

ANÁLISE NUMÉRICA DE SISTEMAS DE CONTROLADORES ATIVOS PARA CONTROLE DE VIBRAÇÕES ESTRUTURAIS INDUZIDAS PELO VENTO

Ribeiro, M.^a, Barbosa, F. S.^b e Hallak, P. H.^c

^a*Doutorando em Modelagem Computacional, Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional, Universidade Federal de Juiz de Fora, Rua José Lourenço Kelmer, Campus Universitário - São Pedro, Juiz de Fora - MG, Brasil, marcelo.ribeiro@engenharia.uffj.br*

^b*Professor Adjunto, Departamento de Mecânica Aplicada e Computacional, Universidade Federal de Juiz de Fora, Rua José Lourenço Kelmer, Campus Universitário - São Pedro, Juiz de Fora - MG, Brasil, flavio.barbosa@uffj.edu.br*

^c*Professora Associada, Departamento de Mecânica Aplicada e Computacional, Universidade Federal de Juiz de Fora, Rua José Lourenço Kelmer, Campus Universitário - São Pedro, Juiz de Fora - MG, Brasil, patricia.hallak@uffj.edu.br*

Palavras Chave: Controle Ativo, Fluidodinâmica Computacional, Vibrações Estruturais Induzidas pelo Vento.

Resumo.

Edifícios, especialmente os mais esbeltos, exigem uma quantidade de análises precisas sobre seu comportamento dinâmico. Tais estruturas são excitadas, entre outras forças, pela ação do vento, causando efeitos indesejáveis, tais como desconforto humano ou até mesmo o colapso estrutural.

Nestes casos, sistemas de controle podem ser utilizados para reduzir a vibração excessiva. Dentre estes sistemas, aqueles que utilizam a resposta dinâmica da estrutura para avaliar as forças de controle, em geral, têm um desempenho satisfatório. No entanto, o uso de sistemas de controle de edifícios requer uma série de testes e simulações, pois um problema em qualquer fase do processo de controle pode transformar um controlador ativo em um excitador, o que, obviamente, não é desejável.

Este trabalho apresenta uma análise numérica de diferentes sistemas de controle ativos para a estrutura de uma torre sujeita a forças dinâmicas do vento. As forças de excitação são obtidas pelo uso da fluidodinâmica computacional (*Computational Fluid Dynamic - CFD*) e as forças de controle são obtidas pela aplicação de três técnicas de controle ativo. Os desempenhos das técnicas de controle utilizados são avaliadas. Essa fase compõe um dos primeiros passos de um projeto de controle estrutural.

1 INTRODUÇÃO

Devido ao crescimento populacional e ao avanço tecnológico na área construtiva, os edifícios vêm apresentando maiores alturas e esbeltez.

Edifícios altos e esbeltos requerem uma análise mais apurada de seu comportamento dinâmico, pois estão sujeitos a movimentos induzidos pelo vento, entre outras forças, que podem causar efeitos indesejáveis e desconforto humano, além de poder levar a estrutura ao colapso.

Um exemplo de estrutura que apresentou comportamento indesejado devido a ação do vento foi a Ponte Tacoma Narrows Bridge, localizada sobre o Estreito de Tacoma, Washington, Estados Unidos. Essa ruiu em 7 de novembro de 1940, apenas poucos meses após a sua inauguração, devido à ação do vento atuando a uma velocidade de aproximadamente 70 km/h na estrutura. A partir de então intensificaram-se estudos sobre os efeitos do vento em edificações (Hallak, 2002).

Os fenômenos ocorridos em decorrência da interação fluido-estrutura vêm sendo amplamente pesquisados. Oliveira (2009) estudou a resposta de edifícios altos frente à ação do vento a partir de ensaios em túnel de vento, onde foi desenvolvido uma balança dinâmica de três graus de liberdade para mensuração dos efeitos de flexo-torção. No mesmo sentido, Vanin et al. (2012) analisaram métodos experimentais para obter a resposta dinâmica de edifícios altos frente à ação do vento. Pfeil et al. (2012), também utilizando simulações numéricas, analisaram o comportamento de edificações flexíveis sob a ação dinâmica do vento turbulento.

Como pode-se observar, o estudo do comportamento de estruturas frente à ação do vento pode ser conduzido através de modelos reduzidos em túnel de vento e, alternativamente, pode ser via fluidodinâmica computacional (CFD), que tem apresentado resultados promissores.

Paralelamente, as simulações computacionais que avaliam o comportamento de sistemas estruturais controlados também têm ganhado espaço em pesquisas recentes. Algoritmos envolvendo controle ativo de estruturas têm sido desenvolvidos e suas aplicações em estruturas reais vêm sendo objeto de estudo de diversos pesquisadores. Cita-se o trabalho de Moutinho (2012) que realizou ampla análise destes sistemas, demonstrando em seu trabalho alguns sistemas aplicados em estruturas reais e a obtenção de ferramentas da análise e dimensionamento de sistemas de controle ativo. Bueno (2007) fez simulações numéricas e experimentais para realizar controle ativo de vibrações em estruturas mecânicas, sendo analisado, ainda, o posicionamento ótimo de atuadores e sensores.

Existem vários métodos disponíveis na literatura para o controle ativo de sistemas dinâmicos. Dentre essas metodologias, aquelas que utilizam a resposta sensoriada da estrutura minimiza incertezas provenientes das características físicas da estrutura ou do carregamento solicitante, uma vez que a forma de atuação depende dessa resposta sensoriada. Esses sistemas são denominados de "Ciclo Fechado" ou "Sistema de Controle Ativo com Retroação".

Neste trabalho serão apresentados três métodos de controle ativo: o **Controle Ótimo** calculado com a minimização de um funcional quadrático, o controle via **Alocação de Polos** e o controle pelo método do **Lugar das Raízes**. Esses métodos são aplicados a um modelo de estrutura e uma comparação entre os desempenhos de cada um deles é avaliada, destacando os prós e contras de cada método de controle, visando contribuir na determinação do melhor método para o controle ativo de vibrações.

Pode-se dizer então que este trabalho apresenta uma análise numérica de diferentes sistemas de controle ativos para a estrutura de uma torre sujeita a forças dinâmicas do vento. As forças de excitação são obtidos pelo uso da CFD e as forças de controle são obtidas pela aplicação de três técnicas de controle ativo. Os desempenhos das técnicas de controle utilizados são avaliadas.

Esta fase compõe um dos primeiros passos de um projeto de controle estrutural.

2 O SISTEMA ESTRUTURAL DINÂMICO

A modelagem de um sistema estrutural, em muitos casos, requer modelos refinados com muitos graus de liberdade. Entretanto, em problemas onde existe o predomínio de uma certa frequência de vibração, modelos simplificados com apenas um grau de liberdade generalizado (1GL) podem fornecer resultados interessantes com um baixo custo computacional.

No presente trabalho, uma vez que seu foco é a avaliação do método de cálculo de forças de controle, adota-se um modelo estrutural com um grau de liberdade para se analisar os algoritmos de controle. Essa estratégia, além de reduzir o esforço computacional das simulações numéricas, permite uma avaliação precisa dos algoritmos de controle, uma vez que o comportamento dinâmico de estruturas obtido através destes sistemas de um grau de liberdade tende a não experimentar problemas numéricos.

O comportamento de um sistema estrutural sujeito a ação de uma fonte de excitação externa pode ser descrito por 3 propriedades físicas: a massa do sistema, a perda de energia mecânica ou amortecimento e sua elasticidade. Para um sistema de 1GL, cada uma destas propriedades é assumida concentrada em um elemento físico, de forma que a representação gráfica deste modelo é apresentado na Figura 1.

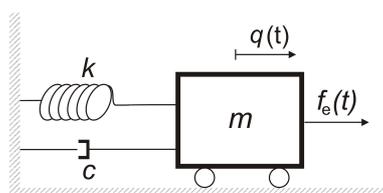


Figura 1: Modelo do sistema massa-mola-amortecedor para 1GL.

Nestes casos, a Equação (1), que representa a equação de movimento de um sistema dinâmico de um GL com amortecimento viscoso com força de controle, pode estar associada a um modelo que simula o comportamento dinâmico de uma estrutura real.

$$m\ddot{q}(t) + c\dot{q}(t) + kq(t) = f_e(t) + f_c(t), \quad (1)$$

onde:

t é o tempo; $q(t)$ é a resposta do sistema em termos de deslocamentos; $\ddot{q}(t) = \left(\frac{d^2q}{dt^2}\right)$; $\dot{q}(t) = \left(\frac{dq}{dt}\right)$; m , c e k são respectivamente a massa, o amortecimento e a rigidez do sistema; $f_e(t)$ é a resultante das forças de excitação e $f_c(t)$ é a força de controle.

2.1 Equações de Estado do Sistema

A Equação (1) pode ser reescrita através de duas equações diferenciais de primeira ordem, chamadas de equações de estado. A essa representação, mostrada na Equação (2), dá-se o nome de espaço de estados.

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{Ax} + \mathbf{Bu}, \\ \mathbf{y} &= \mathbf{Cx} + \mathbf{Du}, \end{aligned} \quad (2)$$

onde: $\mathbf{x}(t) = \begin{bmatrix} q(t) \\ \dot{q}(t) \end{bmatrix}$; $\dot{\mathbf{x}}(t) = \begin{bmatrix} \dot{q}(t) \\ \ddot{q}(t) \end{bmatrix}$; $\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -m^{-1}k & -m^{-1}c \end{bmatrix}$; $\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 \\ m^{-1} \end{bmatrix}$; $\mathbf{C} = 1$; $\mathbf{D} = 0$;
 $\mathbf{u}(t) = f(t)$.

3 SISTEMAS DE CONTROLE ATIVO (SCA)

Neste tipo de sistema, as forças de controle são introduzidas por meio de atuadores tais como macaco hidráulico, motor elétrico, etc, que dependem de uma fonte de energia externa.

Controle de Ciclo Fechado: Esse sistema é chamado de ciclo fechado porque a força de controle $f_c(t)$ é função direta das amplitudes de resposta do sistema estrutural. A força de controle é função da diferença entre um sinal de referência $r(t)$, resposta desejada, e a resposta real $q(t)$, ou seja: $f_c(t) = f_c[r(t) - q(t)]$, conforme representado na Figura 2.

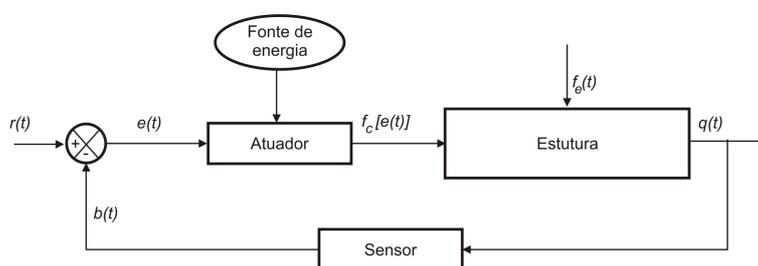


Figura 2: Esquema de Controle Ativo de Ciclo Fechado adaptado de Barbosa (1996).

O SCA com Ciclo Fechado possui as seguintes características:

- a estrutura necessita ser sensoriada para obtenção do sinal de sua resposta real;
- a força de controle é calibrada automaticamente, pois o sensoriamento da estrutura permite a reanálise da medida de erro dada por $e(t) = r(t) - b(t)$, onde $b(t)$ é o sinal sensoriado da estrutura, a cada instante de tempo; e
- a resposta desejada $r(t)$ é programada em função dos níveis de deslocamentos, velocidades e acelerações desejáveis.

Neste trabalho serão estudados três tipos de SCA de ciclo fechado: o Controle Ótimo, o Controle via Alocação de Polos e o Controle pelo Método do Lugar das Raízes, apresentados na sequência.

3.1 Controle Ótimo

O desempenho de um sistema de controle dinâmico é medido segundo alguns critérios de segurança ligados às amplitudes de resposta em termos de deslocamentos; conforto do usuário, relacionados com as amplitudes de velocidade e/ou acelerações; e praticidade, referente a limitações econômicas e/ou físicas na concepção do sistema de controle. Conceitua-se então um controle ótimo como sendo: “A determinação de um controle admissível (f_c) que leve o sistema a um estado desejado $\bar{x}(t)$ e que minimize uma certa medida de desempenho” (Meirovitch, 1990).

A determinação da força de controle ótimo, neste caso, é feita tomando-se como medidas de desempenho as amplitudes dos estados e da própria força de controle atuante em um sistema ativo de malha fechada. A minimização das amplitudes dos estados em um período de tempo

compreendido entre t_0 e t_f pode ser feita tomando-se um funcional quadrático que inclui a parcela relativa às forças de controle como o escrito na Equação (3).

$$J = \int_{t_0}^{t_f} [\mathbf{x}^T(t)\mathbf{Q}\mathbf{x}(t) + \mathbf{f}_c^T(t)\mathbf{R}\mathbf{f}_c(t)]dt, \quad (3)$$

onde J é o funcional a ser minimizado através da determinação da função $\mathbf{f}_c(t)$; \mathbf{Q} e \mathbf{R} são matrizes de ponderação com dimensão $(2n, 2n)$ e (n, n) , respectivamente, sendo n o número de graus de liberdade do sistema.

Para a minimização do funcional J é necessário obter a matriz (\mathbf{P}), que é a solução da Equação Matricial de Riccati dada por:

$$\mathbf{P}\mathbf{A} + \mathbf{A}^T\mathbf{P} - \mathbf{P}\mathbf{B}\mathbf{R}^{-1}\mathbf{B}^T\mathbf{P} + \mathbf{Q} = \mathbf{0}. \quad (4)$$

Após determinar a Matriz de Riccati (\mathbf{P}), com dimensão $(2n, 2n)$, pode-se determinar a Matriz de Ganho da força de controle (\mathbf{G}), que possui dimensão $(n, 2n)$ e é definida da seguinte maneira:

$$\mathbf{G} = -\mathbf{R}^{-1}\mathbf{B}^T\mathbf{P}. \quad (5)$$

A força de controle é dada, então, pela Equação (6).

$$\mathbf{f}_c(t) = \mathbf{G}\mathbf{x}(t). \quad (6)$$

Chega-se, assim, ao controle ótimo do regulador linear com utilização de funcional quadrático. Para maiores detalhes, é sugerida a leitura da referência [Barbosa \(1996\)](#). onde: \mathbf{I} é a matriz identidade.

3.2 Controle via Alocação de Polos

Esta técnica de controle denominada alocação de polos, simplificada, permite que se escolha a dinâmica de operação do sistema desejado através da realimentação de estados, quando o sistema é totalmente controlável ([Ogata, 2003](#)). Matematicamente defini-se que a entrada $u(t)$ da equação de estados, agora, seja:

$$u = -\mathbf{K}\mathbf{x} \quad (7)$$

onde: \mathbf{K} é a matriz de realimentação de estados.

Um sistema será dito controlável no instante t_0 se for possível por meio de um vetor de controle não limitado, transferir o sistema de qualquer estado inicial $\mathbf{x}(t_0)$ para qualquer outro estado, em um intervalo de tempo finito ([Ogata, 2003](#)).

Sendo o sistema totalmente controlável, faz-se necessário, nesta próxima etapa, a determinação da dinâmica de resposta desejada do sistema, como as características transitórias, para a obtenção da matriz de realimentação ou matriz de ganho. As características transitórias mais comumente utilizadas são a sobrelevação e o tempo de estabilização, pois se relacionam diretamente com a frequência natural ω_n e a taxa de amortecimento do sistema ξ . Esses parâmetros são muito úteis para a modelagem de sistemas de 2ª ordem que representam e permitem a compreensão da dinâmica de variados problemas.

De posse destas características determina-se os polos de malha fechada que governarão a dinâmica da estrutura denominada, justificando o nome de polos de malha fechada dominantes. Estes são definidos matematicamente pela seguinte forma:

$$s_{1,2} = -\xi\omega_n \pm i\omega_n\sqrt{1 - \xi^2} \quad (8)$$

A partir da definição dos polos temos como próximo passo calcular a matriz de realimentação (\mathbf{K}), que força o sistema a ter a dinâmica desejada. Existem algumas formas de se determiná-la, como através da fórmula de Ackermann, da matriz de transformação T e do método da substituição direta. Após o cálculo desta matriz e simulação desta no sistema, teremos a resposta desejada, caso o sistema seja totalmente controlável (Ogata, 2003).

3.3 Controle via Lugar das Raízes

O método do lugar das raízes tem como base a representação gráfica dos polos do sistema em malha fechada quando se faz variar o ganho de zero até infinito, tendo sido proposto por W. R. Evans no ano de 1948 e tem sido amplamente utilizado na engenharia de controle.

Esse método permite que as raízes da equação característica sejam representadas graficamente para todos os valores de um parâmetro do sistema. As raízes correspondentes a um valor específico desse parâmetro podem, então, ser localizadas no gráfico resultante. O parâmetro é normalmente o ganho (\mathbf{K}), mas é possível utilizar qualquer outra variável da função de transferência de malha aberta. A menos que se estabeleça o contrário, vamos supor que o ganho da função de transferência de malha aberta seja o parâmetro a ser variado por toda a gama de valores, de zero a infinito.

Utilizando o método do lugar das raízes, o projetista pode prever quais os efeitos da variação do valor do ganho ou da adição de polos de malha aberta e/ou zeros de malha aberta sobre a localização dos polos de malha fechada. Portanto, é desejável que o projetista tenha uma boa compreensão do método de geração do lugar das raízes do sistema de malha fechada, tanto manualmente como por meio computacional (Ogata, 2003).

4 AÇÃO DO VENTO EM ESTRUTURAS

Quando um corpo é imerso em um escoamento bi-dimensional o vento provoca tanto solicitações estáticas, que tem origem nas pressões médias provocadas pelo vento, como dinâmicas, que podem ter origem inercial, elástica ou aerodinâmica. As forças estáticas induzidas pelo vento sobre uma edificação são devidas à velocidade média do vento e aos turbilhões existentes, sujeitando esta estrutura a forças de arrasto (F_A na direção longitudinal ao vento), forças de sustentação (F_S na direção transversal ao vento) e a um momento torsor (T). A Figura 3(a) ilustra as forças originárias quando um corpo encontra-se em um escoamento uniforme.

A Figura 3(b), adaptada de Balendra (1993), apresenta coeficientes de arrasto para corpos de seção retangular, variando-se a relação comprimento/largura. Pode-se notar a separação do escoamento que ocorre nos cantos a barlavento¹. Próximo das zonas onde ocorre a separação do escoamento, fortes tensões de cisalhamento impõem movimentos rotacionais às partículas do fluido, formando vórtices discretos. Para seções alongadas, as linhas de escoamento que se separam nos cantos a barlavento se religam ao objeto, formando, assim, uma esteira mais estreita, o que diminui o arrasto.

Vibrações também são causadas devido ao desprendimento alternado de vórtices, ou seja, ocorrem oscilações causadas pelas forças periódicas transversais devidas ao desprendimento de

¹É o lado de onde sopra o vento.

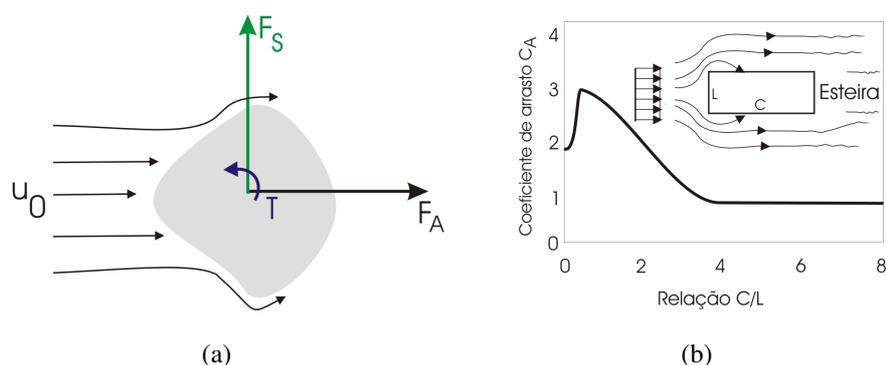


Figura 3: 3(a) Forças de arrasto e sustentação e momento torsor em um corpo imerso em um escoamento uniforme, extraído de Balendra (1993), sendo T = torsor, F_A = Força de arrasto e F_S = Força de sustentação e 3(b) Coeficientes de arrasto de corpos de seção retangular variando a relação C/L (Balendra, 1993).

vórtices, principalmente quando a frequência de desprendimento de um par de vórtices entra em ressonância com uma das frequências naturais da edificação. Em adição, como essas forças transversais não são produzidas necessariamente sobre o centro de gravidade da seção, elas também podem gerar momentos alternados, o que pode resultar em movimentos de rotação com grandes amplitudes (Blessmann, 2005).

4.1 Vibrações Induzidas por Vorticidade

Os vórtices são pequenos turbilhões na esteira do fluxo causado pelo deslocamento da camada limite da superfície do corpo e são denominados de esteiras de Kármán, em homenagem ao pesquisador Theodore von Kármán (1881 - 1963). A Figura 4 é uma ilustração deste fenômeno para diversos perfis não aerodinâmicos.

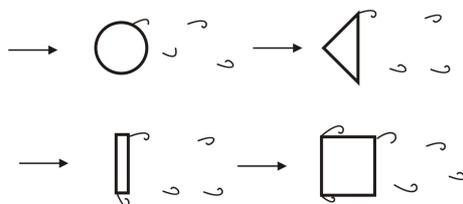


Figura 4: Vórtices de Van Kármán, extraído de adaptado de Hallak (2002) apud Blessmann (1998).

A formação do vórtice ocorre quando o gradiente de velocidade dentro da camada limite, associado à geometria do corpo imerso no fluido, promove separação dessa mesma camada limite. Em cilindro de seção circular é difícil estudar a localização exata do ponto de deslocamento, pois este depende de uma série de fatores, tais como: rugosidade do objeto, velocidade do escoamento etc. Para corpos contendo arestas vivas, que é o caso da maioria dos edifícios, a posição do deslocamento se dá em uma ou algumas arestas.

Esses vórtices desprendem-se aleatoriamente ou de forma alternada, dependendo do número de Reynolds² (Re). A frequência de desprendimento de vórtices alternados depende do número

²Número ou módulo de Reynolds é um número adimensional usado em mecânica dos fluidos para o cálculo do regime de escoamento de determinado fluido sobre uma superfície.

adimensional de Strouhal definido por:

$$St = \frac{f_s D}{u_0}, \quad (9)$$

onde f_s é a frequência de desprendimento de um par de vórtice; D é a dimensão do corpo perpendicular à direção do vento e u_0 é a velocidade relativa do vento. O número de Strouhal depende da forma da seção, do seu acabamento superficial e do número de Reynolds.

Os vórtices gerados, ilustrados na Figura 4, originam forças periódicas oblíquas em relação à direção do vento médio. Considerando suas componentes, as forças alternadas na direção vento (forças de arrasto) ocorrem na frequência do desprendimento individual de vórtice ($2f_s$), enquanto que as forças alternadas na direção transversal ao vento (força de sustentação) ocorrem na frequência do desprendimento de cada par de vórtice (f_s). As componentes das forças tendem a produzir oscilações nas direções em que agem. Entretanto, a força na direção do vento, embora possa representar uma importante carga estática, apresenta flutuação pequena em comparação com a força na direção transversal ao vento (Hallak, 2002).

Para corpos flexíveis com amortecimento estrutural pequeno poderá aparecer oscilação transversal considerável sempre que a frequência de desprendimento de um par de vórtice (f_s) coincidir ou ficar próxima de uma das frequências naturais da estrutura (f_n). Define-se então velocidade crítica como sendo aquela para a qual $f_s = f_n$ ou seja:

$$U_{crit} = \frac{f_n D}{St}. \quad (10)$$

Uma característica deste fenômeno é a chamada captura ou sincronização do desprendimento de vórtice na frequência (*lock-in*) na frequência natural de oscilação por flexão da estrutura, que ocorre na faixa de velocidades u_o para qual as amplitudes de vibração são significativas.

4.2 Ferramentas para Análise Aeroelástica

O comportamento das estruturas sujeitas aos fenômenos aeroelásticos pode ser analisado através de ensaios experimentais de modelos reduzidos em túnel de vento ou a partir de modelos simplificados, lineares ou não lineares, de um, dois ou mais graus de liberdade generalizados, na forma:

$$\begin{aligned} m\ddot{x} + c_x\dot{x} + k_x x &= F(x, \dot{x}, q, \dot{q}, \theta, \dot{\theta}), \\ m\ddot{q} + c_y\dot{q} + k_y q &= F(x, \dot{x}, q, \dot{q}, \theta, \dot{\theta}), \\ I_\theta\ddot{\theta} + c_\theta\dot{\theta} + k_\theta\theta &= M(q, \dot{q}, \theta, \dot{\theta}), \end{aligned}$$

onde x , y e θ representam, respectivamente, as amplitudes de deslocamento associadas a modos de flexão lateral, flexão vertical e torção; m e I_θ são a massa e o momento de inércia de massa, respectivamente, c é o amortecimento e k as respectivas rigidez.

Nestes modelos as forças generalizadas podem depender ou não do movimento da estrutura e são funções da velocidade do vento u_0 e da massa específica do ar ρ .

No caso de fenômenos auto-excitados como instabilidade dinâmica (*flutter*) e vibração por vorticidade, os coeficientes das variáveis de movimento ($x, \dot{x}, q, \dot{q}, \theta, \dot{\theta}$) são denominados coeficientes aeroelásticos, pois dependem da frequência de oscilação. Quando as forças devidas ao vento não dependem do movimento da estrutura os coeficientes são denominados aerodinâmicos.

Tradicionalmente, estes coeficientes são obtidos a partir de ensaios em túnel de vento de modelos reduzidos. Alternativamente, tem sido proposta a utilização de técnicas recentes em fluidodinâmica computacional ou mecânica dos fluidos computacional (CFD), para a determinação dos mencionados coeficientes aerodinâmico e aeroelásticos. Este estudo enquadra-se na chamada engenharia de vento computacional (*Computational Wind Engineering- CWE*), derivada de métodos numéricos usuais de outros campos da mecânica dos fluidos.

De uma forma geral, neste campo de estudo, inúmeras são as possibilidades de situações que se pode analisar e diversos são os tratamentos e os procedimentos utilizados, que compreendem, desde a modelagem física até as técnicas numéricas.

No trabalho proposto por [De Sampaio et al. \(2004b\)](#) a análise numérica adotou uma abordagem abrangendo questões relevantes tais como o caráter incompressível do escoamento e os diferentes conjuntos de variáveis dependentes utilizados para escrever as equações governantes de Navier-Stokes. Quando a descrição adotada utiliza as variáveis primitivas de velocidade e pressão, por exemplo, surgem outras questões numéricas relevantes: a discretização de problemas fortemente convectivos e incompatibilidade entre as interpolações do campo de velocidade e pressão. Neste contexto, o uso dos chamados métodos estabilizados, como os propostos por [Hughes et al. \(1986\)](#), são de fundamental importância para a obtenção de soluções estáveis.

4.2.1 Simulação numérica de interação fluido-estrutura

Em consonância com a tendência de utilização de métodos computacionais para análise de fenômenos aerodinâmicos e aeroelásticos em estruturas e seguindo a mesma metodologia proposta por [De Sampaio et al. \(2004b\)](#), este trabalho aplica a CFD para a análise de estruturas esbeltas do tipo torres altas. Todavia, na utilização da CFD para estruturas civis, um dos principais desafios diz respeito à modelagem numérica da turbulência. Isto porque o número de Reynolds, parâmetro aerodinâmico adimensional que define a transição entre escoamentos laminares e turbulentos, normalmente atinge valores elevados. Dentre os caminhos para a modelagem da turbulência do vento destaca-se a chamada simulação das grandes escalas (*Large Eddy Simulation - LES*), adotada na pesquisa. Nesta, as equações de Navier Stokes são filtradas e as escalas maiores são resolvidas pela discretização do modelo, enquanto as pequenas, não resolvíveis, são modeladas por meio de uma formulação estabilizada em elementos finitos e técnicas adaptativas no espaço e no tempo.

Outra preocupação diz respeito ao movimento relativo da estrutura, onde as equações de movimento estão descritas no referencial Lagrangiano, em relação ao fluido, em que as equações de equilíbrio, que são as de Navier Stokes, estão descritas no referencial Euleriano. Para compatibilizar os movimentos do fluido e da estrutura adota-se, portanto, um referencial misto conhecido como referencial lagrangiano-euleriano arbitrário (*Arbitrary Lagrangian-Eulerian - ALE*).

Em resumo, as técnicas computacionais em CFD consistem em discretizar as equações de Navier Stokes. O problema é definido em um domínio Ω com contorno Γ contendo n dimensões no espaço Euclidiano. Na forma não conservativa, ou seja, utilizando as variáveis primitivas de pressão e velocidade, usando a convenção do somatório $a = 1, \dots, n$ e $b = 1, \dots, n$. e no referencial ALE, essas equações assumem a forma:

- Equação de conservação de quantidade de movimento:

$$\rho \left[\frac{\partial u_a}{\partial t} + (u_b) \frac{\partial u_a}{\partial x_b} \right] - \frac{\partial \tau_{ab}}{\partial x_b} + \frac{\partial p}{\partial x_a} = f_a, \quad (11)$$

- Equação de conservação de massa:

$$\frac{\partial \rho u_a}{\partial x_a} = 0. \quad (12)$$

Nestas equações a tensão viscosa é $\tau_{ab} = \mu(\partial u_a/\partial x_b + \partial u_b/\partial x_a)$, a densidade do fluido é indicada por ρ e as variáveis dependentes são os campos de velocidade u e pressão p .

Na Equação (11) o termo entre colchetes é a derivada total de u_a em relação ao tempo. Introduzindo a velocidade w_b , esta equação pode ser escrita como:

$$\frac{\partial u_a}{\partial t} + (u_b) \frac{\partial u_a}{\partial x_b} = \frac{du_a}{dt} + (u_b - w_b) \frac{\partial u_a}{\partial x_b}, \quad (13)$$

que leva para a equação no referencial ALE na seguinte forma:

$$\rho \left[\frac{du_a}{dt} + (u_b - w_b) \frac{\partial u_a}{\partial x_b} \right] - \frac{\partial \tau_{ab}}{\partial x_b} + \frac{\partial p}{\partial x_a} = f_a. \quad (14)$$

A velocidade $\mathbf{v} = \mathbf{u} - \mathbf{w}$ é a velocidade convectiva aparente, onde \mathbf{w} é a velocidade de referência do observador. A derivada no tempo da Equação (11) é a derivada no tempo vista por este observador que se move com esta velocidade \mathbf{w} . A velocidade \mathbf{w} é definida convenientemente com o objetivo de ajustar a transição entre o referencial Euleriano, distante do corpo em movimento e onde $\mathbf{w} = 0$, e o Lagrangiano, na superfície do corpo onde $\mathbf{w} = \mathbf{u}$. O fluido, devido ao efeito da viscosidade, é aderente a superfície do corpo onde a velocidade é nula.

Utilizando coordenadas bidimensionais com $u_1 = u$, $u_2 = v$ e $x_2 = y$ a Equação (11) terá a forma:

$$\rho \left[\frac{du}{dt} + (u - w_x) \frac{\partial u}{\partial x} + (v - w_y) \frac{\partial u}{\partial y} \right] - \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) + \frac{\partial p}{\partial x} = f_x, \quad (15)$$

$$\rho \left[\frac{dv}{dt} + (u - w_x) \frac{\partial v}{\partial x} + (v - w_y) \frac{\partial v}{\partial y} \right] - \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) + \frac{\partial p}{\partial y} = f_y. \quad (16)$$

A estrutura exposta ao fluxo é livre para mover-se na direção vertical y , mas o seu movimento é restringido na direção x . A rotação é também restringida. Assim, a estrutura é de um grau de liberdade, na equação de movimento é descrita como:

$$m \frac{d^2 h}{dt^2} + c \frac{dh}{dt} + kh = F_L, \quad (17)$$

onde m , c e k são a massa, coeficientes de amortecimento e rigidez por unidade de comprimento, respectivamente, e h é o deslocamento vertical. A força F_L representa a componente de força resultante do fluido sobre a superfície do corpo na direção transversal ao vento y e é responsável pela ligação dinâmica entre o fluido e o corpo rígido em movimento. Esta força é calculada a partir da integração da tensão de viscosidade e componentes de pressão, obtidas do fluido, ao longo da superfície do corpo na direção vertical principal:

$$F_L = - \int_{\Gamma_C} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) n_x + 2\mu \frac{\partial v}{\partial x} n_x - p n_y \right] d\Gamma, \quad (18)$$

onde \mathbf{n} é o vetor normal unitário na interface fluido-sólido (apontando do fluido ao sólido).

Para a descrição ALE do problema de interação fluido-estrutura adotou-se a proposta apresentada por [Nomura e Hughes \(1992\)](#), que define uma região externa Euleriana para o fluido

longe da estrutura, uma região de transição, entre a região Euleriana e a estrutura, descrita no referencial ALE, e uma descrição Lagrangiana na interface fluido-sólido. Estas regiões estão representados na Figura 5.

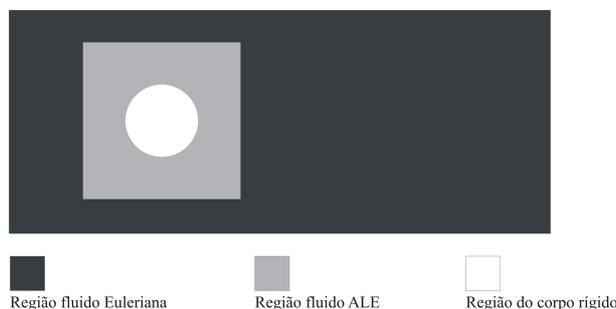


Figura 5: Divisão do problema no domínio em Euleriana, ALE e região do corpo rígido.

Vale a pena notar que a velocidade da malha deve variar entre zero, na região Euleriana, e a velocidade da estrutura na interface fluido-sólido. Aqui, no entanto, por causa de uma estratégia de remalhagem baseada no refinamento de uma malha grossa do fundo, não só a malha corrente computacional deve ser deslocada, mas também a malha de plano de fundo que será utilizada para remalhagem. O algoritmo de Laplace é usado em ambos os casos para determinar uma transição suave e gradual de velocidade de malha (e posição).

As equações de Navier-Stokes 11 e 12 são discretizadas de acordo com a formulação estabelecida de elementos finitos de [De Sampaio et al. \(2004a\)](#). A derivação é apenas esboçada aqui e o leitor é remetido para a obra original para mais detalhes.

A formulação é obtida a partir da minimização de mínimos quadrados da equação de conservação da quantidade de movimento em relação à velocidade e à pressão. Na simulação bidimensional (2D), elementos triangulares foram utilizados para aproximar os campos de velocidade e de pressão. Uma equação de continuidade-pressão, aplicando o balanço de massa, é obtida combinando a aproximação Galerkin padrão da equação de continuidade com a minimização do impulso quadrado residual em relação aos graus de liberdade de pressão. Esta tem a forma de uma equação de Poisson que evita as limitações associadas com a condição de estabilidade Babuska-Brezzi, permitindo o uso de interpolação de ordem igual para velocidade e pressão na formulação.

Considerando-se que os campos discretizados são escritos em termos de funções de forma, o método tem a forma de uma aproximação residual ponderada de Petrov-Galerkin da equação de movimento, utilizando a velocidade aparente convectiva $\mathbf{v} = \mathbf{u} - \mathbf{w}$ ([De Sampaio e Coutinho, 1999](#)).

O avanço de tempo segue um esquema segregado. A pressão é calculada primeiramente, e, em seguida, os novos componentes de velocidade são atualizados.

5 APLICAÇÃO

A estrutura analisada possui de 330 metros de altura e é composta por um prédio em estrutura de concreto, o qual apresenta em sua cota 305 uma torre metálica de seção quadrada com lado de 5 metros. As análises basearam-se nessa torre metálica. A Figura 6 a ilustra e suas propriedades dinâmicas são:

$m = 997,99 \text{ kg/m}$; $k = 33.920,33 \text{ kN/m}$; $c = 564,46 \text{ kN.s/m}$; $\xi = 4\%$; $f_1 = 0,93 \text{ Hz}$;
onde m é a massa por unidade de comprimento, k é a constante de rigidez, c é o coeficiente de amortecimento, ξ é a taxa de amortecimento da estrutura e f_1 é a primeira frequência natural.

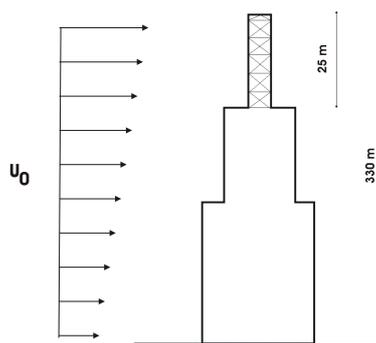


Figura 6: Modelo de torre utilizada na análise.

A análise é feita simulando o movimento da célula superior desta torre. Através da fórmula modal do deslocamento desta torre, pode-se obter os deslocamentos dos demais pontos da mesma.

As propriedades do fluido, considerado incompressível e viscoso, utilizadas foram:

$$\rho = 1,25 \text{ kg/m}^3 \text{ e } \mu = 1,01 \times 10^{-5} \text{ kg/m.s};$$

onde ρ é a massa específica do fluido e μ é a viscosidade absoluta, ambas em condições normais de temperatura e pressão.

5.1 Estudos preliminares - Análise aerodinâmica

No intuito de analisar as vibrações induzidas pelo vento em estruturas foram idealizadas adaptações na estrutura apresentada por [Basu e Vickery \(1983\)](#), que serviu de referência para os estudos realizados via CFD e sistemas de controle.

Um dos grandes objetivos destes estudos preliminares é a determinação de parâmetros que permitam construir um modelo aeroelástico da estrutura e, numa etapa posterior, analisar este modelo aeroelástico com controle de vibrações.

As análises aerodinâmicas foram adimensionalizadas em termos das escalas de referência. A escala de referência de comprimento foi a aresta da estrutura, denominada de D no presente trabalho. A velocidade de referência do vento u_0 é a escala de referência de velocidade, ρu_0^2 é a escala de referência de pressão. O tempo é adimensionalizado em relação à D/u_0 .

Considerando o modelo aerodinâmico bidimensional, a Figura 7 apresenta o domínio computacional adotado. Uma velocidade uniforme com componentes $u_1 = u_0$ e $u_2 = 0$ é prescrita na face AB. Os subíndices 1 e 2 referem-se aos eixos horizontal e vertical, coincidentes com as direções x e y , respectivamente, do corpo. Nas faces AC e BD, impõe-se a condição $u_2 = 0$ e na face CD, prescrevem-se os valores de tensão de superfície livre na direção y e pressão nula. Na superfície impermeável do corpo, obedece-se à condição de não deslizamento, fazendo $u_1 = 0$ e $u_2 = 0$.

Os limites externos foram adotados com base no trabalho desenvolvido por [Sohankar \(2008\)](#).

Na simulação desta etapa, manteve-se a estrutura em repouso e foi obtida a resposta no tempo do coeficiente de sustentação (C_l). De acordo com a teoria apresentada na Seção 4.1, estimou-se a frequência de desprendimento de vórtices que, na forma adimensional e de acordo com a Equação (9), é conhecida como o número de Strouhal. Obteve-se, portanto, a velocidade crítica do vento de acordo com a Equação (10). Com estas informações, pôde-se: construir o modelo dinâmico da segunda etapa, denominada de aeroelástica, obter os deslocamentos no domínio do tempo e aplicar o sistema de controle.

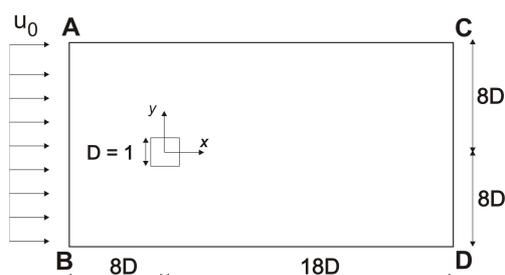


Figura 7: Modelo aerodinâmico bidimensional.

O número de Strouhal obtido do espectro de C_l foi de 0,12. Sabendo-se que a frequência natural da estrutura é de 0,93 Hz, estimou-se a velocidade crítica do vento (U_{crit}) de aproximadamente 139,18 km/h.

5.2 Análise aeroelástica

A velocidade crítica de 139,18 km/h, obtida da etapa anterior, é aplicada ao modelo dinâmico, onde o movimento na direção transversal ao vento foi liberado, sendo utilizada análise de 1GL.

Para o controle via Alocação de Polos foi realizada simulação com escolha de sobrelevação igual a 20% e tempo de estabilização igual a metade do período da estrutura. Esses parâmetros resultaram em um vetor de Realimentação $\mathbf{k} = (0,002 \quad 19,9465)$.

Já para o Controle Ótimo foi utilizada a matriz de ponderação $\mathbf{Q} = 10^4 \mathbf{I}_{(2n,2n)}$ e $\mathbf{R} = \mathbf{I}_{(2n,2n)}$. E para o controle via Lugar das Raízes foi utilizada a décima primeira raiz, que corresponde ao ganho $k = 161,73$. A Figura 8 ilustra a comparação dos deslocamento obtidos com a aplicação desses sistemas de controle com o obtido sem aplicação de sistema de controle.

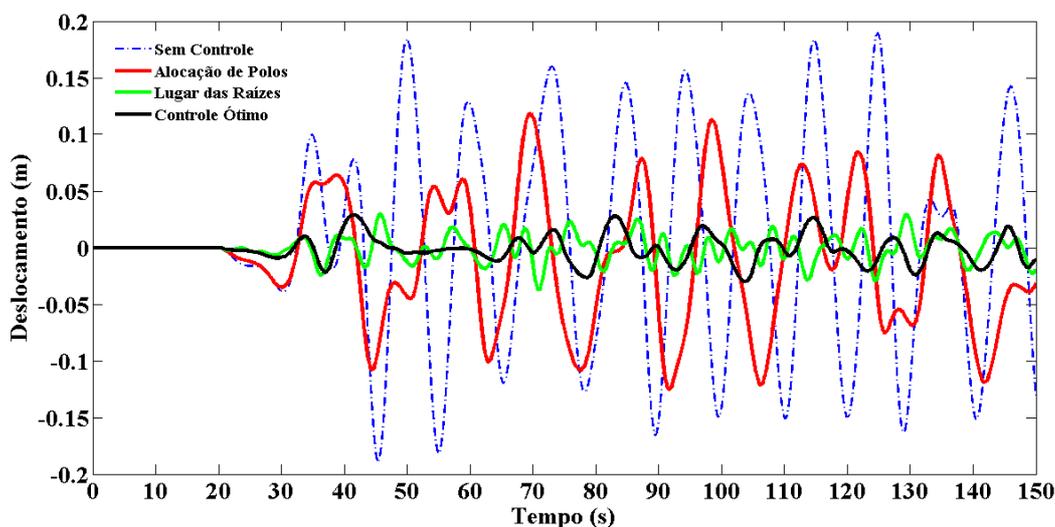


Figura 8: Deslocamentos obtidos para o modelo de estrutura sem sistema de controle e controlado pelos sistemas propostos.

6 ANÁLISE DOS RESULTADOS E CONCLUSÃO

Conforme exposto, o sistema controlado via Controle Ótimo apresentou menores amplitudes de vibrações em relação aos sistemas controlados via Alocação de Polos e Lugar das Raízes. A Tabela 1 apresenta as RMS de magnitude de força por unidade de comprimento de cada sistema de controle utilizado. A análise da magnitude da força de controle se faz necessária, uma vez que a exequibilidade do projeto encontra-se limitada na força externa disponível a ser aplicada para realizar o controle.

Sistema de Controle	RMS Força de Controle (kN/m)	RMS Deslocamento da Estrutura (m)
Sem Controle	-	0,1004
Alocação de Polos	0,06	0,0633
Controle Ótimo	1,52	0,0122
Lugar das Raízes	2,06	0,0120

Tabela 1: RMS das magnitudes de força por unidade de comprimento e deslocamentos para cada sistema de controle utilizado.

Pela Tabela 1 verifica-se que:

- a RMS da força de controle obtida quando utilizado o método de Alocação de Polos foi de 0,06 kN/m, a menor de todas as obtidas. Todavia, dentre os sistemas utilizados, retornou a maior amplitude de vibração controlada.
- o sistema controlado via Controle Ótimo necessitou de força de controle (RMS) de 1,52 kN/m e retornou menores amplitudes de vibração que o de Alocação de Polos e com magnitude de deslocamento próxima ao obtido pelo Método do Lugar das Raízes.
- O método do Lugar das Raízes, embora tenha obtido amplitude de vibração em magnitude próxima ao obtido pelo método de Controle Ótimo, necessitou de uma força de controle (RMS) maior dentre os analisados.

Entende-se, portanto, que o Controle Ótimo apresenta melhores resultados para controle de vibrações estruturais induzidas pela ação do vento, visto que a força de controle necessária é exequível estruturalmente e leva à estrutura a baixa amplitude de vibração.

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer: CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico); UFJF (Universidade Federal de Juiz de Fora); FAPEMIG (Fundação de Amparo a Pesquisa do Estado de Minas Gerais) e CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo apoio financeiro.

REFERÊNCIAS

- Balendra T. *Vibration of buildings to wind and earthquake loads*. London: Springer-Verlag, 1993.
- Barbosa F. *Controle Ativo Modal de Vibrações Estruturais*. Tesis de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 1996.
- Basu R. e Vickery B. Across-wind vibrations of structure of circular cross-section. part ii. development of a mathematical model for full-scale application. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 12(1):75–97, 1983.
- Blessmann J. *Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento*. Editora da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1998.
- Blessmann J. *Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento*. Editora da UFRGS, 2005.
- Bueno D. *Controle Ativo de Vibrações e Localização Ótima de Sensores e Atuadores Piezoelétricos*. Tesis de Doutorado, Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho. São Paulo/SP - Brasil, 2007.
- De Sampaio P. e Coutinho A. Simulation of free and forced convection incompressible flows using an adaptive parallel vector finite element procedure. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 29:289–309, 1999.
- De Sampaio P., Hallak P., Coutinho A., e Pfeil M. A stabilized finite element procedure for turbulent fluid-structure interaction using adaptive time-space refinement. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 44(6):673–693, 2004a. Cited By (since 1996) 20.
- De Sampaio P.A., Hallak P.H., Coutinho A.L., e Pfeil M.S. A stabilized finite element procedure for turbulent fluid–structure interaction using adaptive time–space refinement. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 44(6):673–693, 2004b.
- Hallak P. *Parâmetros aeroelásticos para pontes via fluidodinâmica computacional*. Tesis de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2002.
- Hughes T., Franca L., e Ballestra M. A new finite element formulation for computational fluid dynamic: V. circumventing the babuska-brezzi condition: A stable petrov-galerkin formulation for stokes problem accommodating equal-order interpolation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 59:85–99, 1986.
- Meirovitch L. *Dynamics and Control of Structure*. John Wiley & Sons, New York, 1990.
- Moutinho C. *Controlo de vibrações em estruturas de engenharia civil*. Tesis de Doutorado, Universidade do Porto, 2012.
- Nomura T. e Hughes T. An arbitrary lagrangian-eulerian finite element method for interaction of fluid and a rigid body. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 95(1):115–138, 1992.
- Ogata K. *Engenharia de controle moderno. 4ª edição*, Pearson Prentice Hall, 2003.
- Oliveira M. *Desenvolvimento de uma balança dinâmica de três graus de liberdade para estudo dos efeitos de flexo-torção em edifícios altos submetidos à ação do vento*. Tesis de Doutorado, Universidade Federal de Rio Grande do Sul, 2009.
- Pfeil M., Junior S., Conceição R., e Battista R. Edificações flexíveis sob a ação dinâmica do vento turbulento. *Jornadas Sul Americanas de Engenharia Estrutural*, 2012.
- Sohankar A. Large eddy simulation of flow past rectangular-section cylinders: Side ratio effects. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, 96(5):640–655, 2008.
- Vanin D., Oliveira M., Loredou-Souza A., e Rocha M. Resposta dinâmica de edifícios altos frente à ação do vento: comparação de técnicas experimentais em túnel de vento. *Jornadas Sul Americanas de Engenharia Estrutural*, 2012.