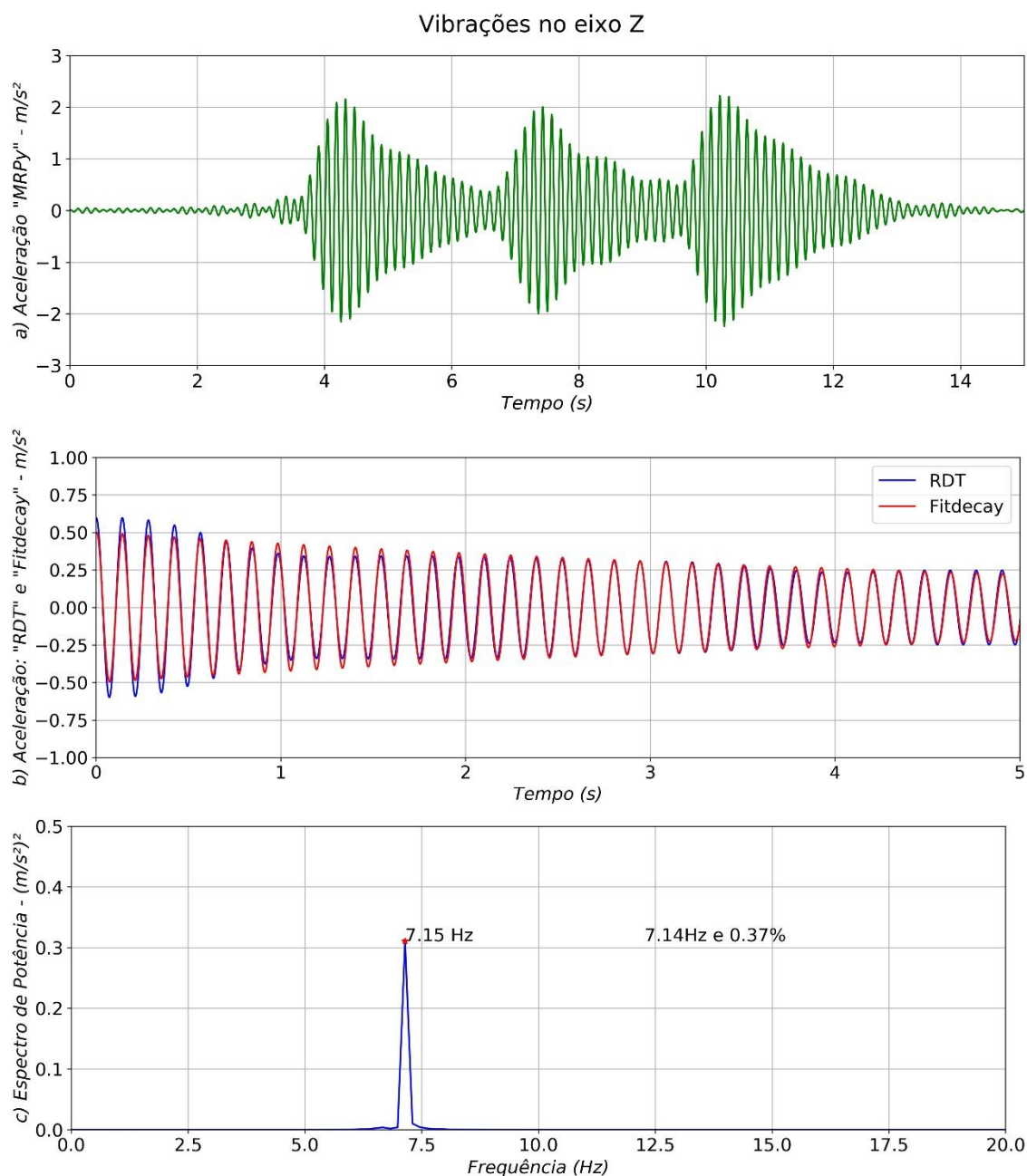


Figura 6.13 - Etapa de calibração do modelo aeroelástico completo: registros de vibrações no eixo Z. Fonte: Produzida para este trabalho.

Da Fig. 6.13, é possível notar a aplicação de três impactos no modelo (gráfico "a"), a satisfatória correspondência entre as curvas "RDT" e "Fitdecay" (gráfico "b") e retirar, do gráfico "c", os valores de frequência natural de flexão vertical do tabuleiro,  $f_{vert} = 7,14 \text{ Hz}$ , abaixo do valor idealizado no projeto ( $f_{vert} = 9,44 \text{ Hz}$ ), e taxa de amortecimento crítico vertical,  $\zeta_{vert} = 0,37\%$ .

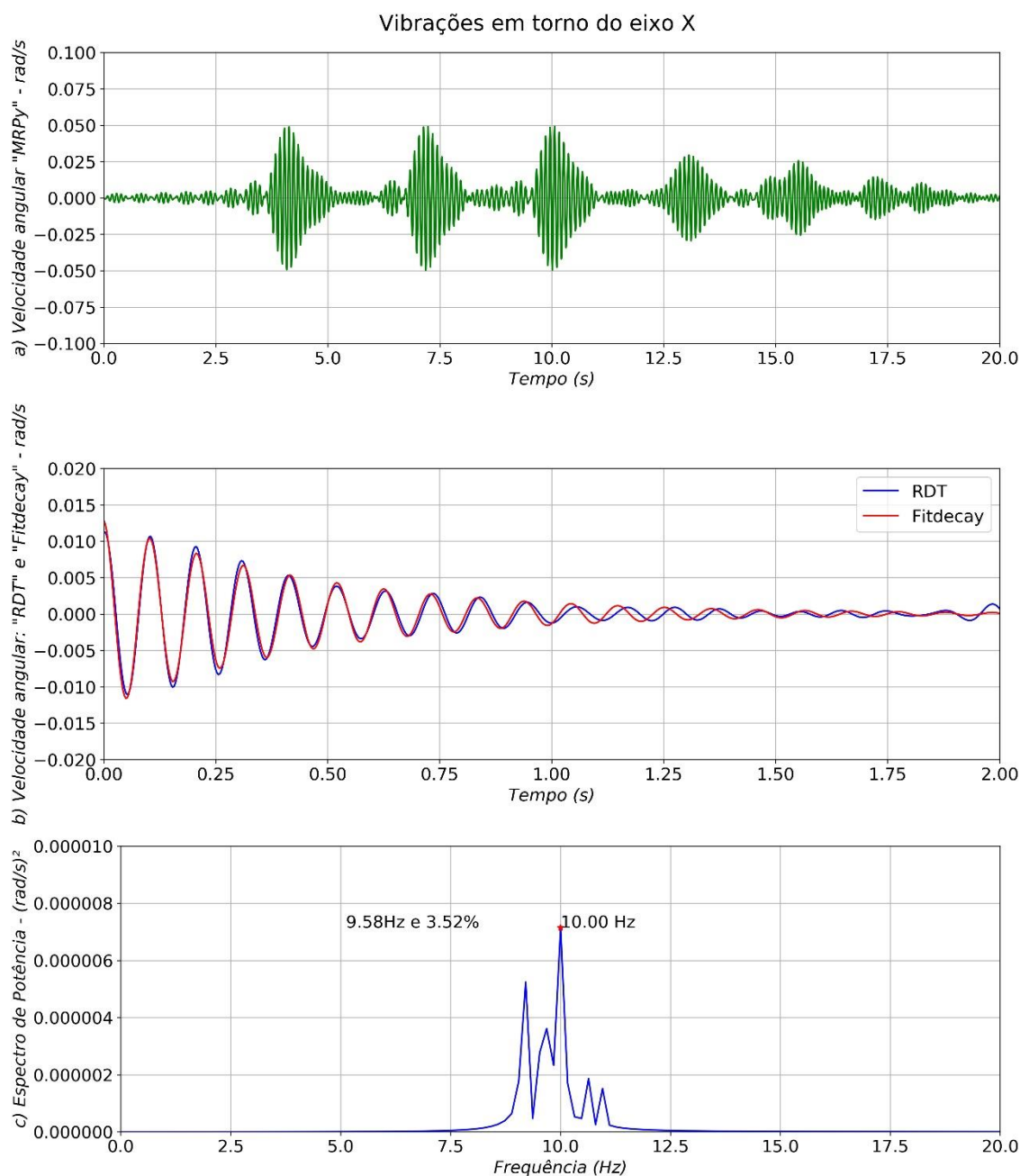


Figura 6.14 – Etapa de calibração do modelo aeroelástico completo: registros de vibrações em torno do eixo X. Fonte: Produzida para este trabalho.

Da Fig. 6.14, é possível notar a aplicação dos seis impactos no modelo (gráfico “a”), refletindo os três impactos laterais e os três impactos verticais, a satisfatória correspondência entre as curvas “RDT” e “Fitdecay” (gráfico “b”) e retirar, do gráfico “c”, os valores de frequência natural de torção do tabuleiro,  $f_{torç} = 9,58 \text{ Hz}$ , abaixo do valor idealizado no projeto ( $f_{torç} = 12,41 \text{ Hz}$ ), e taxa de amortecimento crítico rotacional,  $\zeta_{torç} = 3,52\%$ .

É importante ressaltar que, tanto os valores de frequência natural de vibração quanto os valores de amortecimento, mostrados nas Fig. 6.12, 6.13 e 6.14, são, posteriormente, combinados com os resultados dos demais processos de calibração (realizados antes e depois de cada configuração de ensaio) para obtenção de um valor médio aproximado, indicados no Cap. 7 – Resultados obtidos. De maneira geral, os resultados da etapa de calibração do modelo aeroelástico completo foram satisfatórios, com uma correspondência entre “projetado-construído” praticamente exata no que diz respeito à frequência de flexão lateral do tabuleiro ( $f_{lat}$ ) e valores um pouco distantes dos projetados para as frequências de flexão vertical ( $f_{vert}$ ) e de torção ( $f_{torç}$ ) do tabuleiro; todavia, como, para estes dois últimos, os resultados experimentais foram menores do que os de projeto, representando um erro conservador. Quanto às taxas de amortecimento, considera-se que os valores experimentais resultaram maiores do que o ideal, que seria em torno de 1 a 2% (essencialmente no caso da flexão lateral e da torção do tabuleiro), mas, pelas características da estrutura em escala real, pode-se admitir que esta apresentará também um amortecimento mais elevado.

#### 6.2.2.4 Programa de ensaios

De maneira análoga ao modelo seccional, a resposta dinâmica do modelo aeroelástico completo é avaliada a partir de ensaios com configurações distintas no que diz respeito ao ângulo de incidência, intensidade de turbulência e velocidade do vento; difere, entretanto, na avaliação do efeito da taxa de amortecimento em função do crítico: o modelo completo finalizado já apresenta valores próximos aos que são esperados para a estrutura em escala real, não havendo possibilidade de diminuição deste parâmetro sem a reconstrução do modelo ou sentido em torná-lo ainda mais amortecido. No total, foram realizados 4 ensaios com o modelo aeroelástico completo na mesa M-II do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann; os ensaios ocorreram no mês de outubro de 2018.

A velocidade média do escoamento no interior do túnel de vento variou, na maioria dos ensaios, entre valores de 0,5 m/s até 6,5 m/s, o que é equivalente a uma faixa de velocidades de, aproximadamente, 8 m/s até 110 m/s para a estrutura em escala real. Neste intervalo, foram obtidos 13 pontos de medição, com acréscimos variáveis e com o monitoramento visual constante do técnico operador para maior ou menor discretização conforme o comportamento do modelo.

Em relação ao ângulo de incidência do vento ( $\beta$ ), foram estudadas duas configurações:  $0^\circ$ , onde o modelo é instalado com o seu eixo longitudinal perpendicular às paredes da câmara do túnel de vento, e  $30^\circ$ , onde o modelo é rotacionado na mesa M-II até que seu eixo longitudinal apresente a inclinação desejada em relação ao eixo transversal da câmara de ensaios (a convecção adotada para os eixos geométricos pode ser consultada na Fig. 6.11). A variação do ângulo de incidência do vento é comumente aplicada nos estudos da resposta dinâmica de modelos aeroelásticos completos, pois permite avaliar direções de atuação do vento predominantes da região ou direções que propiciem situações desfavoráveis no comportamento da estrutura; para definição do ângulo de incidência a ser estudado, costuma-se rotacionar o modelo em diferentes valores e avaliar visualmente sua resposta frente a um escoamento qualquer de alta velocidade, previamente ao início dos ensaios oficiais.

Em termos de turbulência do escoamento, a resposta do modelo aeroelástico completo é avaliada para escoamento deslizando com dois níveis de turbulência: “baixa turbulência”, com intensidade de turbulência ( $I_1$ ) igual a, aproximadamente, 7% para a altura do tabuleiro, e “alta turbulência”, com intensidade de turbulência ( $I_1$ ) igual a, aproximadamente, 17% para a altura do tabuleiro (*ver* subitem 4.2.1).

## 7. RESULTADOS E COMENTÁRIOS

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados com os modelos seccionais (estático e dinâmico) e aeroelástico completo (apenas dinâmico), indicando as diferenças entre cada configuração de ensaio. Além disso, são identificados e analisados os valores obtidos para velocidade crítica de desprendimento de vórtices, através do modelo seccional, e amplitudes máximas de oscilação, considerando ambos os modelos, comparando os resultados com os critérios de avaliação descritos anteriormente (*ver* subitem 3.4).

### 7.1 ENSAIOS ESTÁTICOS DO MODELO SECCIONAL

Os coeficientes aerodinâmicos estáticos são obtidos para o modelo seccional sob a hipótese de escoamento bidimensional, permitindo a determinação do carregamento estático do vento atuando no tabuleiro. Como a ponte em arco metálico em estudo se apresenta como uma estrutura complexa do ponto de vista geométrico e, conseqüentemente, do ponto de vista do escoamento ao redor da estrutura, a determinação destes coeficientes a partir da literatura técnica se mostra praticamente inviável e com um nível muito alto de aproximações e suposições, sendo indispensável à qualidade do projeto que se realizem as investigações experimentais.

Como abordado no Cap. 6 – Investigações experimentais, nos ensaios estáticos o modelo seccional é submetido a configurações de escoamentos uniforme e suave e uniforme e turbulento e a variações de ângulo de ataque do vento numa faixa de  $-8^\circ$  até  $8^\circ$ , em intervalos de  $1^\circ$  (Fig. 7.1); de maneira geral, a necessidade de investigação de valores muito maiores pode existir nos casos em que a estrutura esteja situada próxima a condições topográficas com grandes inclinações, como um vale de montanhas, por exemplo.

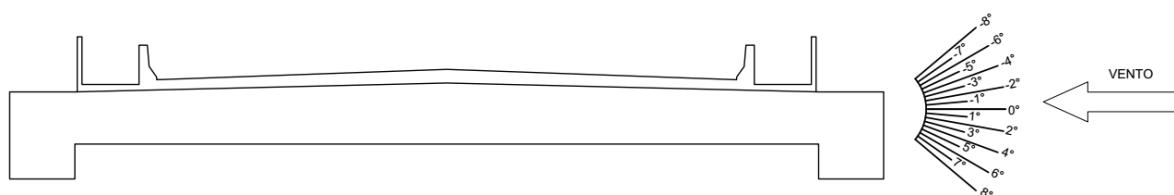


Figura 7.1 - Seção transversal do tabuleiro da ponte em arco analisada e a variação do ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ ) nos ensaios para determinação dos coeficientes aerodinâmicos estáticos. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

Os coeficientes aerodinâmicos estáticos obtidos são:  $C_y$  (coef. de força na direção Y),  $C_z$  (coef. de força na direção Z),  $C_a$  (coef. de arrasto),  $C_s$  (coef. de sustentação) e  $C_t$  (coef. de torção). A Fig. 7.2 apresenta os eixos geométricos e a direção das forças relacionadas aos coeficientes:

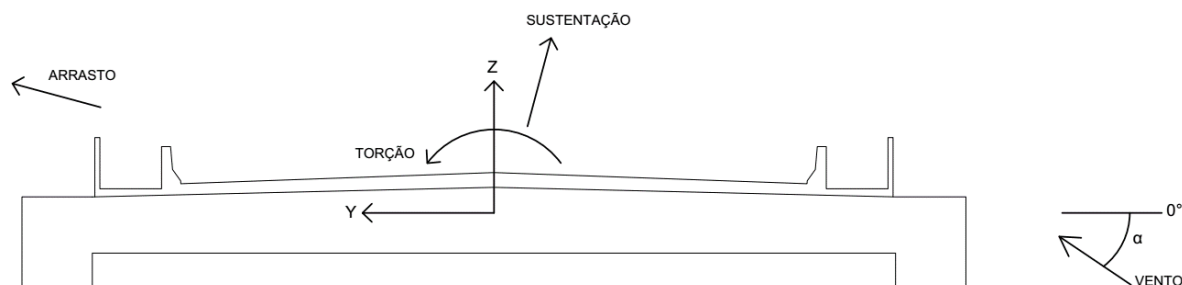


Figura 7.2 - Seção transversal do tabuleiro da ponte em arco analisada, com indicação dos eixos de referência e das forças relacionadas aos coeficientes aerodinâmicos estáticos. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

Sendo assim, são mostrados os gráficos de distribuição dos coeficientes aerodinâmicos com a variação do ângulo de ataque do vento (Fig. 7.3 até Fig. 7.7):

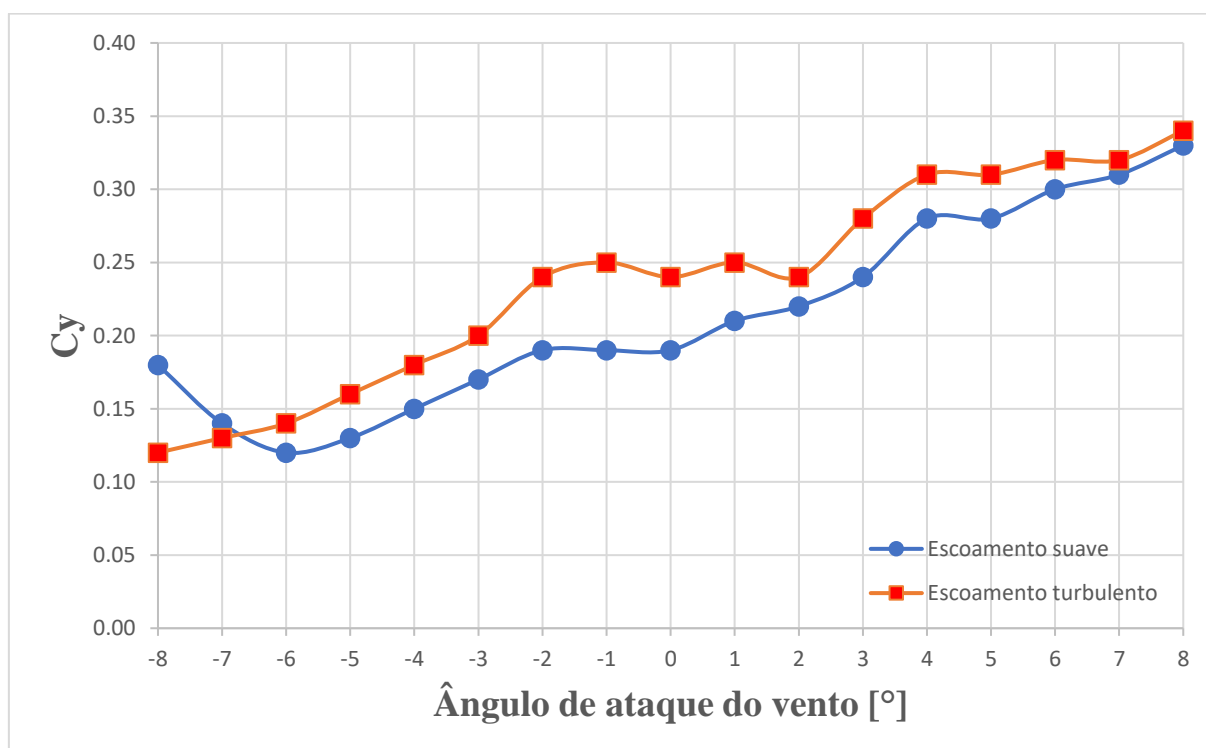


Figura 7.3 - Coeficiente de força  $C_y$  vs. ângulo de ataque do vento. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.



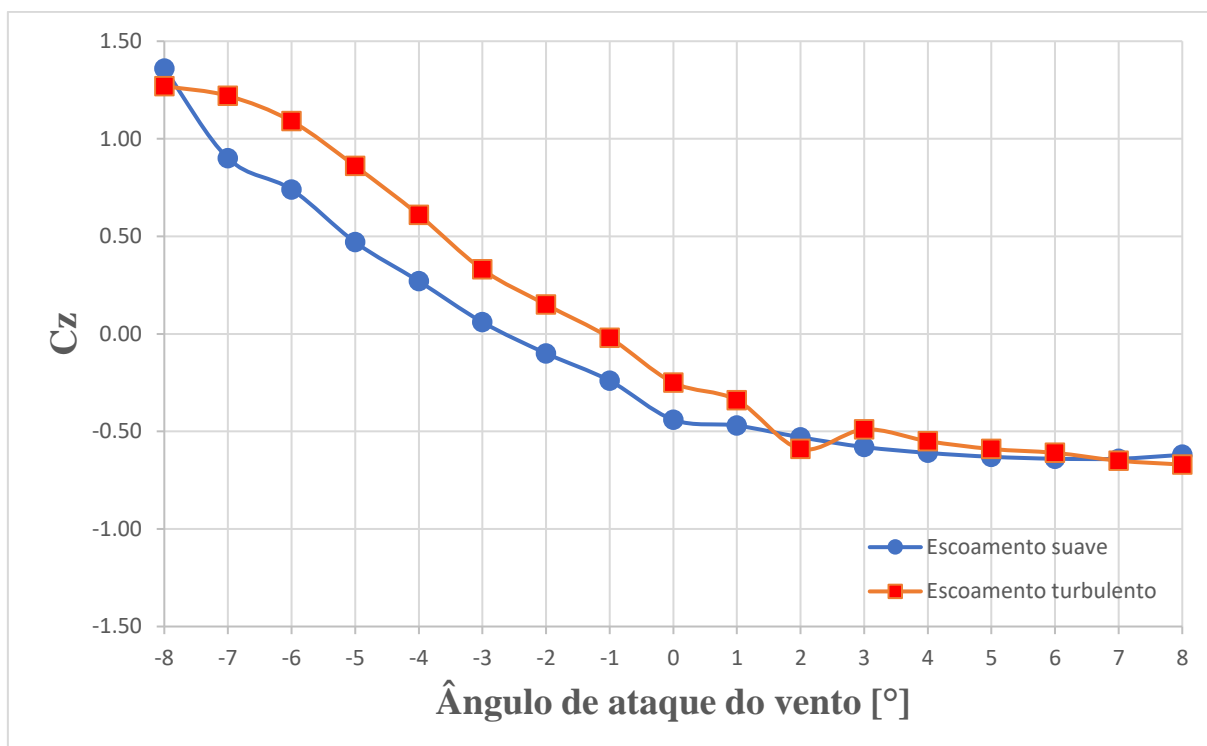


Figura 7.4 - Coeficiente de força  $C_z$  vs. ângulo de ataque do vento. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

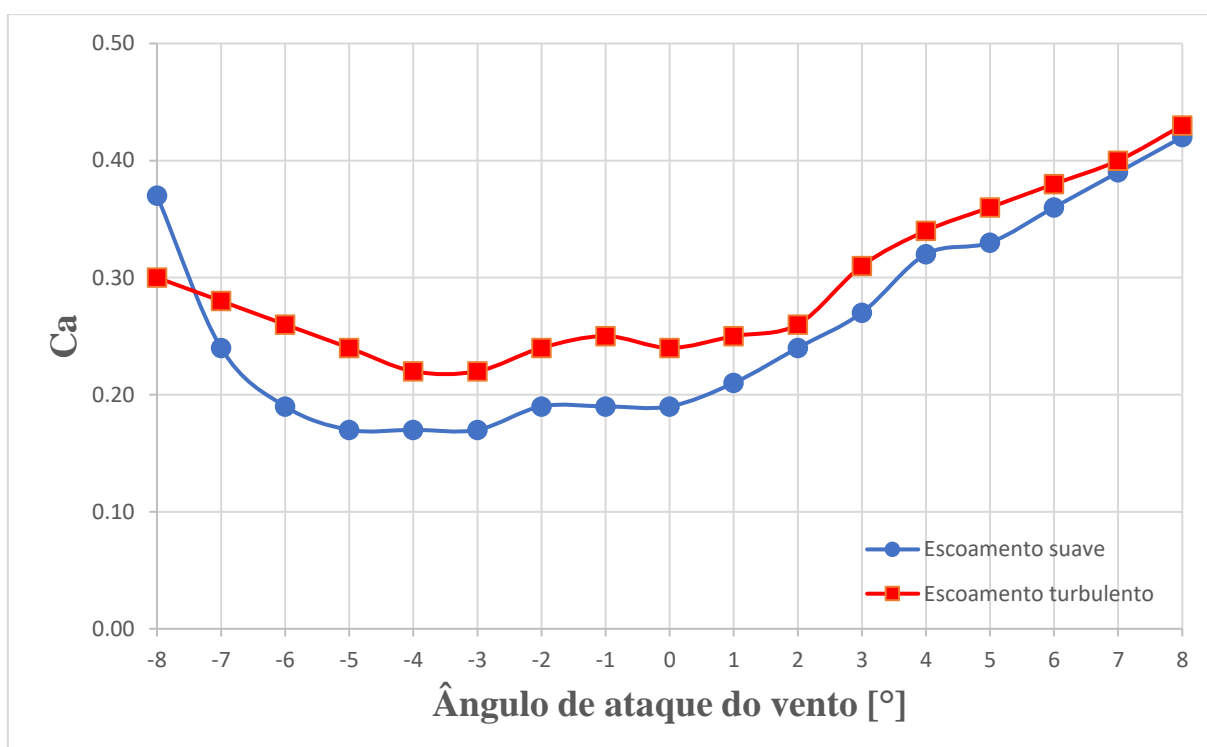


Figura 7.5 - Coeficiente de força  $C_a$  vs. ângulo de ataque do vento. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

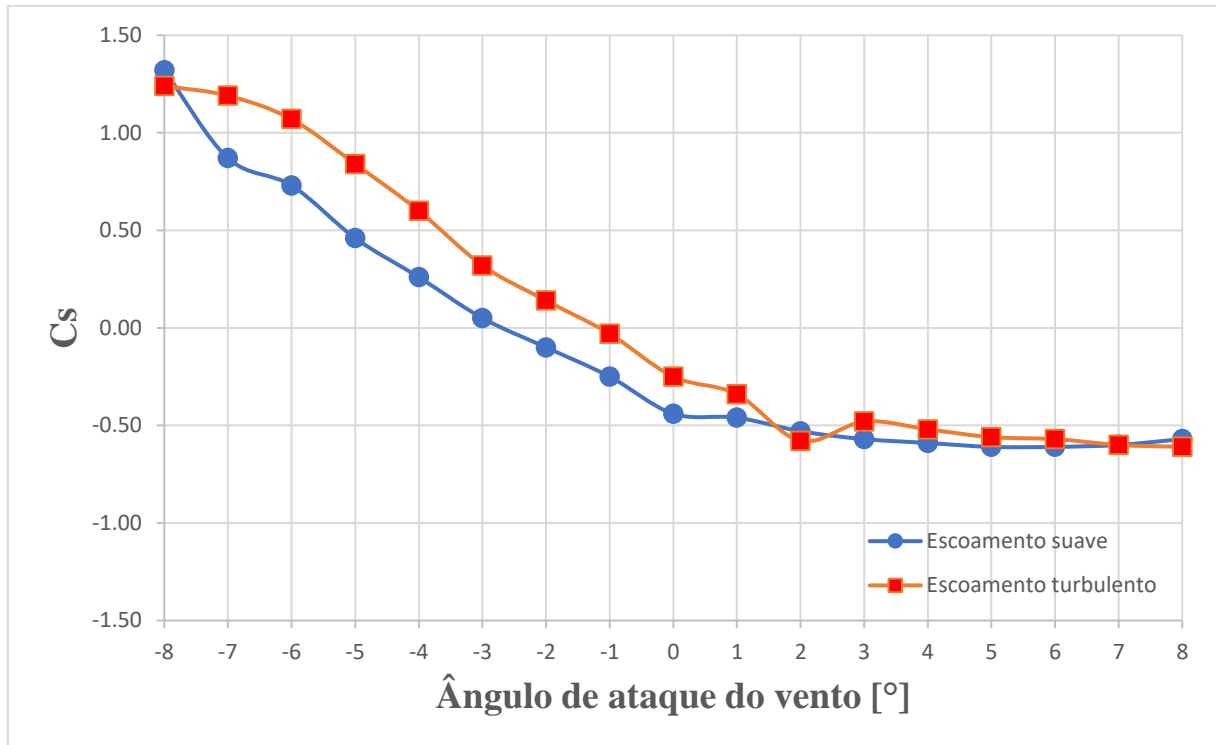


Figura 7.6 - Coeficiente de força  $C_s$  vs. ângulo de ataque do vento. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

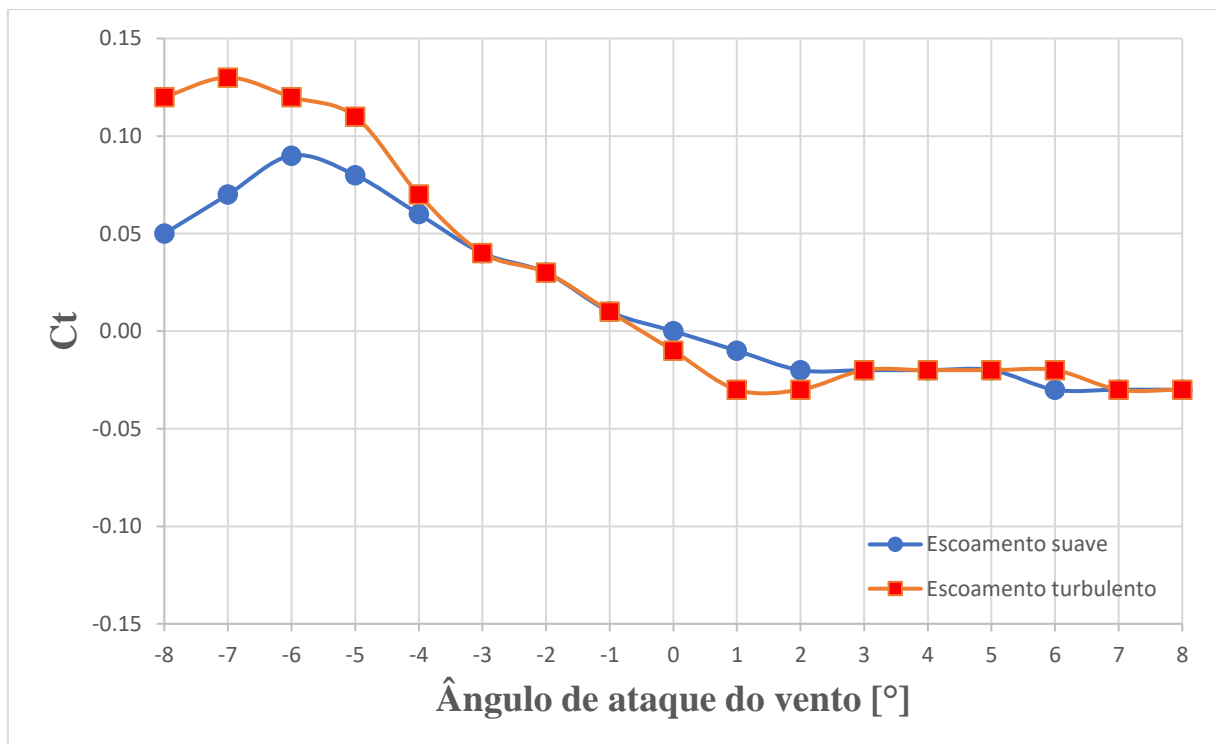


Figura 7.7 - Coeficiente de força  $C_t$  vs. ângulo de ataque do vento. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

Os resultados obtidos são mostrados, também, por tabela resumo (Tab. 7.1):

Tabela 7.1 – Resumo dos resultados para os coeficientes aerodinâmicos. Fonte: Adaptada do acervo do LAC.

Escoamento	Coef.	Ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ )																
		8°	7°	6°	5°	4°	3°	2°	1°	0°	-1°	-2°	-3°	-4°	-5°	-6°	-7°	-8°
Suave	Ca	0,37	0,24	0,19	0,17	0,17	0,17	0,19	0,19	0,19	0,21	0,24	0,27	0,32	0,33	0,36	0,39	0,42
	Cs	1,32	0,87	0,73	0,46	0,26	0,05	-0,10	-0,25	-0,44	-0,46	-0,53	-0,57	-0,59	-0,61	-0,61	-0,60	-0,57
	Ct	0,05	0,07	0,09	0,08	0,06	0,04	0,03	0,01	0,00	-0,01	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,03	-0,03	-0,03
	Cy	0,18	0,14	0,12	0,13	0,15	0,17	0,19	19,00	0,19	0,21	0,22	0,24	0,28	0,28	0,30	0,31	0,33
	Cz	1,36	0,90	0,74	0,47	0,27	0,06	-0,10	-0,24	-0,44	-0,47	-0,53	-0,58	-0,61	-0,63	-0,64	-0,64	-0,62
Turbulento	Ca	0,30	0,28	0,26	0,24	0,22	0,22	0,24	0,25	0,24	0,25	0,26	0,31	0,34	0,36	0,38	0,40	0,43
	Cs	1,24	1,19	1,07	0,84	0,60	0,32	0,14	-0,03	-0,25	-0,34	-0,58	-0,48	-0,52	-0,56	-0,57	-0,60	-0,61
	Ct	0,12	0,13	0,12	0,11	0,07	0,04	0,03	0,01	-0,01	-0,03	-0,03	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,03	-0,03
	Cy	0,12	0,13	0,14	0,16	0,18	0,20	0,24	0,25	0,24	0,25	0,24	0,28	0,31	0,31	0,32	0,32	0,34
	Cz	1,27	1,22	1,09	0,86	0,61	0,33	0,15	-0,02	-0,25	-0,34	-0,59	-0,49	-0,55	-0,59	-0,61	-0,65	-0,67

Os resultados dos coeficientes podem ser considerados coerentes do ponto de vista aerodinâmico, apresentando um comportamento em função do ângulo de ataque do vento que se aproxima ao de estruturas semelhantes: no trabalho de Standerski (2012) são determinados os coeficientes aerodinâmicos estáticos para uma série de seções transversais de tabuleiros de pontes que podem servir como comparação, por exemplo. No conjunto de gráficos (Fig. 7.3 até Fig. 7.7), pode ser observada uma ligeira diferença entre os resultados obtidos para escoamento suave e turbulento, o que indica pouca influência deste fator nas forças estáticas.

Avaliando o comportamento do coeficiente de sustentação ( $C_s$ ) e não sendo constatada declividade negativa, pode-se dizer que a seção transversal do tabuleiro da ponte em arco metálico estudada não apresenta pré-disposição ao galope (*ver* subitem 2.3.2).

## 7.2 ENSAIOS DINÂMICOS DO MODELO SECCIONAL

Nos subitens que seguem são apresentados os resultados de 14 ensaios dinâmicos realizados com o modelo seccional. A apresentação é dividida em quatro grupos de ensaios: SA-US (sem amortecimento adicional e com escoamento uniforme e suave), SA-UT (sem amortecimento adicional e com escoamento uniforme e turbulento), CA-US (com amortecimento adicional e escoamento uniforme e suave) e CA-UT (com amortecimento adicional e escoamento uniforme e turbulento); dentro de cada grupo são mostrados os resultados para as três variações de ângulo de ataque do vento ( $\alpha$ ),  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$ ,  $+4^\circ$ , valores usualmente adotados em ensaios desse tipo no LAC. Aos resultados apresentados já foi aplicado fator de escala que considera a estrutura em escala real (conforme Tab. 6.1).

Como é de praxe nas análises de resposta ao desprendimento de vórtices em modelo seccional de tabuleiro de pontes, as amplitudes de resposta e a velocidade do vento, que é tomada como uma média para um intervalo de 600 segundos, são adimensionalizadas (ver item 3.1.4), sendo possível analisar dois tipos de relação para cada ensaio:

- a) Amplitude reduzida de resposta vertical ( $A_{z,r}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ): a amplitude de resposta vertical (eixo Z) é normalizada pela altura da seção transversal ( $D = 3,04 \text{ m}$ ) e a velocidade média do vento é normalizada pelo produto da frequência fundamental de flexão vertical do tabuleiro ( $f_{vert} = 0,74 \text{ Hz}$ ) com a altura da seção transversal ( $D = 3,04 \text{ m}$ ). Dessa forma, para obter a velocidade do vento em m/s correspondente à velocidade reduzida basta multiplicar por  $(f_{vert} D) \cong 2,25$ ;
- b) Amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ): a amplitude de resposta torsional (giro em torno de X) é dada em graus ( $^\circ$ ) e a velocidade do vento é normalizada pelo produto da frequência fundamental de torção do tabuleiro ( $f_{torç} = 1,08 \text{ Hz}$ ) com a altura da seção transversal ( $D = 3,04 \text{ m}$ ). Neste caso, para obter a velocidade do vento em m/s correspondente à velocidade reduzida basta multiplicar por  $(f_{torç} D) \cong 3,28$ .

Nas análises, são mostrados os valores RMS (*root mean square*) e os valores de pico; para aplicação do fator de pico, foi utilizado o método de Davenport, muito utilizado na prática da Engenharia do Vento para a análise de resposta de estruturas à ação do vento. Normalmente, o

fator de pico de Davenport resulta em valores entre 3,5 e 4,5, sendo considerado uma estimativa bem realista para o efeito de martelamento e mais conservadora no caso do desprendimento de vórtices (VALLIS, 2013).

Conforme visto no Cap. 3 – Desprendimento de Vórtices, existem diferentes equações para estimativa da velocidade crítica de desprendimento de vórtices. Para facilitar a avaliação das respostas, a Tab. 7.2 traz um resumo dos resultados obtidos a partir das equações mostradas no presente trabalho, sendo que as equações correspondentes à velocidade crítica de pico foram normalizadas pelo produto da frequência fundamental de flexão vertical do tabuleiro ( $f_{vert} = 0,74 \text{ Hz}$ ) com a altura da seção transversal ( $D = 3,04 \text{ m}$ ), no caso da translação vertical no eixo Z e pelo produto da frequência fundamental de torção do tabuleiro ( $f_{torç} = 1,08 \text{ Hz}$ ) com a altura da seção transversal ( $D = 3,04 \text{ m}$ ), no caso da rotação em torno do eixo X (eixos geométricos mostrados na Fig. 6.3):

Tabela 7.2 - Valores de velocidade crítica reduzida de desprendimento de vórtices para diferentes equações. Fonte: Elaborada pelo autor.

<b>Velocidade crítica reduzida de desprendimento de vórtices - <math>V_{r,cr}</math> [adim]</b>		
<b><math>V_{r,cr}</math> - início das vibrações</b>	<b>Transl. vertical (eixo Z)</b>	<b>Rotação (eixo X)</b>
Shiraishi e Matsumoto (Eq. 3.13 e 3.14) - $n = 1$ e $\alpha = 0^\circ$	10,96	21,93
Shiraishi e Matsumoto (Eq. 3.13 e 3.14) - $n = 2$ e $\alpha = 0^\circ$	5,48	7,31
Naudascher e Wang (Eq. 3.15 e 3.16) - $n = 1$ e $\alpha = 4^\circ$	7,51	15,02
Naudascher e Wang (Eq. 3.15 e 3.16) - $n = 2$ e $\alpha = 4^\circ$	3,75	5,01
Naudascher e Wang (Eq. 3.15 e 3.16) - $n = 1$ e $\alpha = -4^\circ$	20,31	40,61
Naudascher e Wang (Eq. 3.15 e 3.16) - $n = 2$ e $\alpha = -4^\circ$	10,15	13,54
<b><math>V_{r,cr}</math> para amplitude máxima das vibrações</b>	<b>Transl. vertical (eixo Z)</b>	<b>Rotação (eixo X)</b>
Design Rules (Eq. 3.17)	8,24	8,24
ISO (Eq. 3.18 e 3.19)	13,16	8,55
EUROCODE (Eq. 3.11)* - $St = 0,10$ e $fn = 0,74$ e $1,08 \text{ Hz}$	10,00	10,00
EUROCODE (Eq. 3.11)* - $St = 0,10$ e $fn = 1,19$ e $1,58 \text{ Hz}$	16,08	14,63
EUROCODE (Eq. 3.11)* - $St = 0,10$ e $fn = 1,77$ e $2,14 \text{ Hz}$	23,92	19,81

\* ver Tab. 5.1 para modos de vibração correspondentes

## 7.2.1 Ensaios sem amortecimento (SA)

Como abordado no Cap. 6 – Investigações experimentais, nos chamados “ensaios sem amortecimento” conta-se apenas com o amortecimento inerente ao modelo, cujo valor é calculado antes e depois de cada ensaio ao analisar o decaimento da resposta para o modelo em vibração livre; as taxas de amortecimento em função do crítico ( $\zeta_{vert}$  e  $\zeta_{torç}$ ) são obtidas por uma média aproximada entre os valores pré e pós-ensaio para cada bateria de testes e estão citadas nas legendas de seus respectivos gráficos.

### 7.2.1.1 Escoamento uniforme e suave (SA-US)

Os resultados de amplitude reduzida de resposta vertical ( $A_{z,r}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração SA-US são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.8a, Fig. 7.8b e Fig. 7.8c, respectivamente):

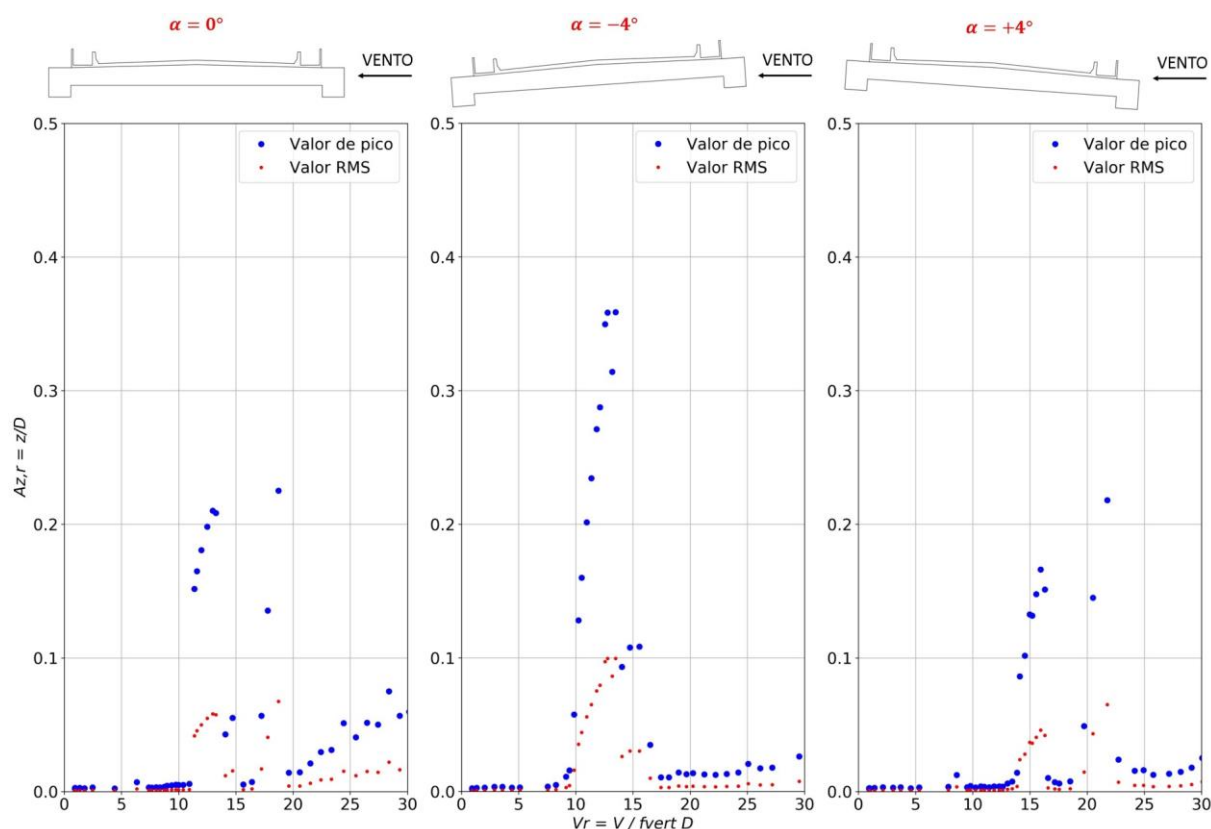


Figura 7.8 - Registros de amplitudes reduzidas de resposta vertical ( $A_{z,r}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 0,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Na Fig. 7.8a, onde  $\alpha = 0^\circ$ , percebe-se:

- a) são notadas duas zonas de amplificação de resposta com um comportamento que faz correspondência ao esperado para o efeito de desprendimento de vórtices, sendo o primeiro intervalo entre  $V_r \cong 11$  e  $15$  ( $V \cong 24,75$  e  $31,50$  m/s) e o segundo intervalo entre  $V_r \cong 16$  e  $19$  ( $V \cong 36,00$  e  $42,75$  m/s), ambos com valores abaixo da velocidade característica do vento,  $V_k = 42,41$  m/s, admitida para o local de instalação da estrutura;
- b) a primeira zona de amplificação apresenta uma velocidade crítica reduzida de início das vibrações (o que ocorre em  $V_r \cong 11$ ) que se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.13 para  $n = 1$ ,  $V_{r,cr} = 10,96$ , enquanto que a velocidade crítica reduzida de pico da resposta (o que ocorre em  $V_r \cong 12,5$ ) se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.18,  $V_{r,cr} = 13,16$ . A velocidade crítica reduzida de pico da resposta da segunda zona ( $V_r \cong 18$ ) se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.11,  $V_{r,cr} = 16,08$ , indicando que tais vibrações estão relacionadas ao segundo modo de flexão vertical do tabuleiro;
- c) as amplitudes de oscilação alcançaram valores de pico em torno de 22% da altura da seção transversal, isto é, aproximadamente 67 cm para a estrutura em escala real, o que supera o critério limite proposto ( $0,1 D = 30,40$  cm).

Na Fig. 7.8b, onde  $\alpha = -4^\circ$ , percebe-se:

- a) é possível notar uma grande zona de amplificação de resposta para um intervalo entre  $V_r \cong 10$  e  $17$  ( $V \cong 22,50$  e  $38,25$  m/s), com valores abaixo da velocidade característica do vento admitida para o local de instalação,  $V_k = 42,41$  m/s;
- b) a zona de amplificação apresenta uma velocidade crítica reduzida de início das vibrações ( $V_r \cong 10$ ) que se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.15 para  $n = 2$  e  $\alpha = -4^\circ$ ,  $V_{r,cr} = 10,15$ , indicando que os vórtices desprendidos à barlavento levam dois ciclos de oscilação para se combinarem aos vórtices desprendidos à sotavento (ver subitem 3.3). Para o pico de oscilação, a velocidade crítica reduzida ( $V_r \cong 12,50$ ) mais uma vez tem boa correspondência ao valor obtido pela Eq. 3.18,  $V_{r,cr} = 13,16$ ;

- c) as amplitudes de oscilação alcançaram valores de pico em torno de 37% da altura da seção transversal, isto é, aproximadamente 113 cm para a estrutura em escala real, o que supera o critério limite proposto ( $0,1 D = 30,40$  cm).

Na Fig. 7.8c, onde  $\alpha = +4^\circ$ , percebe-se:

- a) são notadas duas zonas de amplificação de resposta, sendo o primeiro intervalo entre  $V_r \cong 14$  e  $17$  ( $V \cong 31,50$  e  $38,25$  m/s), com valores abaixo da velocidade característica do vento  $V_k = 42,41$  m/s admitida para o local de instalação, e o segundo intervalo entre  $V_r \cong 19$  e  $23$  ( $V \cong 42,75$  e  $51,75$  m/s), valores acima da velocidade  $V_k$ , mas dentro da faixa de 25% de insegurança (ver Eq. 3.20);
- b) para a primeira zona de amplificação, a velocidade reduzida correspondente ao pico de resposta ( $V_r \cong 16$ ) se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.11 para o segundo modo de flexão vertical do tabuleiro,  $V_{r,cr} = 16,08$ . Na segunda zona de amplificação, a velocidade reduzida correspondente ao pico de resposta ( $V_r \cong 22$ ) também se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.11,  $V_{r,cr} = 23,92$ , desta vez para o terceiro modo de flexão vertical do tabuleiro;
- c) as amplitudes de oscilação alcançaram valores de pico entre 17 e 22% da altura da seção transversal, isto é, entre 52 e 67 cm para a estrutura em escala real, o que supera o critério limite proposto ( $0,1 D = 30,40$  cm).



Os resultados de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração SA-US são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.9a, Fig. 7.9b e Fig. 7.9c, respectivamente):

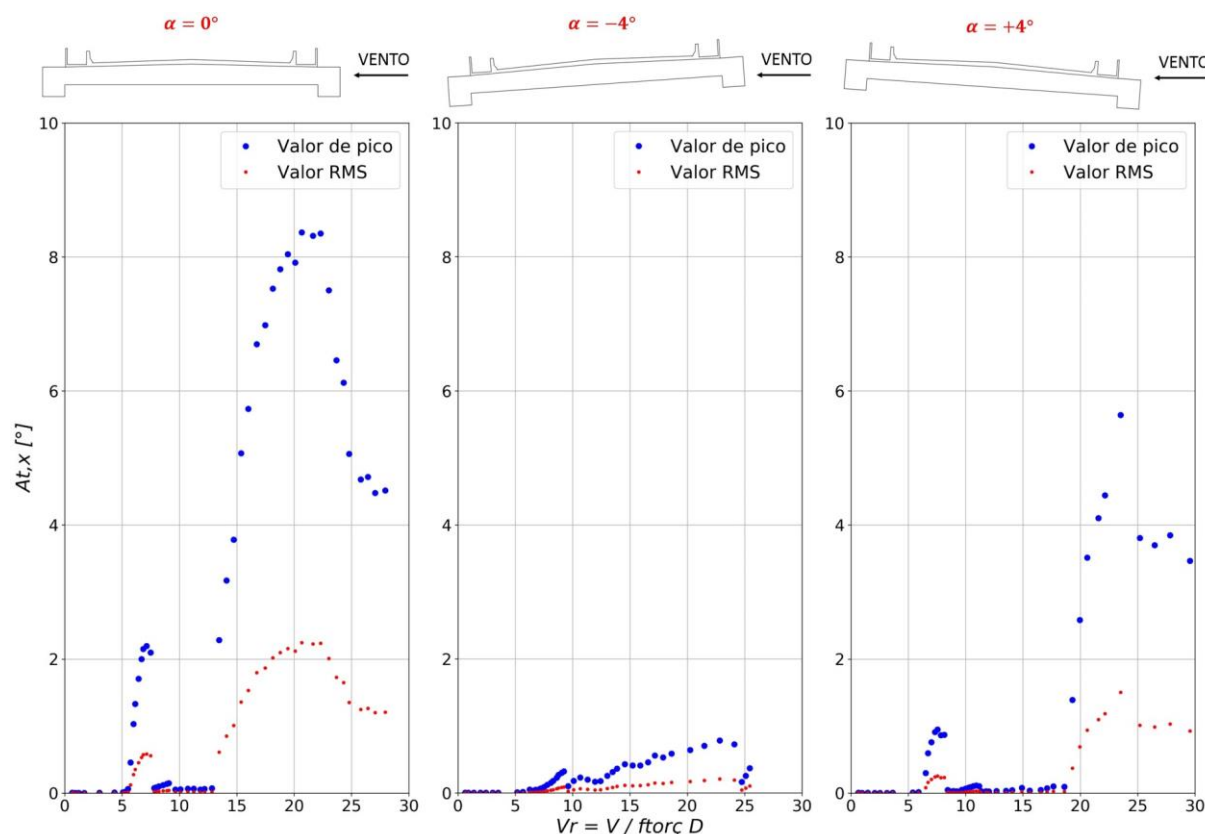


Figura 7.9 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e  $\zeta_{torç} \cong 0,2\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Na Fig. 7.9a, onde  $\alpha = 0^\circ$ , percebe-se:

- são notadas duas zonas de amplificação de resposta devidas ao desprendimento de vórtices, sendo o primeiro intervalo entre  $V_r \cong 6$  e  $9$  ( $V \cong 19,70$  e  $29,50$  m/s), com valores abaixo da velocidade do vento  $V_k = 42,41$  m/s, e o segundo intervalo entre  $V_r \cong 14$  e  $25$  ( $V \cong 45,90$  e  $82,00$  m/s), com valores que superam a faixa de 25% de insegurança (ver Eq. 3.20);
- a primeira zona de amplificação apresenta uma velocidade crítica reduzida de início das vibrações ( $V_r \cong 6$ ) que se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.14 para  $n = 2$ ,  $V_{r,cr} = 7,31$ , enquanto que a velocidade crítica reduzida de pico da resposta ( $V_r \cong 7,5$ ) se aproxima dos valores obtidos pelas Eq. 3.17 e Eq. 3.19,

$V_{r,cr} = 8,24$  e  $V_{r,cr} = 8,55$ , respectivamente. Para a segunda zona de amplificação, a velocidade reduzida correspondente ao pico de resposta ( $V_r \cong 21$ ) se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.11,  $V_{r,cr} = 19,81$ , correspondente ao terceiro modo de torção do tabuleiro;

- c) as amplitudes de oscilação alcançaram valores de pico em torno  $2,2^\circ$  e valores RMS em torno de  $0,8^\circ$  para a primeira zona de amplificação, enquanto que na segunda zona os valores atingiram  $8,4^\circ$  (pico) e  $2,2^\circ$  (RMS), o que supera os critérios limite propostos ( $0,5^\circ$  para valores RMS e  $1,5^\circ$  para valores de pico).

Na Fig. 7.9b, onde  $\alpha = -4^\circ$ , é possível notar apenas uma pequena zona de amplificação característica do efeito de desprendimento de vórtices na região em torno de  $V_r \cong 10$ , mas sem causar amplitudes de resposta relevantes em comparação com os outros ângulos de ataque para mesma configuração de escoamento (SA-US).

Na Fig. 7.9c, onde  $\alpha = +4^\circ$ , percebe-se:

- a) são notadas duas zonas de amplificação de resposta, sendo o primeiro intervalo entre  $V_r \cong 6$  e  $9$  ( $V \cong 19,70$  e  $29,50$  m/s), com valores abaixo da velocidade do vento  $V_k = 42,41$  m/s, e o segundo intervalo entre  $V_r \cong 19$  e  $25$  ( $V \cong 62,30$  e  $82,00$  m/s), com valores que estão acima da faixa de 25% de insegurança (ver Eq. 3.20);
- b) a primeira zona de amplificação apresenta uma velocidade crítica reduzida de início das vibrações ( $V_r \cong 6$ ) que se aproxima do valor obtido pela Eq. 3.14 para  $n = 2$  e  $\alpha = +4^\circ$ ,  $V_{r,cr} = 5,01$ , enquanto que a velocidade crítica reduzida de pico da resposta ( $V_r \cong 7,5$ ) se aproxima dos valores obtidos pelas Eq. 3.17 e Eq. 3.19,  $V_{r,cr} = 8,24$  e  $V_{r,cr} = 8,55$ , respectivamente. A segunda zona de amplificação apresenta uma velocidade crítica reduzida de início das vibrações (o que ocorre  $V_r \cong 18$ ) que não fica tão distante do valor  $V_{r,cr} = 15,02$  obtido através da Eq. 3.16 para  $n = 1$  e  $\alpha = +4^\circ$ .
- c) as amplitudes de oscilação alcançaram valores em torno de  $1^\circ$  (pico) e em torno de  $0,3^\circ$  (RMS) para a primeira zona de amplificação, enquanto que na segunda zona os valores atingiram  $5,8^\circ$  (pico) e  $1,7^\circ$  (RMS), estes últimos superando os critérios limite propostos ( $0,5^\circ$  para valores RMS e  $1,5^\circ$  para valores de pico).

### 7.2.1.2 Escoamento uniforme e turbulento (SA-UT)

Os resultados de amplitude reduzida de resposta vertical ( $A_{z,r}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração SA-UT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.10a, Fig. 7.10b e Fig. 7.10c, respectivamente):

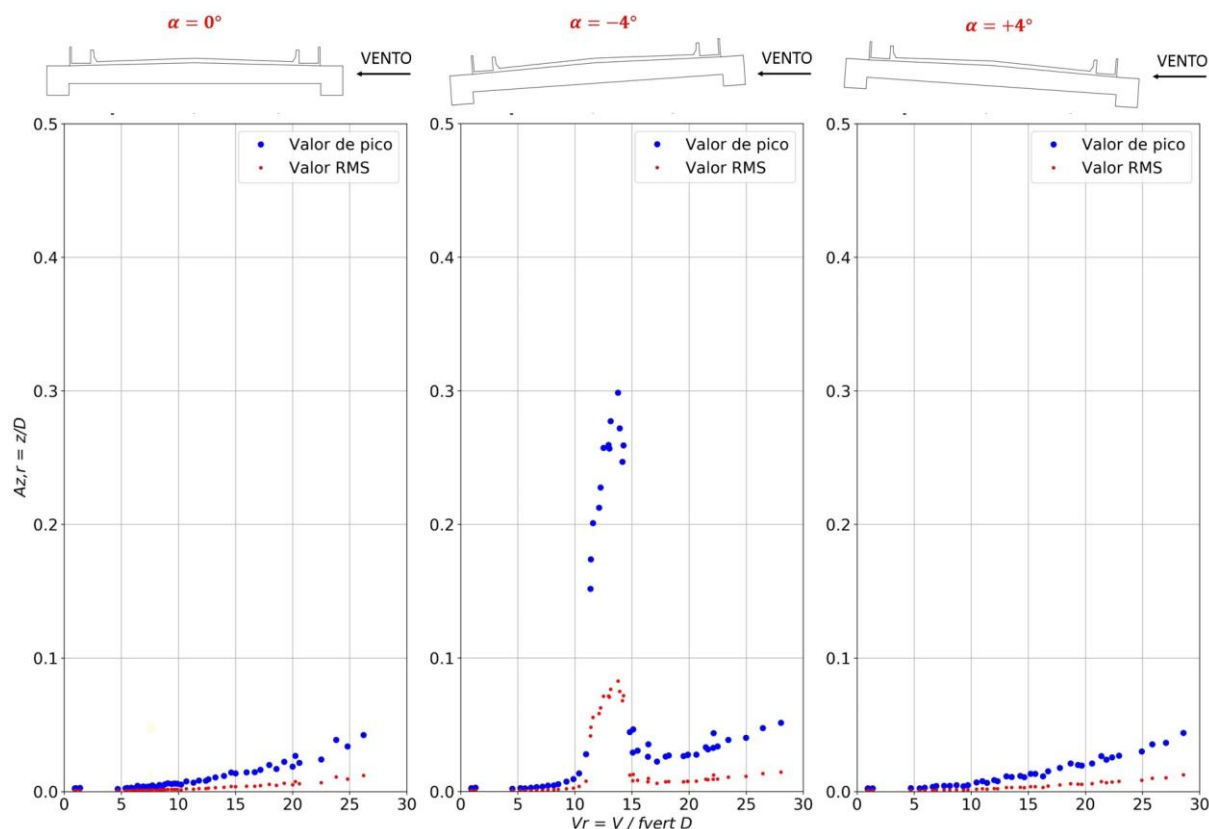


Figura 7.10 - Registros de amplitudes reduzidas de deslocamento vertical ( $A_{z,r}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I_1 \cong 11\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 0,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Nas Fig. 7.10a e 7.10c, onde  $\alpha = 0^\circ$  e  $\alpha = 4^\circ$ , respectivamente, nenhuma zona de amplificação relacionada ao desprendimento de vórtices pode ser notada, provando o efeito prejudicial da turbulência no desenvolvimento deste fenômeno e fazendo com que a resposta seja predominantemente devida ao martelamento.

Na Fig. 7.10b, onde  $\alpha = -4^\circ$ , percebe-se:

- é possível notar uma zona de amplificação de resposta para um intervalo entre  $V_r \cong 11$  e  $15$  ( $V \cong 24,75$  e  $33,75$  m/s), com valores abaixo da velocidade do vento admitida para o local de instalação da estrutura,  $V_k = 42,41$  m/s;

- b) as conclusões acerca das velocidades de disparo e de pico das oscilações são semelhantes à configuração de escoamento suave (SA-US), mostrando que, ao contrário do notado para os demais ângulos de ataque ( $\alpha$ ) estudados na configuração SA-UT, o aumento da turbulência não anulou a resposta devido ao desprendimento de vórtices;
- c) as amplitudes de oscilação alcançaram valores de pico em torno de 30% da altura da seção transversal, isto é, aproximadamente 90 cm para a estrutura em escala real, o que supera o critério limite proposto ( $0,1 D = 30,40$  cm). Observa-se que o efeito da turbulência diminuiu cerca de 20% a amplitude de resposta em comparação com a configuração SA-US, mesmo com uma taxa de amortecimento  $\zeta_{vert}$  cerca de 10% menor no caso da configuração SA-UT.

Os resultados de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração SA-UT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.11a, Fig. 7.11b e Fig. 7.11c, respectivamente); neste caso, foi necessário alterar os valores do eixo vertical (em comparação com a Fig. 7.9), visto que a amplitude de resposta reduziu consideravelmente:

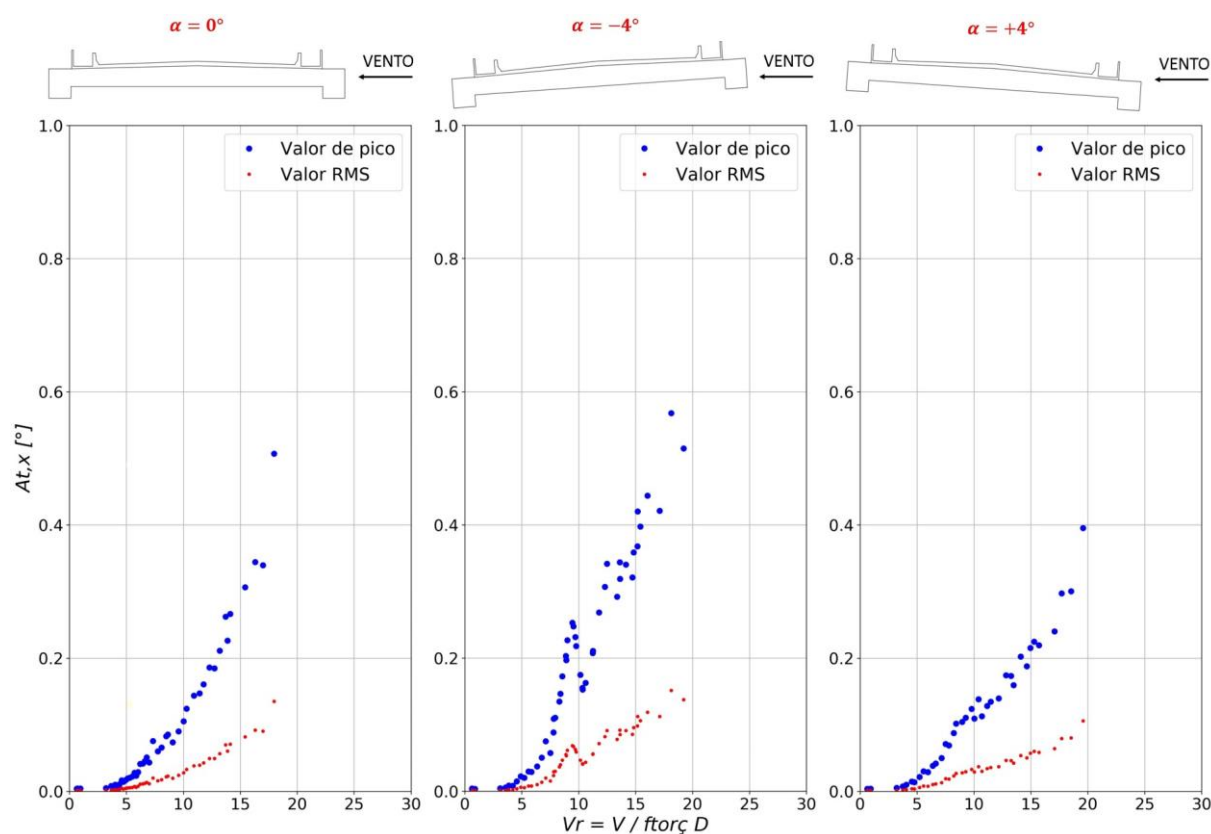


Figura 7.11 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I_1 \cong 11\%$ ) e  $\zeta_{torç} \cong 0,2\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Nas Fig. 7.11a e 7.11c, onde  $\alpha = 0^\circ$  e  $\alpha = +4^\circ$ , respectivamente, não são notadas zonas de amplificação relacionadas ao desprendimento de vórtices, comprovando o efeito prejudicial da turbulência no desenvolvimento deste fenômeno, sendo capaz de suprimir as grandes oscilações que foram notadas na configuração SA-US.

Na Fig. 7.13b, onde  $\alpha = -4^\circ$ , percebe-se:

- a) é possível notar apenas uma pequena zona de amplificação característica do efeito de desprendimento de vórtices na região em torno de  $V_r \cong 7$  até  $11$  ( $V \cong 23,00$  até  $36,00$  m/s), com uma velocidade de pico das oscilações ( $V_r \cong 9$ )

que se aproxima satisfatoriamente com o previsto nas Eq. 3.11, 3.17 e 3.19, com  $V_{r,cr} = 10,00, 8,24$  e  $8,55$ , respectivamente;

- b) as amplitudes de oscilação em toda a faixa de velocidades ficam dentro dos critérios limites propostos ( $0,5^\circ$  para valores RMS e  $1,5^\circ$  para valores de pico).

### 7.2.2 Ensaio com amortecimento (CA)

Como abordado no Cap. 6 – Investigações experimentais, nos ensaios com amortecimento o modelo seccional é conectado a um dispositivo exterior à câmara de ensaios, o qual promove o aumento da taxa de amortecimento do sistema; o procedimento consiste em posicionar o recipiente com óleo da maneira mais conveniente, podendo ser colocado mais centralizado, como mostrado anteriormente na Fig. 6.6, ou mais próximo da extremidade do apoio flexível, resultando em um melhor controle da taxa de amortecimento para a oscilação rotacional; esta última alternativa foi utilizada para dois ensaios “extras” com configuração CA-US, uma vez que o posicionamento centralizado do dispositivo não proporcionou o ajuste adequado de amortecimento rotacional.

Da mesma forma que nos ensaios SA, os valores para a taxa de amortecimento em função do crítico ( $\zeta_{vert}$  e  $\zeta_{torç}$ ) dos ensaios CA foram obtidos por média aproximada entre os resultados pré e pós-ensaio para cada bateria de testes e estão citados nas legendas de seus respectivos gráficos. Para facilitar a comparação com os ensaios SA, foram mantidos os limites do eixo vertical (amplitude de resposta), mesmo com valores em menor ordem de grandeza.

### 7.2.2.1 Escoamento uniforme e suave (CA-US)

Os resultados de amplitude reduzida de resposta vertical ( $A_{z,r}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração CA-US são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.12a, Fig. 7.12b e Fig. 7.12c, respectivamente):

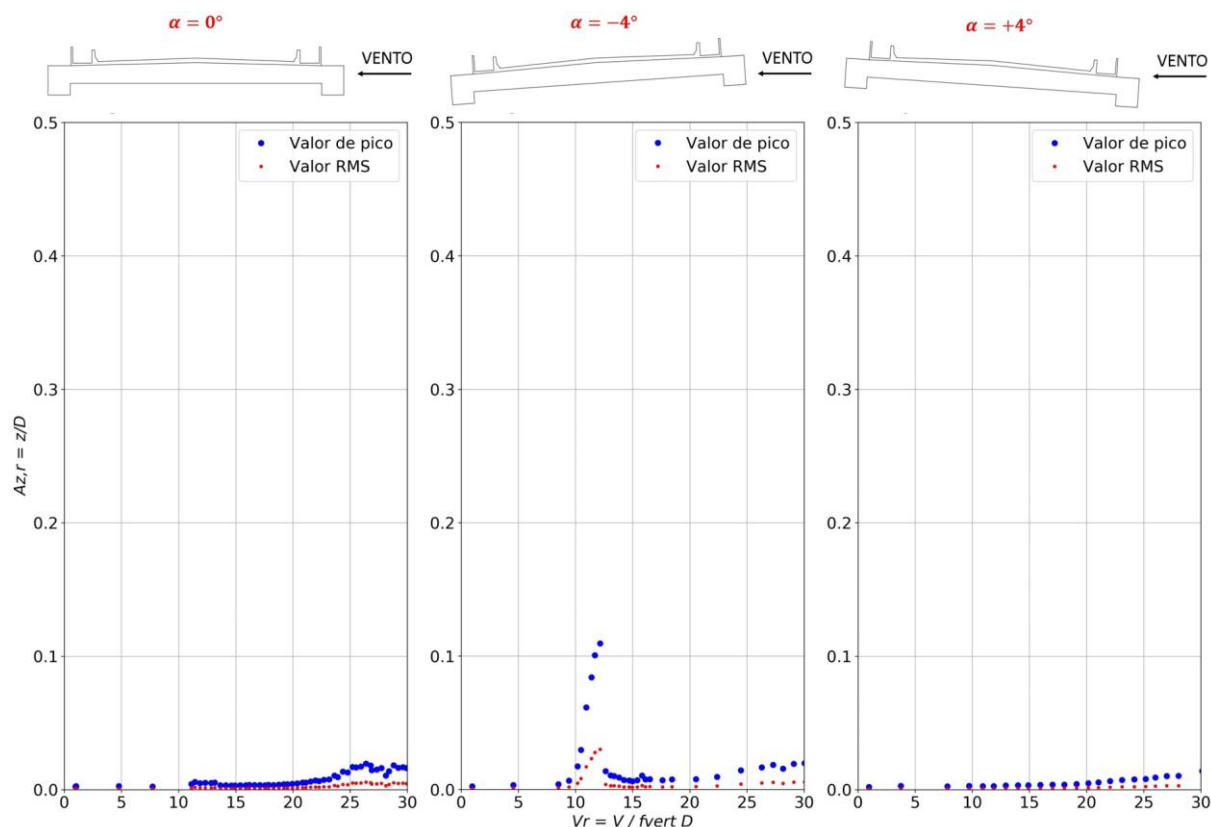


Figura 7.12 - Registros de amplitudes reduzidas de deslocamento vertical ( $A_{z,r}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 1,4\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Nas Fig. 7.12a e 7.12c, onde  $\alpha = 0^\circ$  e  $\alpha = +4^\circ$ , respectivamente, não são notadas zonas de amplificação relacionadas ao desprendimento de vórtices, provando a eficácia do aumento do amortecimento no controle de vibrações induzidas por vórtices: um aumento na ordem de 4,5 vezes na  $\zeta_{vert}$  ( $\zeta_{vert} \cong 0,30\%$  para  $\zeta_{vert} \cong 1,40\%$ ) causa uma queda de mais de 20 vezes na amplitude de resposta para os valores de pico (de 22% para 0,1%, em ambos os casos).

Na Fig. 7.12b, onde  $\alpha = -4^\circ$ , as mesmas inferências sobre velocidade de disparo e de pico das oscilações da configuração SA-US podem ser feitas, ratificando que o parâmetro de amortecimento não altera a frequência de desprendimento dos vórtices. Percebe-se também:

- é possível continuar notando uma zona de amplificação de resposta, ligeiramente mais estreita, em um intervalo entre  $V_r \cong 10$  e  $13$  ( $V \cong 22,50$  e  $29,25$  m/s), com valores abaixo da velocidade do vento admitida para o local,  $V_k = 42,41$  m/s;
- as amplitudes de oscilação, mesmo com diminuição considerável pelo aumento do amortecimento, alcançaram valores de pico em torno de 11% da altura da seção transversal, isto é, aproximadamente 33 cm para a estrutura em escala real, o que supera ligeiramente o critério limite proposto ( $0,1 D = 30,40$  cm).

Os resultados de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração CA-US são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.13a, Fig. 7.13b e Fig. 7.13c, respectivamente):

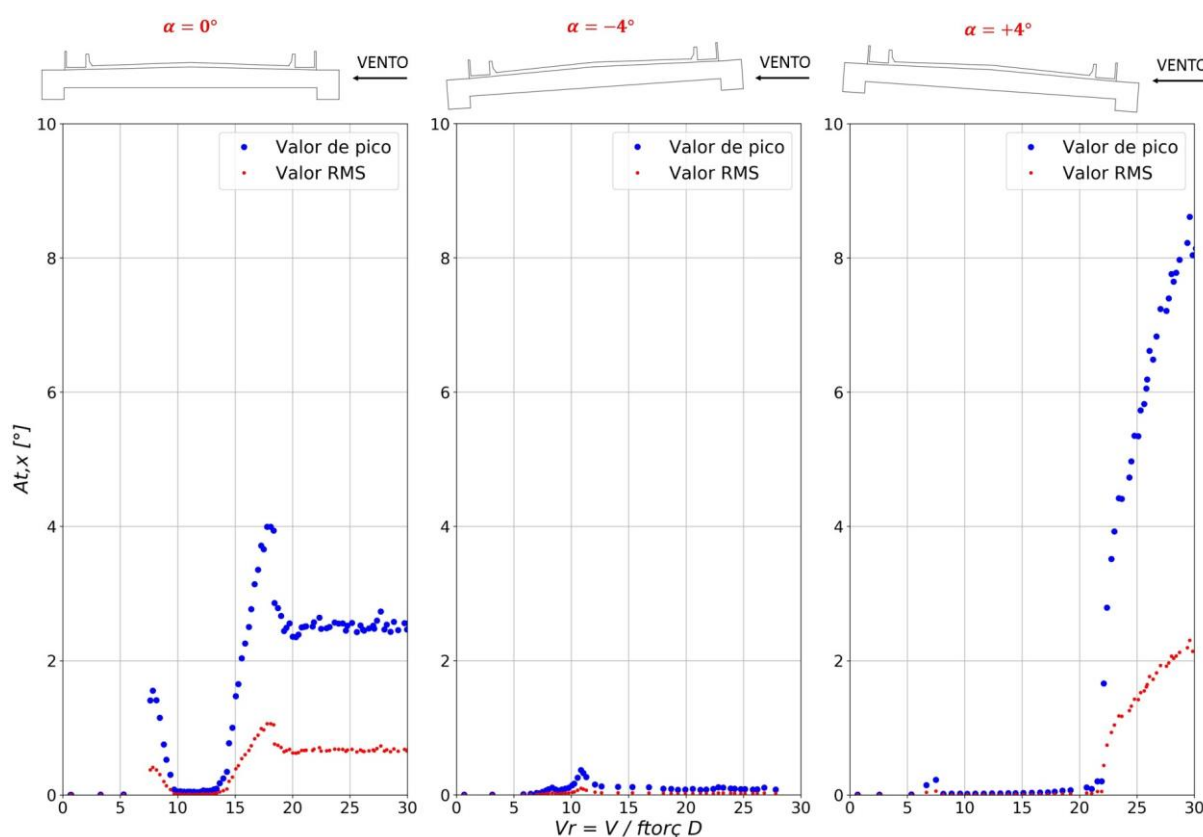


Figura 7.13 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e  $\zeta_{torç} \cong 0,3\%$ , para  $\alpha = 0^\circ$  e  $+4^\circ$ , e  $\zeta_{torç} = 4,2\%$ , para  $\alpha = -4^\circ$ . Fonte: Produzida para este trabalho.



Na Fig. 7.13a, onde  $\alpha = 0^\circ$ , são válidos os comentários feitos para a configuração SA-US em relação às velocidades de disparo e pico das vibrações. Além disso, percebe-se:

- a) são notadas duas zonas de amplificação de resposta com um comportamento que faz correspondência ao esperado para o efeito de desprendimento de vórtices, sendo o primeiro intervalo entre  $V_r \cong 6$  e  $9$  ( $V \cong 19,70$  e  $29,50$  m/s), com valores abaixo da velocidade do vento  $V_k = 42,41$  m/s admitida para o local de instalação da estrutura, e o segundo intervalo entre  $V_r \cong 14$  e  $20$  ( $V \cong 45,90$  e  $65,60$  m/s), dentro da faixa de 25% de insegurança (ver Eq. 3.20);
- b) as amplitudes de oscilação alcançaram valores de pico em torno  $1,7^\circ$  e valores RMS em torno de  $0,3^\circ$  para a primeira zona de amplificação, enquanto que na segunda zona os valores atingiram  $4,0^\circ$  (pico) e  $1,1^\circ$  (RMS), com ambos valores de pico superando os critérios limite propostos ( $0,5^\circ$  para valores RMS e  $1,5^\circ$  para valores de pico). É importante ressaltar que, apesar de representar um aumento de cerca de 50% no amortecimento em comparação com a configuração SA-US ( $\zeta_{torç} \cong 0,20$  para  $\zeta_{torç} \cong 0,30$ ), a taxa de amortecimento para CA-US ainda é considerada baixa.

Na Fig. 7.13b, onde  $\alpha = -4^\circ$ , é possível notar apenas uma pequena zona de amplificação característica do efeito de desprendimento de vórtices na região em torno de  $V_r \cong 11$ , sendo válidos os mesmos comentários feitos para configuração SA-US.

Na Fig. 7.13c, onde  $\alpha = +4^\circ$ , não são notadas zonas de amplificação características do fenômeno de desprendimento de vórtices. Todavia, é marcante o comportamento de crescimento abrupto de resposta para  $V_r \cong 22$  ( $V = 72,20$  m/s), indicando a ocorrência do fenômeno de drapejamento. Ainda, como não foi notada a mesma tendência nos registros de amplitude vertical de resposta, é possível concluir que consiste em drapejamento em um grau de liberdade, sem haver acoplamento entre o modo de flexão vertical e de torção do tabuleiro.

Para melhor averiguar tanto a resposta torsional mostrada na Fig. 7.13a, onde a taxa de amortecimento adicional foi demasiada baixa, quanto a resposta torsional mostrada na Fig. 7.13b, onde a taxa de amortecimento adicional foi demasiada alta, ensaios adicionais foram realizados, com os resultados comparativos mostrados na Fig. 7.14:

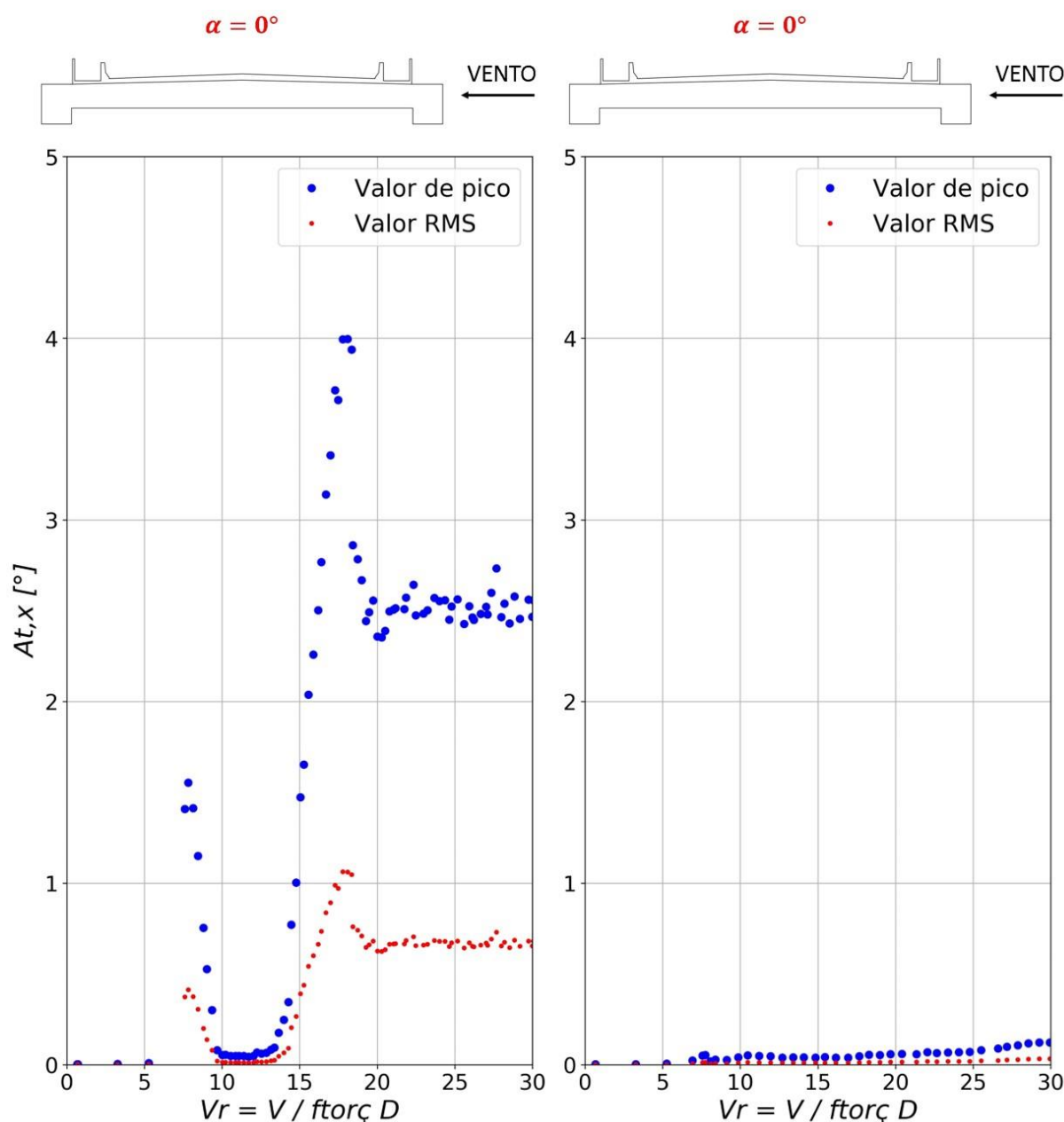


Figura 7.14 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e: a)  $\zeta_{tor\zeta} = 0,33\%$  e b)  $\zeta_{tor\zeta} = 0,67\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Comparando os dois registros acima, é possível observar que para  $\zeta_{tor\zeta} = 0,67\%$  (Fig. 7.14b) não são identificadas zonas de amplificação de resposta características ao desprendimento de vórtices. Ademais, um aumento de 2 vezes no amortecimento foi capaz de diminuir a amplitude de resposta, considerando os valores de pico, em cerca de 20 vezes para a primeira zona de amplificação (de  $1,7^\circ$  para  $0,1^\circ$ ) e em cerca de 40 vezes para a segunda zona de amplificação (de  $4,0^\circ$  para  $0,1^\circ$ ).

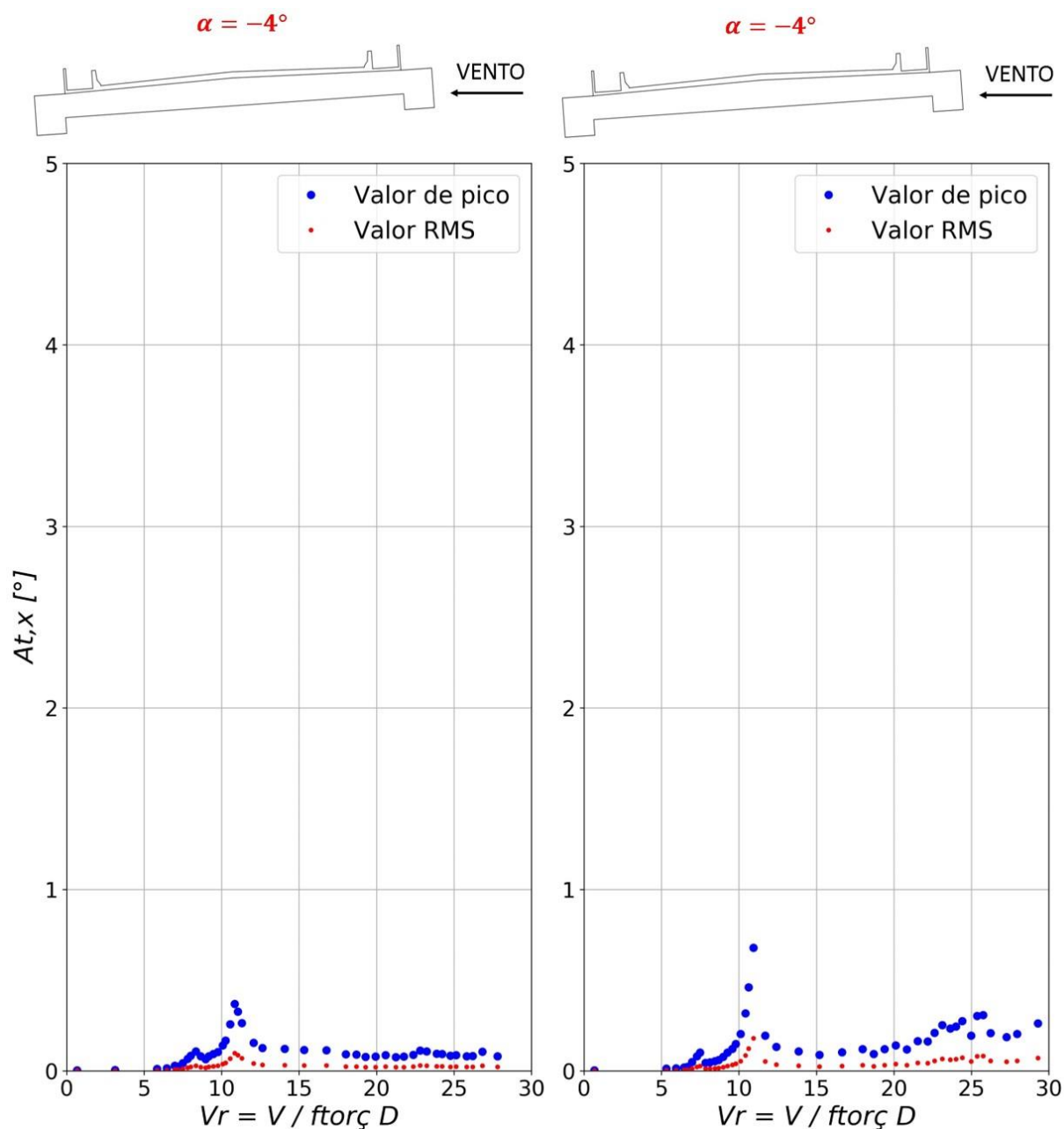


Figura 7.15 - Registros de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e suave ( $I_1 = 0,4\%$ ) e: a)  $\zeta_{torç} = 4,2\%$  e b)  $\zeta_{torç} = 1,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Comparando os dois registros acima, é possível notar curvas de resposta bem semelhantes e que a diminuição em mais de 3 vezes na taxa de amortecimento (Fig. 7.15b) não resultou em problemas relacionados às amplitudes de resposta, que cresceram ligeiramente, mas sem ultrapassar os critérios limites propostos.

### 7.2.2.2 Escoamento uniforme e turbulento (CA-UT)

Os resultados de amplitude reduzida de resposta vertical ( $A_{z,r}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração CA-UT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.16a, Fig. 7.16b e Fig. 7.16c, respectivamente):

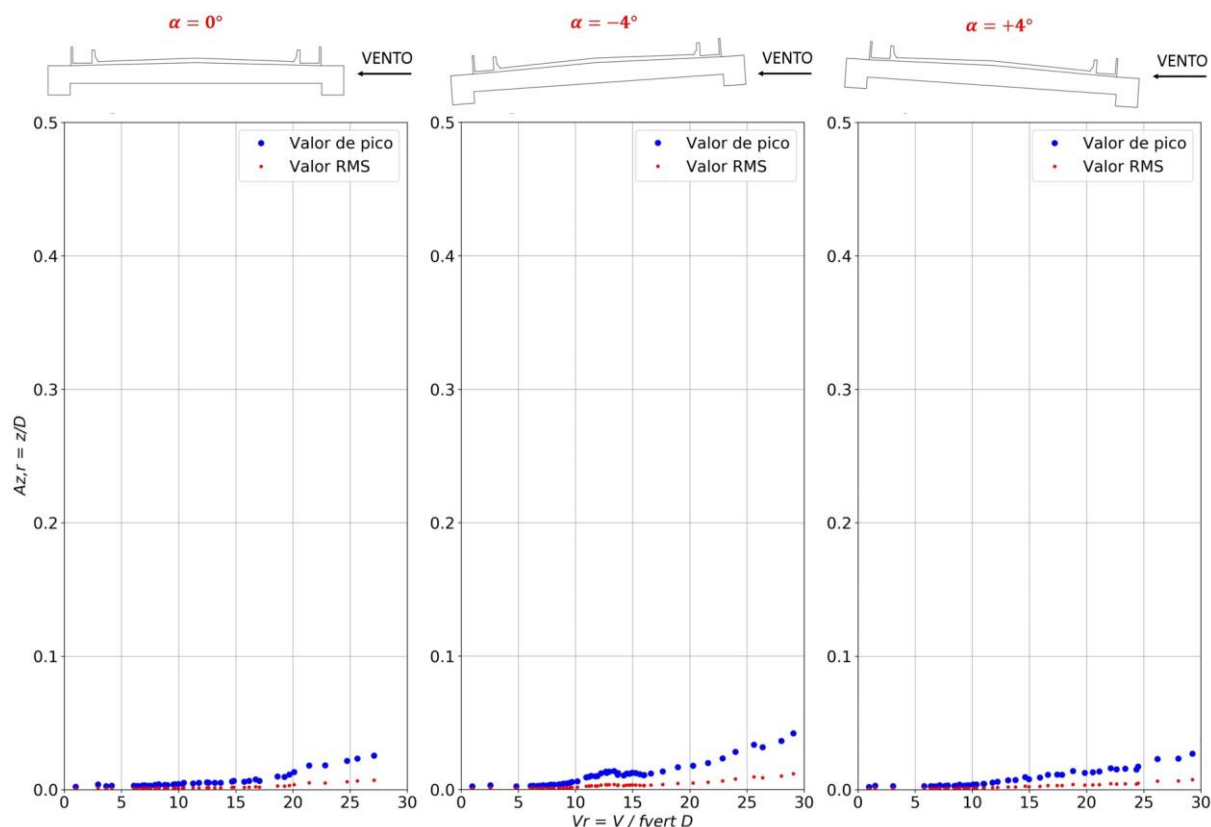


Figura 7.16 - Registros de amplitudes reduzidas de deslocamento vertical ( $A_{z,r}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I_1 \cong 11\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 1,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Nas Fig. 7.16a e 7.16c, com  $\alpha = 0^\circ$  e  $\alpha = +4^\circ$ , assim como na configuração CA-US, não são notadas zonas de amplificação características do desprendimento de vórtices, sendo a resposta ao martelamento ligeiramente mais perceptível devido à turbulência do escoamento, como esperado.

Na Fig. 7.16b, com  $\alpha = -4^\circ$ , a zona de amplificação, aparente na configuração CA-US, fica praticamente inexistente, comprovando a influência prejudicial da turbulência do escoamento no desenvolvimento de vórtices.

Os resultados de amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em relação à velocidade reduzida ( $V_r$ ), para os ângulos de ataque do vento ( $\alpha$ ) iguais a  $0^\circ$ ,  $-4^\circ$  e  $4^\circ$  e configuração CA-UT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.17a, Fig. 7.17b e Fig. 7.17c, respectivamente):

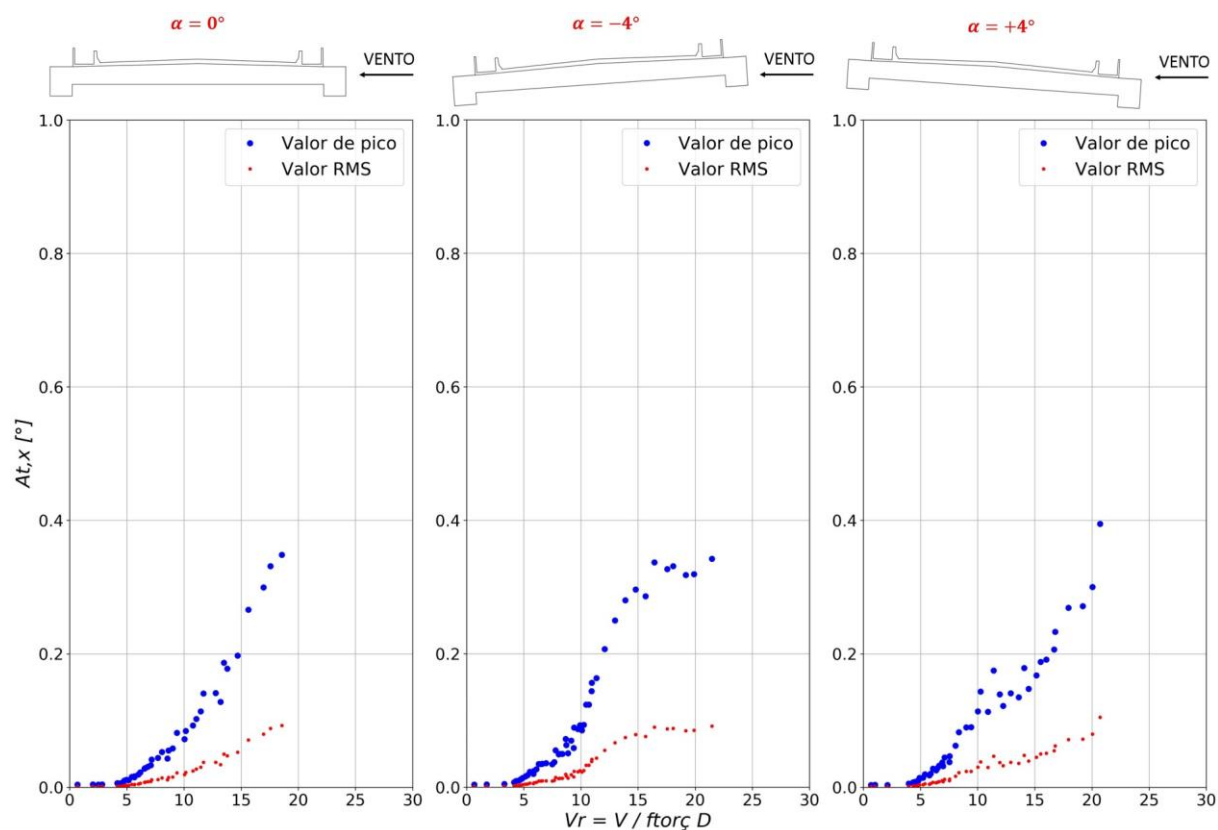


Figura 7.17 - Registros de amplitude reduzida de resposta torsional ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade reduzida do vento ( $V_r$ ), para configuração de escoamento uniforme e turbulento ( $I_1 \cong 11\%$ ) e  $\zeta_{tor\sigma} \cong 0,4\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Na Fig. 7.17 é possível observar que as três configurações de ensaio apresentam respostas semelhantes, sem a identificação de uma zona de amplificação característica do desprendimento de vórtices, predominando os efeitos devido ao martelamento, sem ultrapassar os critérios limites estabelecidos.

### 7.3 ENSAIOS DINÂMICOS DO MODELO AEROELÁSTICO COMPLETO

Nos itens que seguem estão contidos os resultados de 4 ensaios dinâmicos realizados com o modelo aeroelástico completo na mesa M-II do Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann. A apresentação é dividida em dois grupos de ensaios: DBT (escoamento deslizante com baixa turbulência) e DAT (escoamento deslizante com alta turbulência); dentro destes dois grupos são mostrados os resultados para duas situações de ângulo de incidência do vento (direção de atuação),  $0^\circ$  e  $30^\circ$ , sendo que os resultados apresentados já consideram o fator de escala para o projeto da estrutura real.

São apresentadas as seguintes relações de amplitudes e velocidade do vento: amplitude de resposta em deslocamento vertical ( $A_z$ ) e lateral ( $A_y$ ) vs. velocidade média do vento ( $V$ ), amplitude de aceleração vertical ( $A_{cc,z}$ ) e lateral ( $A_{cc,y}$ ) vs. velocidade média do vento ( $V$ ) e amplitude de resposta torsional ( $A_{t,x}$  e  $A_{t,y}$ ) vs. velocidade média do vento ( $V$ ). O procedimento de normalização de velocidades e respostas não é realizado, sendo este mais comum nos estudos de efeitos dinâmicos específicos (desprendimento de vórtices, por exemplo), enquanto que, essencialmente, o objetivo do modelo completo consiste na avaliação de possíveis instabilidades aerodinâmicas globais, isto é, investigar se fenômenos de interação fluido-estrutura não apontados no modelo seccional podem ocorrer.

Além disso, de maneira geral, nos resultados deste modelo aeroelástico completo não são desenvolvidas zonas de amplificação relacionadas ao desprendimento de vórtices, o que pode ser explicado não só pela turbulência gerada pelos dispositivos no túnel de vento (cuja interferência é claramente mostrada nos ensaios dinâmicos do modelo seccional) quanto pela turbulência localizada, isto é, pela interferência dos tirantes e do próprio arco no escoamento ao redor do tabuleiro.

### 7.3.1 Escoamento deslizante com baixa turbulência (DBT)

Os resultados de amplitude de resposta vertical ( $A_z$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DBT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.18a e Fig. 7.18b, respectivamente). É possível observar a predominância da resposta característica ao martelamento e que o limite de 0,304 m de amplitude de resposta não é ultrapassado dentro do intervalo de velocidades reproduzido.

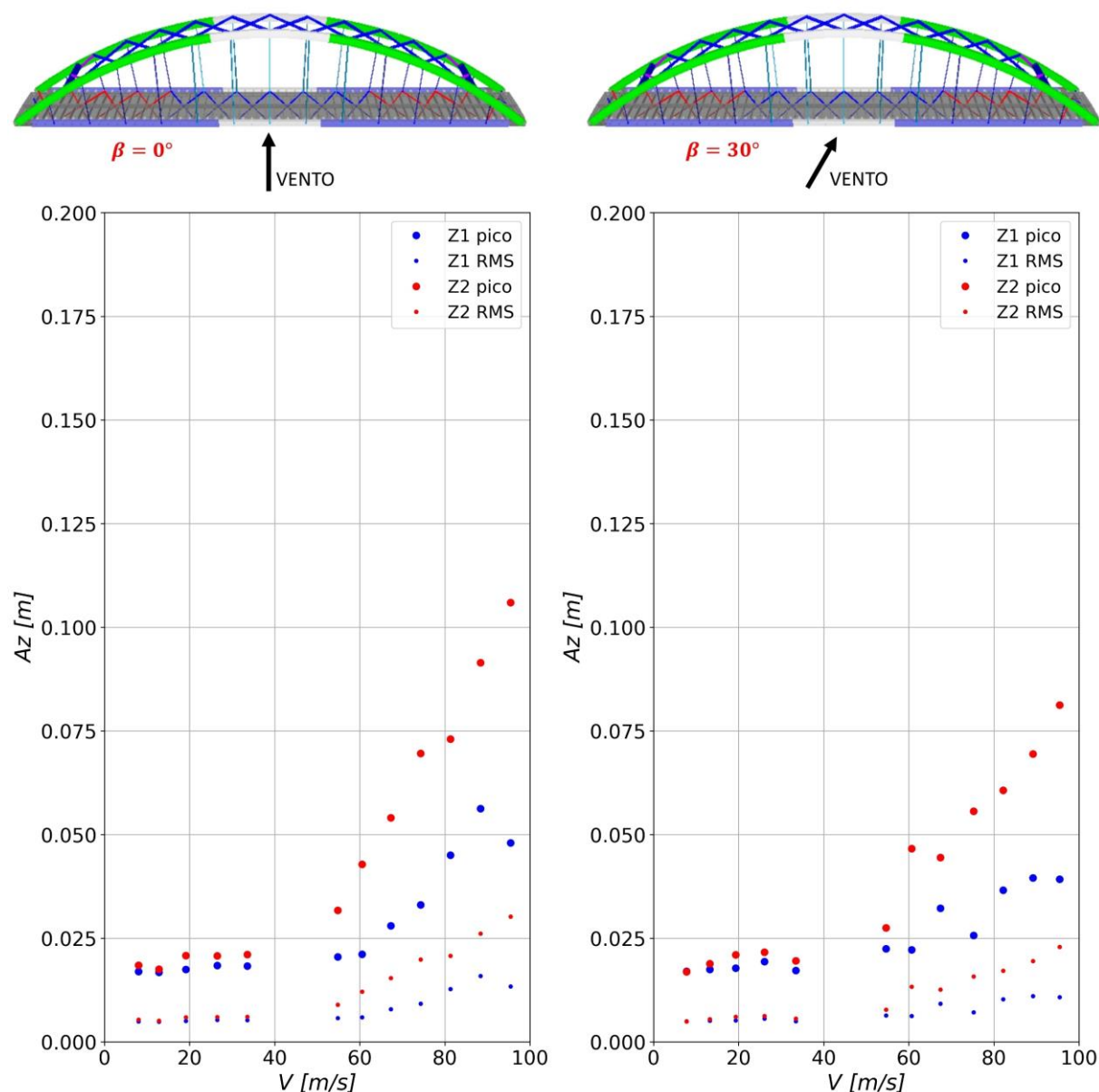


Figura 7.18 - Registros de amplitudes de resposta vertical ( $A_z$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I_1 \cong 7\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude de resposta lateral ( $A_y$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DBT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.19a e Fig. 7.19b, respectivamente); nesse caso as oscilações não alcançam, sequer, o patamar de 5 cm:

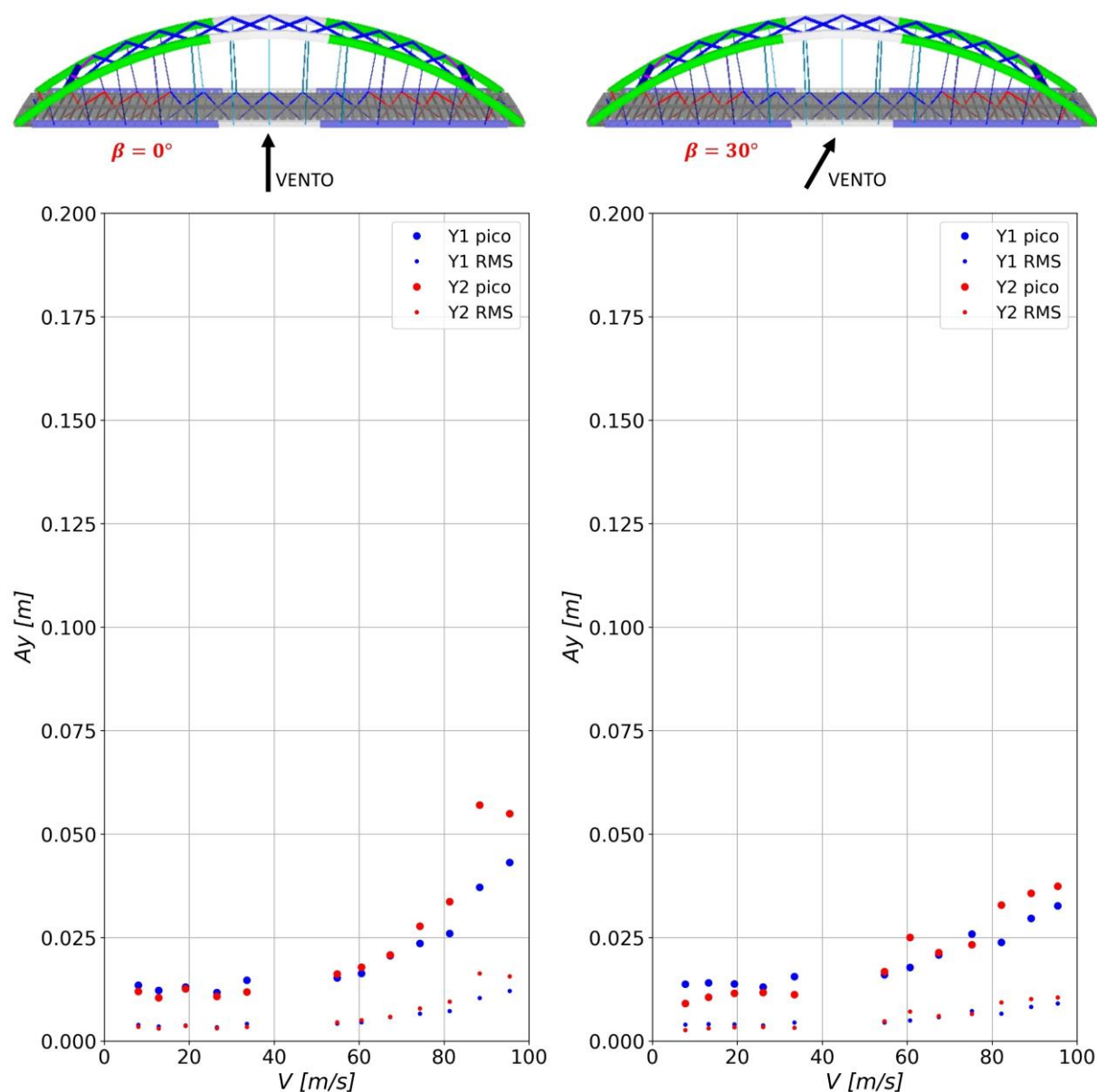


Figura 7.19 - Registros de amplitudes de resposta lateral ( $A_y$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I_1 \cong 7\%$ ) e  $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.



Os resultados de amplitude aceleração de resposta vertical ( $A_{cc,z}$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DBT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.20a e Fig. 7.20b, respectivamente); de acordo com os critérios de conforto (ver Tab. 3.1) da ISO 2631-1 (1997), são desenvolvidas oscilações “razoavelmente desconfortáveis” a partir de uma velocidade  $V$  em torno de 55 m/s, que, no entanto, supera em mais de 25% o valor da velocidade admitida para o local,  $V_k = 42,41$  m/s:

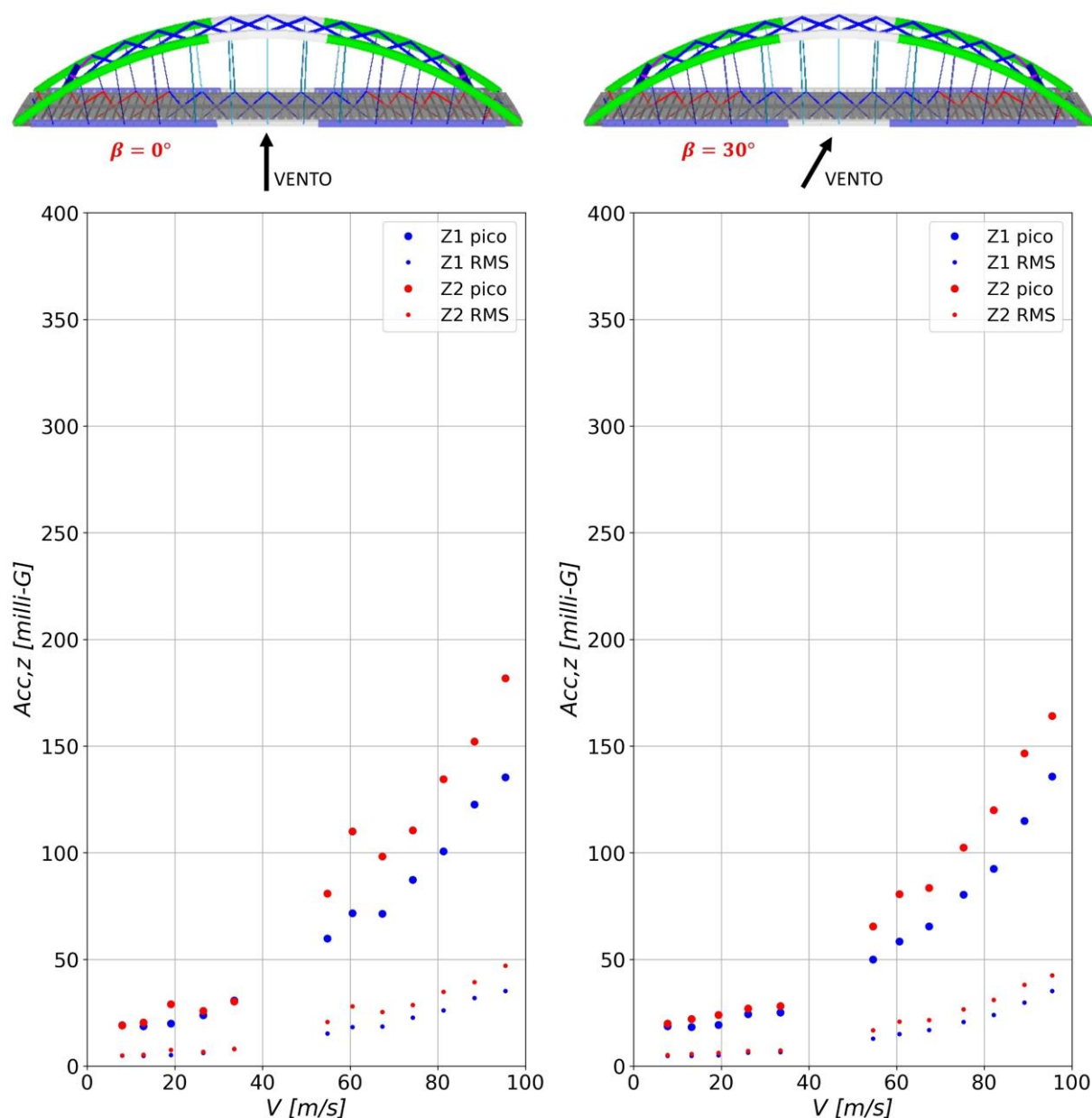


Figura 7.20 - Registros de amplitudes de acelerações verticais ( $A_{cc,z}$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I_l \cong 7\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude aceleração de resposta lateral ( $A_{cc,y}$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DBT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.21a e Fig. 7.21b, respectivamente); segundo critérios de conforto (ver Tab. 3.1) da ISO 2631-1 (1997), são desenvolvidas oscilações “razoavelmente desconfortáveis” a partir de uma velocidade  $V$  em torno de 70 m/s, que, no entanto, supera em mais de 60% o valor da velocidade do vento admitida para o local,  $V_k = 42,41$  m/s:

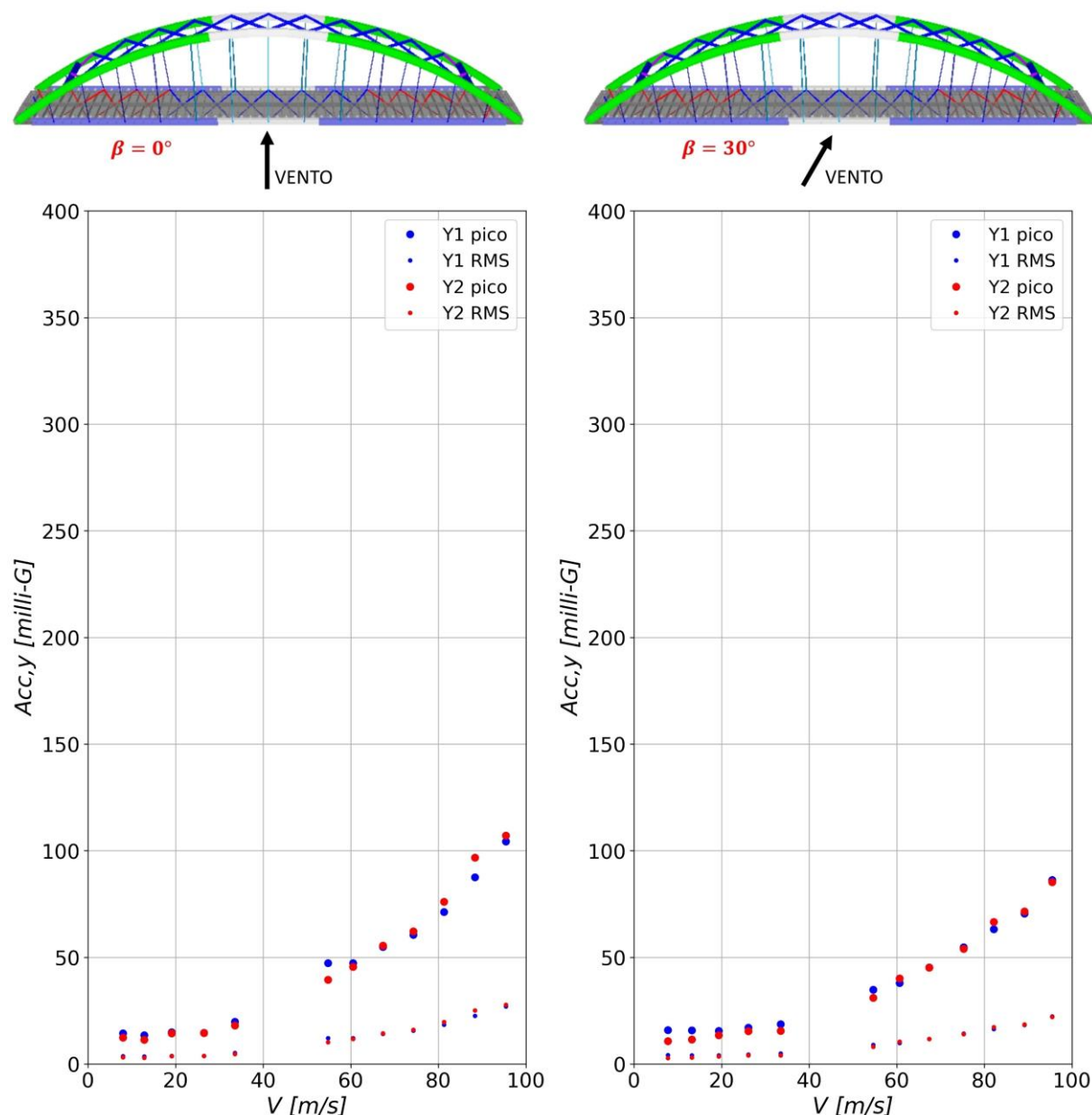


Figura 7.21 - Registros de amplitudes de acelerações laterais ( $A_{cc,y}$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizando ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I_1 \cong 7\%$ ) e  $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude de resposta torsional em torno do eixo transversal de atuação do vento ( $A_{t,x}$ ) versus velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DBT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.22a e Fig. 7.22b, respectivamente); é importante notar que os limites de  $1,5^\circ$  para valor de pico e  $0,5^\circ$  para valor RMS não foram ultrapassados para a faixa de velocidades reproduzida:

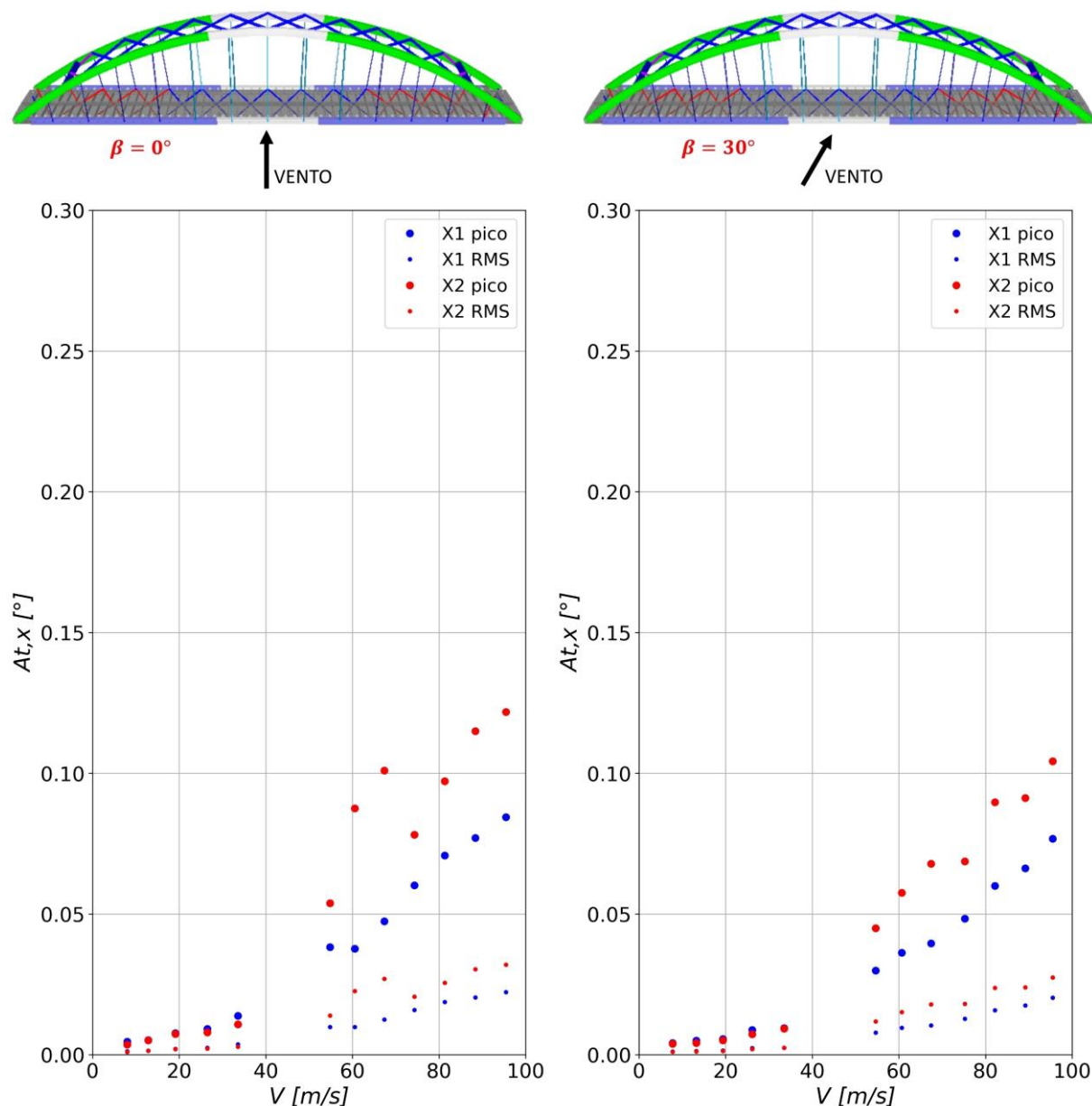


Figura 7.22 - Registros de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo transversal de atuação do vento ( $A_{t,x}$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I_1 \cong 7\%$ ) e  $\zeta_{tor,\gamma,x} \cong 3,7\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude de resposta torsional em torno do eixo longitudinal de atuação do vento ( $A_{t,y}$ ) versus velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DBT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.23a e Fig. 7.23b, respectivamente); pode ser observada uma resposta característica ao martelamento, com oscilações máximas que mal alcançam o patamar de  $0,1^\circ$ :

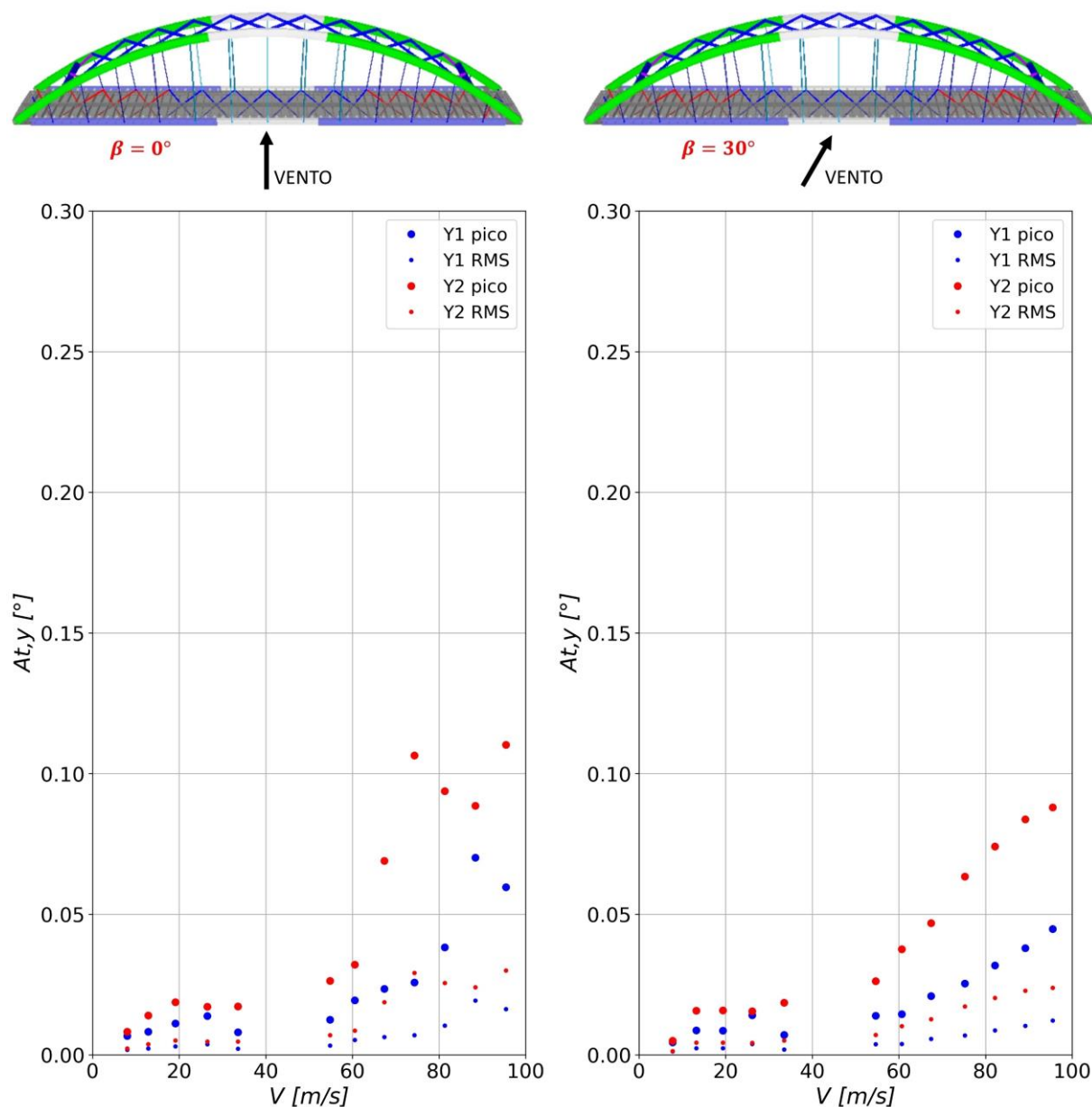


Figura 7.23 - Registros de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo longitudinal de atuação do vento ( $A_{t,y}$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,11$ ) com baixa turbulência ( $I_1 \cong 7\%$ ) e  $\zeta_{tor,y} \cong 1,5\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

### 7.3.2 Escoamento deslizante com alta turbulência (DAT)

Os resultados de amplitude de resposta vertical ( $A_z$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para o ângulo de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DAT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.24a e Fig. 7.24b, respectivamente). Mesmo para maior intensidade de turbulência e, conseqüentemente, maiores oscilações por martelamento, o limite de 0,304 m de amplitude de resposta não é ultrapassado dentro do intervalo de velocidades reproduzido:

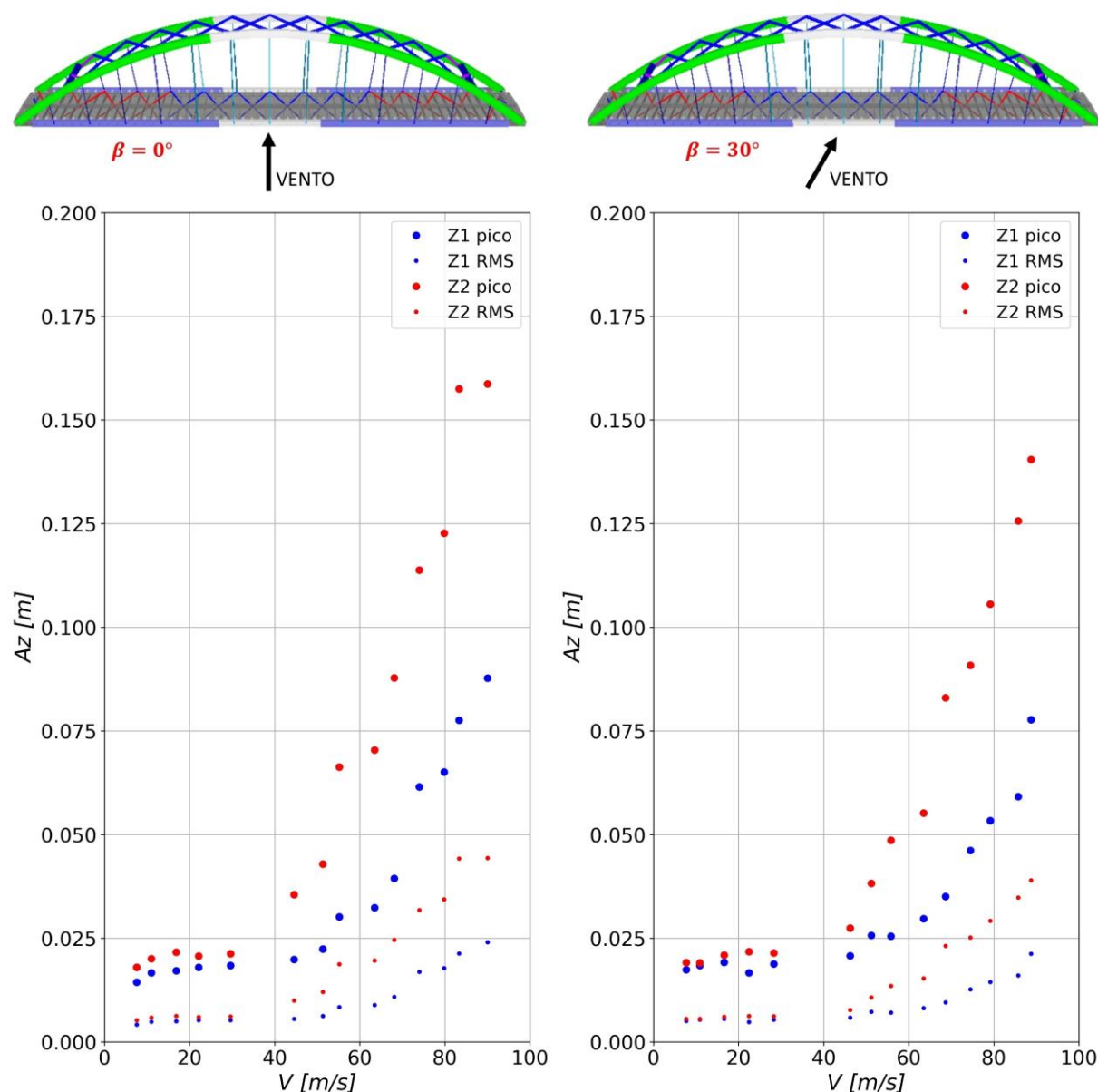


Figura 7.24 - Registros de amplitudes de resposta vertical ( $A_z$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I_1 \cong 17\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude de resposta lateral ( $A_y$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DAT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.25a e Fig. 7.25b, respectivamente); com a maior intensidade de turbulência, as oscilações aumentam ligeiramente, desta vez sem alcançar o patamar de 7,5 cm:

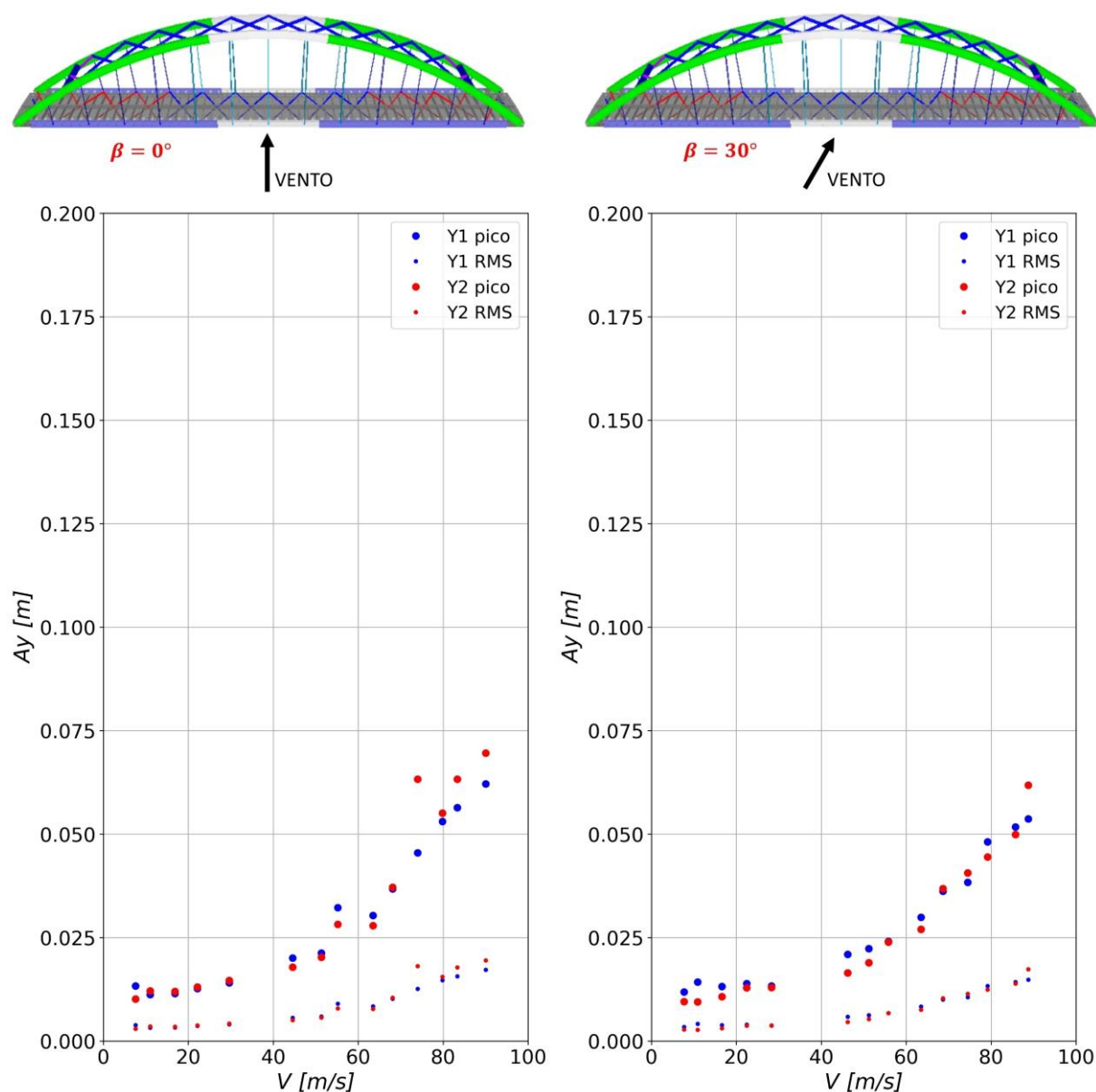


Figura 7.25 - Registros de amplitudes de resposta lateral ( $A_y$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I_1 \cong 17\%$ ) e  $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude aceleração de resposta vertical ( $A_{cc,z}$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DAT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.26a e Fig. 7.26b, respectivamente); de acordo com os critérios de conforto (ver Tab. 3.1) da ISO 2631-1 (1997), são desenvolvidas oscilações “razoavelmente desconfortáveis” a partir de uma velocidade  $V$  em torno de 45 m/s, bem próxima do valor da velocidade do vento admitida para o local,  $V_k = 42,41$  m/s:

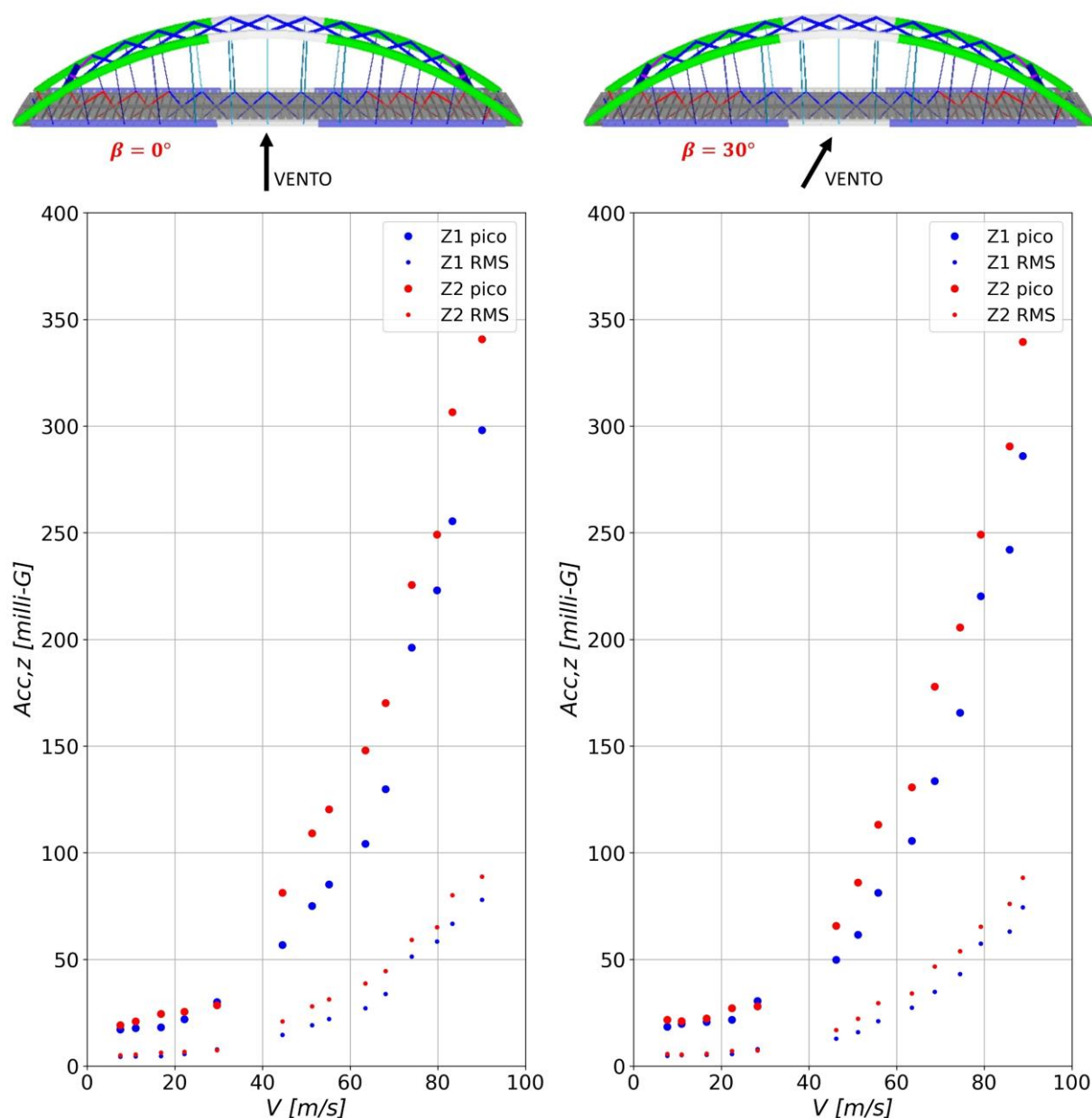


Figura 7.26 - Registro de amplitudes de acelerações verticais ( $A_{cc,z}$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I_1 \cong 17\%$ ) e  $\zeta_{vert} \cong 1,1\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude aceleração de resposta lateral ( $A_{cc,y}$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DAT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.27a e Fig. 7.27b, respectivamente); segundo critérios de conforto (ver Tab. 3.1) da ISO 2631-1 (1997), são desenvolvidas oscilações “razoavelmente desconfortáveis” a partir de uma velocidade  $V$  em torno de 55 m/s, que, entretanto, supera em mais de 25% o valor da velocidade do vento admitida para o local,  $V_k = 42,41$  m/s:

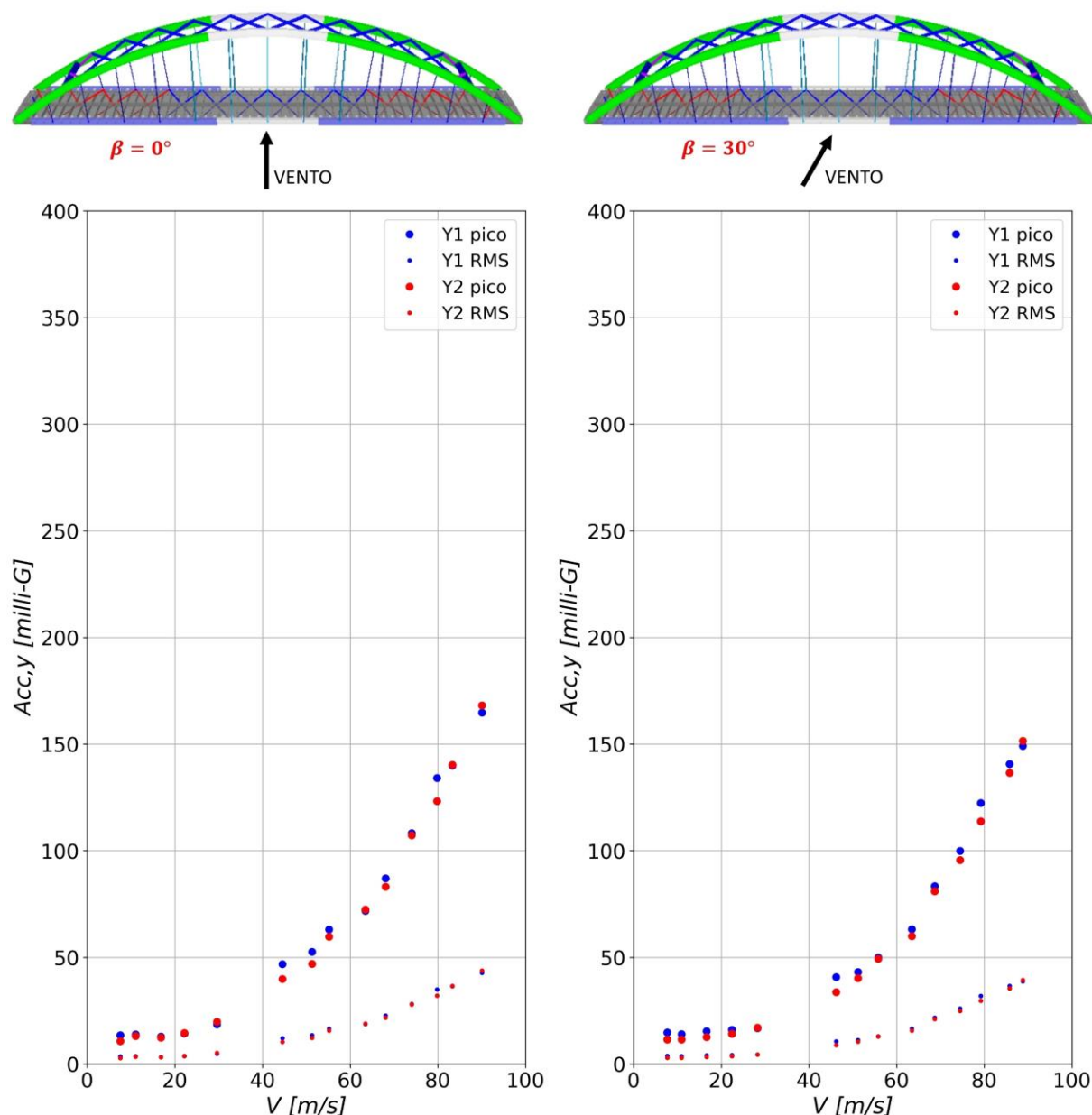


Figura 7.27 - Registro de amplitudes de acelerações laterais ( $A_{cc,y}$ ) em função da velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I_1 \cong 17\%$ ) e  $\zeta_{lat} \cong 4,3\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.



Os resultados de amplitude de resposta vertical ( $A_{t,x}$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DAT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.28a e Fig. 7.28b, respectivamente); novamente, os limites de  $1,5^\circ$  para valor de pico e  $0,5^\circ$  para valor RMS não foram ultrapassados para a faixa de velocidades reproduzida:

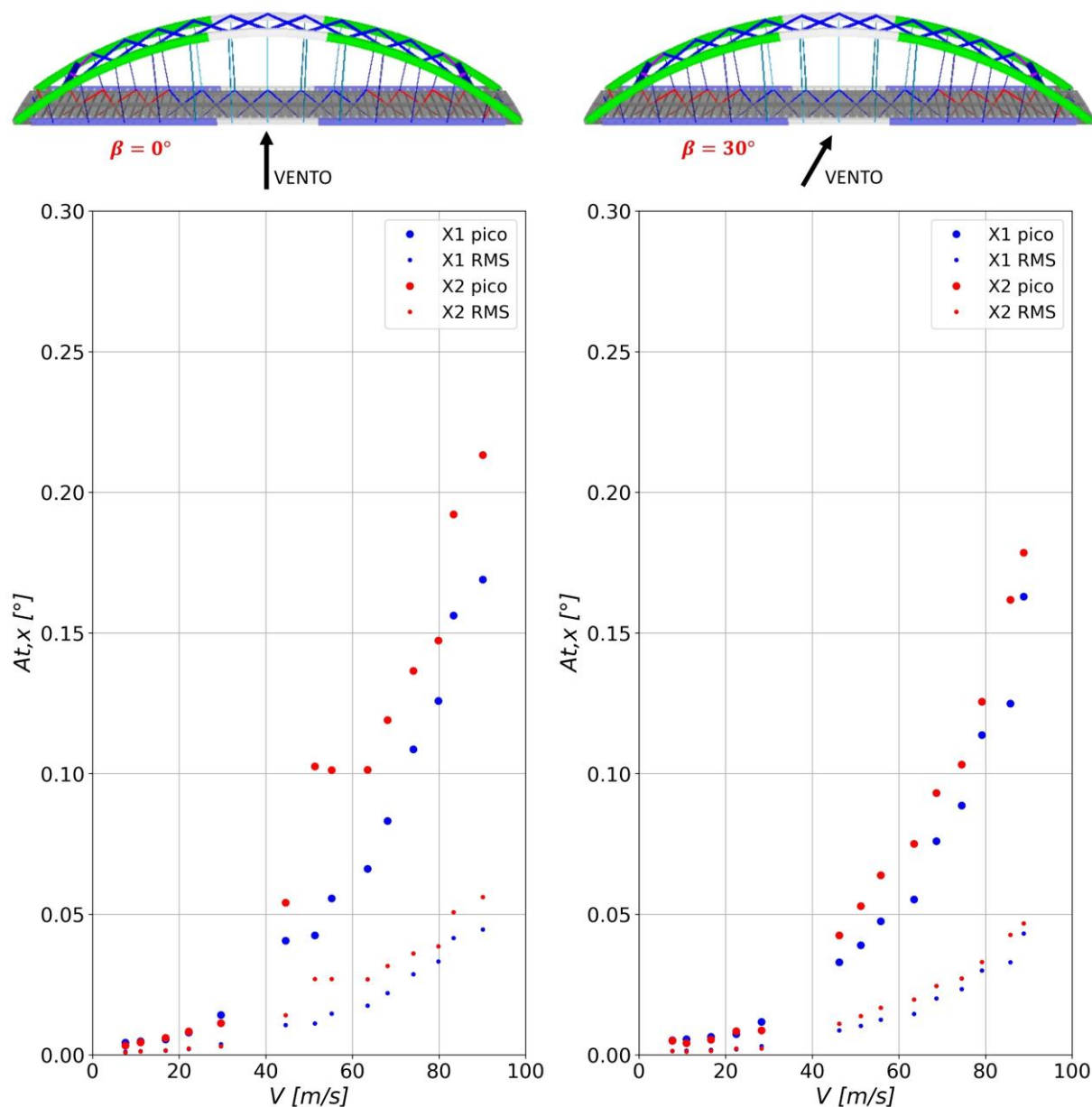


Figura 7.28 - Registro de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo transversal de atuação do vento ( $A_{t,x}$ ) versus velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I_1 \cong 17\%$ ) e  $\zeta_{tor\varphi,x} \cong 3,7\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

Os resultados de amplitude de resposta lateral ( $A_{t,y}$ ) em relação à velocidade média do vento ( $V$ ), para os ângulos de incidência ( $\beta$ ) iguais a  $0^\circ$  e  $30^\circ$  e configuração DAT são mostrados no arranjo que segue (Fig. 7.29a e Fig. 7.29b, respectivamente); pode ser observada uma resposta característica ao martelamento, com oscilações que aumentam, em comparação com a configuração DBT, mas que alcançam apenas o patamar de  $0,15^\circ$ :

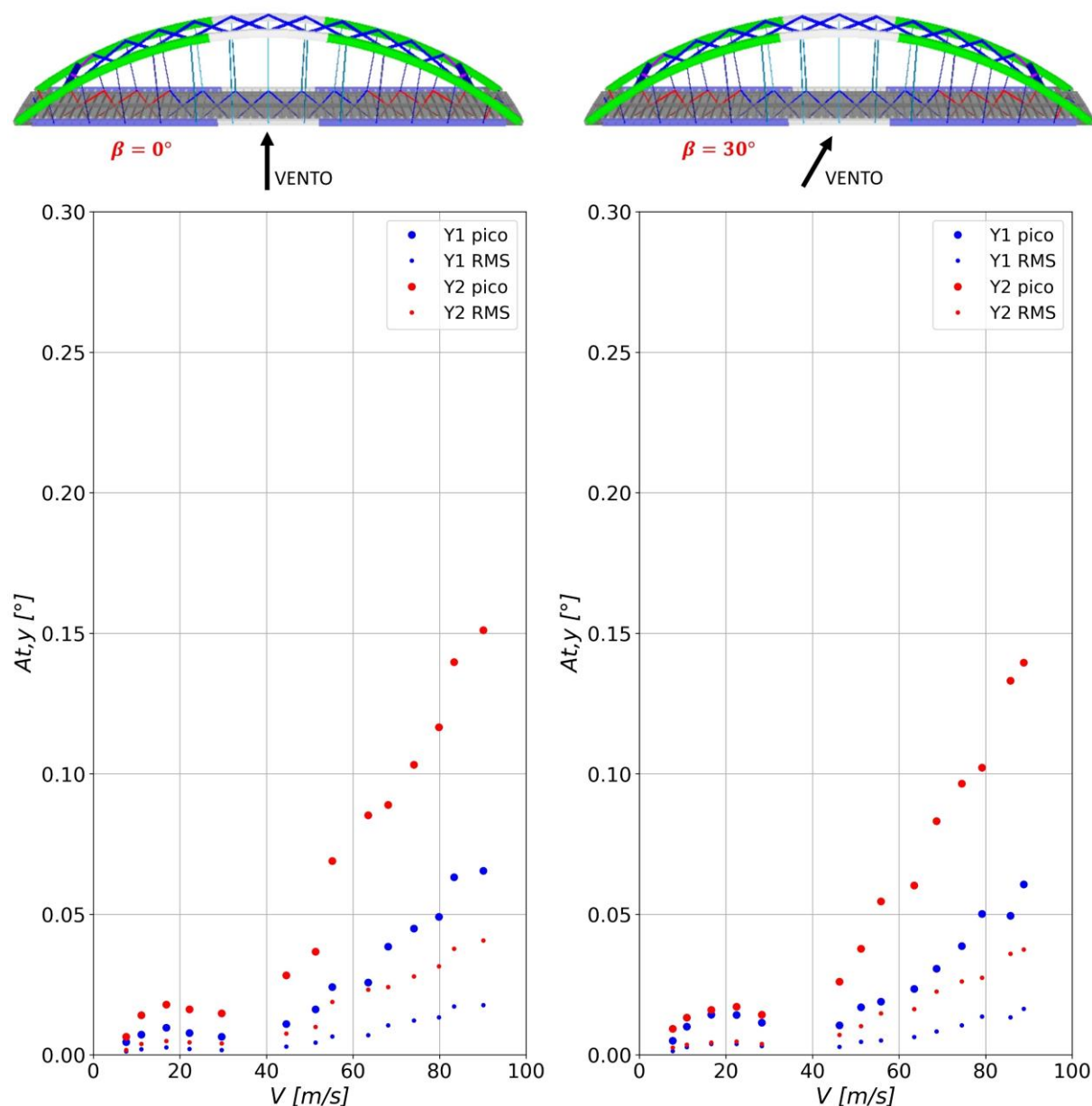


Figura 7.29 - Registro de amplitudes de resposta torsional em torno do eixo longitudinal de atuação do vento ( $A_{t,y}$ ) versus velocidade do vento ( $V$ ), para configuração de escoamento deslizante ( $p = 0,23$ ) com alta turbulência ( $I_1 \cong 17\%$ ) e  $\zeta_{tor,y} \cong 1,5\%$ . Fonte: Produzida para este trabalho.

## 8. CONCLUSÕES

O presente trabalho tratou da determinação da resposta de uma ponte em arco metálico através de investigações experimentais no Túnel de Vento Prof. Joaquim Blessmann, que faz parte do Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC da Universidade Federal do Rio Grande do Sul – UFRGS. A ponte em arco metálico estudada possui um vão livre de 172,70 metros, podendo ser classificada como uma ponte de grande vão e, como tal, pode apresentar vulnerabilidade frente à ação dinâmica do vento, sendo altamente recomendável a determinação do seu desempenho aerodinâmico, principalmente do tabuleiro, que é normalmente o elemento mais esbelto e flexível a compor a estrutura da ponte.

Os efeitos dinâmicos da ação do vento têm diferentes causas e, conseqüentemente, induzem diferentes respostas nas estruturas. As vibrações induzidas por vórtices, que estiveram em foco nesta dissertação, estão relacionadas a velocidades baixas de escoamento e, ao contrário do que se poderia imaginar, podem ser potencialmente mais prejudiciais do que eventos com velocidade alta, provocando oscilações que comprometam a utilização da estrutura e causem fadiga nos seus elementos componentes.

Sendo assim, a partir da revisão bibliográfica, foi descrito o mecanismo de formação de vórtices, fenômeno de interação fluido-estrutura inerente aos corpos rombudos, dentre eles os tabuleiros de pontes, onde o escoamento incidente se descola da superfície do corpo e, deste ponto, surgem os movimentos circulares conhecidos como vórtices, relacionados a zonas de sucção e responsáveis por indução de forças periódicas na estrutura. Dentre os fatores que influenciam nas vibrações induzidas por vórtices, como número de Reynolds, amortecimento estrutural e turbulência do escoamento, por exemplo, destaca-se o formato da seção transversal, no caso dos tabuleiros, a partir da razão de esbeltez,  $B/D$ .

Resultados de diversos estudos mostram que, para corpos rombudos de seção retangular ou similares (tabuleiros), o escoamento que se separa ao encontrar o corpo pode voltar a recolar em algum ponto da superfície, existindo a possibilidade de interação entre os vórtices desprendidos à barlavento com os vórtices desprendidos à sotavento, alterando o desenvolvimento do movimento oscilatório do tabuleiro. Pesquisadores renomados no campo da Engenharia do Vento propõem equações para determinação das velocidades críticas de

desprendimento de vórtices em tabuleiros de pontes que estão diretamente relacionadas à razão de esbeltez e não mais exclusivamente ao número de Strouhal.

Para realização dos ensaios em túnel de vento, dois modelos reduzidos foram construídos: um modelo seccional e um modelo aeroelástico completo. Aspectos de semelhança do vento e semelhança estrutural foram observados, tais como a correta reprodução da geometria dos elementos da ponte e criteriosa análise dimensional aplicada voltada para a obtenção de frequências naturais e modos de vibração desejados.

Os resultados dos ensaios estáticos do modelo seccional consistem na determinação dos coeficientes aerodinâmicos, que foram considerados coerentes em comparação com outros estudos em seções transversais semelhantes. A partir destes coeficientes podem ser determinadas as forças estáticas agindo no tabuleiro.

Os ensaios dinâmicos no modelo seccional permitiram a clara visualização das zonas de amplificação de resposta relacionadas ao fenômeno de desprendimento de vórtices. Para cada região, as velocidades críticas foram comparadas com equações teóricas propostas por pesquisadores e indicadas em normas, códigos e manuais. Foram obtidas correspondências satisfatórias para as velocidades críticas de disparo propostas por Shiraishi e Matsumoto (1983) e Naudascher e Wang (1993), podendo classificar o tabuleiro da ponte em arco analisada como pertencente ao Grupo 2 ou ILEV (onde predominam as vibrações por colisão de vórtice da borda de barlavento). Para as velocidades críticas de pico de resposta, as equações propostas pelo EUROCODE (2005) e pela ISO 4354:2008 (ISO, 2008 *apud* Vallis, 2013) mostraram-se as mais promissoras.

A influência da turbulência do escoamento foi objeto de avaliação nos ensaios dinâmicos do modelo seccional. Como antecipado na revisão bibliográfica, a turbulência prejudica o processo de formação organizada de vórtices e, conseqüentemente, diminui as amplitudes de resposta. Para o tabuleiro da ponte em arco deste trabalho, nas situações de  $\alpha = 0^\circ$  e  $+4^\circ$ , as zonas de amplificação por desprendimento de vórtices desapareceram com o aumento da turbulência; no caso de  $\alpha = -4^\circ$ , onde a superfície inferior do tabuleiro fica mais exposta ao vento incidente, as vibrações induzidas por vórtices permaneceram presentes mesmo nos ensaios com escoamento turbulento.

O amortecimento estrutural também foi parâmetro de análise nos ensaios dinâmicos do modelo seccional. As amplitudes de resposta obtidas para o modelo nos ensaios sem amortecimento adicional e com escoamento uniforme e suave (SA-US) foram superiores aos critérios limites estabelecidos e, na configuração SA-UT, as vibrações referentes ao movimento vertical se mantiveram acima quando  $\alpha = -4^\circ$ . Ao incrementar a taxa de amortecimento estrutural e manter a condição de escoamento suave (CA-US), somente a amplitude máxima de resposta vertical para  $\alpha = -4^\circ$  continuou ligeiramente acima do critério limite estabelecido; para a configuração CA-UT, nenhuma vibração acima dos critérios limites foi observada. Ademais, é importante ressaltar a identificação do fenômeno de drapejamento para a configuração CA-US e  $\alpha = +4^\circ$ , com uma velocidade crítica de disparo em torno de 72 m/s para o protótipo; o EUROCODE (2005) recomenda que a velocidade crítica seja duas vezes maior do que a velocidade média do vento prevista para o local que, neste caso, foi admitida como  $V_k = 42,41 \text{ m/s}$ . Apesar de não satisfazer exatamente o critério do código europeu, deve-se considerar que, mesmo se tratando de ensaio CA, a taxa de amortecimento relacionada à rotação continuou bem abaixo dos valores que podem ser esperados para uma estrutura em escala real.

Em relação ao modelo aeroelástico completo, foram abordadas as fases de projeto e construção. No projeto, foi prevista a utilização, pela primeira vez no Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC, de cordões de guitarra tensionados para controle das características dinâmicas do modelo, ideia originada dos chamados modelos *taut strip*. No modelo construído, os modos de vibração foram reproduzidos de maneira satisfatória, com a frequência de flexão lateral do tabuleiro praticamente atingindo o valor de projeto e as frequências correspondentes à flexão vertical e à torção do tabuleiro ficando abaixo dos valores previstos. Por se tratar de um projeto simplificado e uma montagem complexa, diversos fatores podem ter contribuído para essa discrepância, como por exemplo a tensão aplicada nos cordões e as ligações entre os elementos componentes. Além disso, as taxas de amortecimento do modelo, principalmente as relacionadas à flexão lateral e à torção do tabuleiro, resultaram acima dos valores ideais, o que foi atribuído ao atrito entre as peças e conseqüente maior dissipação de energia; também foi possível notar uma certa variação no amortecimento do modelo na mudança dos ângulos de ensaio, indicando que as suas características dinâmicas são muito sensíveis ao seu manejo.

No que diz respeito aos resultados obtidos nos ensaios dinâmicos do modelo aeroelástico completo, não foram identificados fenômenos de instabilidade aerodinâmica. As amplitudes de resposta ficaram abaixo dos critérios limites estabelecidos, apresentando um aspecto visual

característico do efeito dinâmico de martelamento e, sendo assim, maiores amplitudes se desenvolveram nos ensaios DAT quando em comparação com os ensaios DBT. Em termos de análise de conforto a partir das amplitudes de aceleração, seguindo os critérios da ISO 2631-1 (1997), foram observadas acelerações classificadas como “razoavelmente desconfortáveis” apenas em velocidades acima da velocidade de projeto prevista para o local.

Por fim, considerando tudo o que foi exposto, é possível afirmar que o presente trabalho cumpriu com os objetivos de pesquisa propostos. Além disso, espera-se que tenha sucedido também em estimular futuros acadêmicos a seguir a área de estudo de ação dinâmica do vento em pontes, pois muitos estudos neste tema ainda estão por serem feitos.

## 8.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Através das experiências obtidas na realização desta pesquisa, são listadas as seguintes sugestões e recomendações para os trabalhos futuros:

- a) desenvolvimento de mais modelos reduzidos do tipo *taut strip* para investigação das ações dinâmicas do vento em tabuleiros de pontes, proporcionando mais experiências com este tipo de modelagem para o Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC e permitindo uma melhor comparação entre os resultados obtidos para os demais modelos;
- b) criação de um novo dispositivo para elevar a taxa de amortecimento em função do crítico para modelos seccionais de tabuleiros de pontes, que permita maior controle e previsibilidade das características dinâmicas do conjunto;
- c) medição do número de Strouhal ( $St$ ) em todos os ensaios de modelo seccional que forem realizados no Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC, permitindo a criação de uma base de dados que será útil aos trabalhos posteriores;
- d) determinação e calibração de uma expressão teórica para previsão da amplitude de resposta de oscilação devida ao fenômeno de despreendimento de vórtices, baseada em equações já existentes na literatura e com o auxílio do banco de dados existente no Laboratório de Aerodinâmica das Construções – LAC.

## REFERÊNCIAS

- ARROL, W. C.; CHATTERJEE, S. **Implications of the Rules on bridge design—past and future**. In: BRIDGE AERODYNAMICS. Thomas Telford Publishing, 1981. p. 49-56.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 6123: Forças devidas ao vento em edificações**. Rio de Janeiro, 1988.
- BATTISTA, Ronaldo C.; PFEIL, Michèle S. **Reduction of vortex-induced oscillations of Rio–Niterói bridge by dynamic control devices**. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, v. 84, n. 3, p. 273-288, 2000.
- BILLAH, K. Yusuf; SCANLAN, Robert H. **Resonance, Tacoma Narrows bridge failure, and undergraduate physics textbooks**. American Journal of Physics, v. 59, n. 2, p. 118-124, 1991.
- BLESSMANN, Joaquim. **The boundary layer TV-2 wind tunnel of the UFRGS**. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, v. 10, n. 2, p. 231-248, 1982.
- BLESSMANN, Joaquim. **Aerodinâmica das construções**. 3ª edição. Porto Alegre. Editora da Universidade/UFRGS, 2011. 264p.
- BLESSMANN, Joaquim. **Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento**. 2ª edição. Porto Alegre. Editora da Universidade/UFRGS, 2005. 282p.
- CAMPOS, André M. da S. R. de. **Bridge Aerodynamic Stability – Instability Phenomena and Simplified Models**. Dissertação de Mestrado. Técnico Lisboa, 2014.
- CHEN, Wai-Fah; DUAN, Lian (Ed.). **Bridge engineering handbook**. CRC press, 1999.
- DENIZ, S.; STAUBLI, T. **Oscillating rectangular and octagonal profiles: Interaction of leading- and trailing-edge vortex formations**. Journal of Fluids and Structures, vol. 11, pp.3-31, 1997.
- DESIGN MANUAL FOR ROADS AND BRIDGES. **Design Rules for Aerodynamics Effects on Bridges**. Vol. 1, Seção 3, Parte 3, 2001.
- EUROCODE. **Actions on structures – Part 1-4: General actions – Wind actions**. European Standard EN 1991-1-4:2005.
- FRANZETTI, S.; GRECO, M.; MALAVASI, S.; MIRAUDA, D.; **Flow induced excitation on basic shape structures**. Vorticity and Turbulence Effects in Fluid Structure Interaction: An Application to Hydraulic Structure Design, v. 45, p. 131, 2006.

FUJINO, Yozo; KIMURA, Kichiro; TANAKA, Hiroshi. **Wind resistant design of bridges in Japan: developments and practices**. Springer Science & Business Media, 2012.

HOA, Le Thai. **Reviws on bluff body flow around prisms and girders**. Vietnam National University, 2005.

HOLMES, John D. **Wind loading of structures**. CRC press, 2015.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 2631-1: Mechanical vibration and shock – Evaluation of human exposure to whole-body vibration – Part 1: General requirements**. Switzerland, 1997.

JURADO, J. A.; SANCHEZ, R.; HERNANDEZ, S.; NIETO, F.; KUSANO, I. **A review of cases of vortex shedding excitation in bridges: Sectional models testing**. In: Proceedings of the 7th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications. 2012.

KING, J. Peter C. **The foundation and the future of wind engineering of long span bridges—the contributions of Alan Davenport**. Journal of wind engineering and industrial aerodynamics, v. 91, n. 12-15, p. 1529-1546, 2003.

KOMATSU, S.; KOBAYASHI, H. **Vortex-induced oscillation on bluff cylinders**. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Amsterdam, vol. 6, pp. 335-362, 1980.

LARSEN, Allan; LAROSE, Guy L. **Dynamic wind effects on suspension and cable-stayed bridges**. Journal of Sound and Vibration, v. 334, p. 2-28, 2015.

LIN, Weiwei; YODA, Teruhiko. **Bridge Engineering: Classifications, Design Loading, and Analysis Methods**. Butterworth-Heinemann, 2017.

LOREDO-SOUZA, Acir Mércio; SCHETTINI, E. B. C.; PALUCH, M. J. **Simulação da camada limite atmosférica em túnel de vento**. Turbulência. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas-ABCM, v. 4, p. 137-163.1, 2004.

LOREDO-SOUZA, A. M.; ROCHA, M. M.; NÚÑEZ, G. J. Z.; CARPEGGIANI, E. A.; PALUCH, M. **Estudo em túnel de vento da resposta dinâmica do Complexo Viário Jornalista Roberto Marinho**. 2007.

LOREDO-SOUZA, Acir Mércio; ROCHA, Marcelo Maia; OLIVEIRA, Mario G. K.; SIQUEIRA, Guilherme M.; BÊNIA, Maria C. D.; NÚÑEZ, Gustavo J. Z.; CARPEGGIANI, Elvis A. **Influência da forma do guarda-corpo na resposta dinâmica de pontes à ação do vento**. XXXV Jornadas Sul Americanas de Engenharia Estrutural, Rio de Janeiro, 2012.

MASHNAD, M.; JONES, N. P. **Experimental Study on Vortex-Induced Vibrations of Selected Bluff Sections**. In: Proceedings of the 10th Americas Conference on Wind EngineeringBaton Rouge, USA. 2005.



NAKAMURA, T.; KANEKO, S.; INADA, F.; KATO, M.; ISHIHARA, K.; NISHIHARA, T.; LANGTHJEM, M. A. (Eds.). **Flow-induced vibrations: classifications and lessons from practical experiences**. Butterworth-Heinemann, 2014.

NARITA, N.; YOKOYAMA, K.; SATO, H.; NAKAGAMI, Y. **Aerodynamic characteristics of continuous box girder bridges relevant to their vibrations in wind**. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 29(1-3), 399-408, 1988.

NAUDASCHER, E.; WANG, Y. **Flow-induced vibrations of prismatic bodies and grids of prisms**. *Journal of Fluids and Structures*, v. 7, n. 4, p. 341-373, 1993.

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

NÚÑEZ, Gustavo Javier Zani; LOREDO-SOUZA, Acir Mércio; ROCHA, Marcelo Maia. **Efeitos de interferência devidos à ação do vento em tabuleiros paralelos de pontes – Parte II: Resposta dinâmica frente à ação do vento em tabuleiros**. XXXV Jornadas Sul Americanas de Engenharia Estrutural, Rio de Janeiro, 2012.

OKAJIMA, Atsushi. **Strouhal numbers of rectangular cylinders**. *Journal of Fluid Mechanics*, v. 123, p. 379-398, 1982.

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

ROCHA, M. M. **MRPy - Multivariate Random Processes with Python**. 2018. Disponível em: <<https://github.com/mmaiarocha>>. Acesso em: 14/02/2019.

SCANLAN, Robert H. **Aeroelastic simulation of bridges**. *Journal of Structural Engineering*, v. 109, n. 12, p. 2829-2837, 1983.

SCANLAN, Robert H.; JONES, Nicholas P.; LORENDEAUX, Olivier. **Comparison of taut-strip and section-model-based approaches in long-span bridge aerodynamics**. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, v. 72, p. 275-287, 1997.

SCHEWE, Günter; LARSEN, Allan. **Reynolds number effects in the flow around a bluff bridge deck cross section**. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 74, p. 829-838, 1998.

SHIRAISHI, Naruhito; MATSUMOTO, Masaru. **On classification of vortex-induced oscillation and its application for bridge structures**. In: *Wind Engineering 1983, Part 3B*. 1984. p. 419-430.

SIMIU, Emil; SCANLAN, Robert H. **Wind effects on structures: fundamentals and applications to design**. 1996.

SOCKEL, Helmut (Ed.). **Wind-excited vibrations of structures**. Springer, 1994.

STANDERSKI, Rita. **Ação estática do vento em tabuleiros de pontes: caracterização aerodinâmica em túnel de vento**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

STRØMMEN, Einar. **Theory of bridge aerodynamics**. Springer Science & Business Media, 2010.

TANAKA, H. **Similitude and modelling in wind tunnel testing of bridges**. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, v. 33, n. 1-2, p. 283-300, 1990.

VALLIS, Matthew Bruce. **Investigação experimental em túnel de vento dos efeitos causados por dispositivos aerodinâmicos na resposta de tabuleiros de ponte frente ao desprendimento de vórtices**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2013.

WYATT, T. A.; SCRUTON, C. **A brief survey of the aerodynamic stability problems of bridges**. In: Bridge Aerodynamics. Thomas Telford Publishing, 1981. p. 21-31.

XU, You-Lin. **Wind effects on cable-supported bridges**. John Wiley & Sons, 2013.