

Aerodynamic effects on a high slenderness concrete chimney

Efeitos aerodinâmicos em uma chaminé de concreto armado de elevada esbeltez

A. M. LOREDO-SOUZA ^a

acir@ufrgs.br

<https://orcid.org/0000-0002-6648-8315>

M. M. ROCHA ^a

mmrocha@ufrgs.br

<https://orcid.org/0000-0001-5640-1020>

M. G. K. OLIVEIRA ^b

mgklausoliveira@terra.com.br

<https://orcid.org/0000-0001-8014-9160>

P. GRALA ^a

pedro@egrala.com.br

<https://orcid.org/0000-0001-8570-6683>

Abstract

This paper presents the results of a theoretical-experimental study on the aerodynamic behavior of a 150m high, slenderness 30, concrete chimney. For the wind tunnel tests two scaled models were built: one rigid for the measurement of the external pressures, and other aeroelastic, in which the main dynamic characteristics of the real structure were reproduced. The dynamic response under atmospheric turbulence (along-wind direction) is described in the paper and is compatible with the methodology of the Brazilian wind code NBR-6123. A brief analysis of the transversal response due to vortex shedding is presented according to the Canadian Wind Code NBCC. It is observed that, due to the low frequency of the structure, the dynamic approach leads to results significantly larger than those obtained from applying the conventional static approach of gust wind speed. The presence of the neighborhood have increased the loads on the structures.

Keywords: wind, chimneys, dynamic response, wind tunnel, aeroelastic modeling.

Resumo

Este trabalho apresenta os resultados da determinação teórico-experimental do comportamento aerodinâmico de uma chaminé esbelta de concreto armado, com 150m de altura e esbeltez 30. Foram construídos dois modelos reduzidos: um rígido para medição das pressões e outro aeroelástico, reproduzindo as principais características dinâmicas da estrutura real. A resposta dinâmica à turbulência atmosférica é descrita no trabalho, compatível com a metodologia da NBR-6123. Também é apresentada uma análise da resposta transversal ao desprendimento de vórtices, segundo o método da Norma Canadense NBCC. Devido à baixa frequência fundamental da estrutura, o método dinâmico conduz a esforços significativamente maiores do que aqueles obtidos com o método estático convencional de velocidade de rajada. Observa-se também que a presença da vizinhança influenciou negativamente os resultados, majorando os esforços atuantes nas estruturas.

Palavras-chave: vento, chaminés, resposta dinâmica, túnel de vento, modelagem aeroelástica.

^a Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Laboratório de Aerodinâmica das Construções, Porto Alegre, RS, Brasil;

^b Vento-S Consultoria em Engenharia do Vento Ltda., Porto Alegre, RS, Brasil.

Received: 11 Jan 2018 • Accepted: 30 Jul 2018 • Available Online:

 This is an open-access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution License

1. Introdução

Para o projeto adequado de chaminés esbeltas de concreto armado é de fundamental importância o correto conhecimento do comportamento da estrutura sob ação do vento. Este se dá em duas etapas: a primeira está relacionada com a consideração dos efeitos estáticos do vento sobre a estrutura, devendo-se levar em conta as peculiaridades aerodinâmicas deste tipo de edificação; já a segunda etapa refere-se à consideração dos efeitos dinâmicos, sendo as características dinâmicas da estrutura fundamentais na determinação de sua resposta frente à ação do vento.

A noção de que uma estrutura esbelta tem comportamento predominantemente dinâmico, e que responde às parcelas flutuantes das forças devidas à turbulência atmosférica e ao desprendimento de vórtices é relativamente recente, sendo considerado em códigos normativos apenas a partir de 1970. Antes disso, torres e edifícios eram projetados como estruturas rígidas. As amplificações dinâmicas, até então desconsideradas, eram mascaradas e suprimidas pelos generosos fatores de segurança considerados em projeto. Entretanto, devido ao aumento da esbelteza e à busca por economia, os problemas associados aos efeitos dinâmicos tornaram-se mais evidentes (Daly [1]).

O estudo das vibrações transversais em estruturas rombudas é bastante complicado, pois envolve a interação entre tópicos complexos da mecânica dos fluidos e estrutural, tais como escoamento em torno de corpos não aerodinâmicos e toda a gama de fatores que interferem na resposta desse tipo de estrutura. Estes consistem na distribuição de pressões médias e flutuantes, na rugosidade superficial, na turbulência do escoamento, nos efeitos de tridimensionalidade e, finalmente, na interação fluido-estrutura. Além disso, deve-se considerar a variação da velocidade do vento com a altura sobre o terreno e a existência de forças resultantes do movimento da estrutura.

Apesar deste tipo de estrutura ser considerado simples dos pontos de vista estrutural e aerodinâmico, a determinação confiável da resposta é um dos problemas mais complicados da Engenharia do Vento. Diversos pesquisadores vêm estudando esses fenômenos ao longo dos anos, buscando uma abordagem que consiga unir todos os tópicos que envolvem o mecanismo de vibração por desprendimento de vórtices. Entretanto, apesar dos esforços, os modelos existentes para a verificação da resposta da estrutura são de caráter empírico. Atualmente, existem alguns modelos e métodos para dimensionar estruturas de seção circular frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices, mas com muitas limitações. No caso de seções quadradas e retangulares, as metodologias são ainda mais escassas.

Os dois modelos mais bem aceitos pela comunidade de Engenharia do Vento para o caso da seção circular surgiram na década de 1980. O primeiro modelo (Vickery e Basu [2], [3], [4]; Basu e Vickery [5]), desenvolvido na Universidade de Western Ontario, no Canadá, considera os efeitos da interação fluido-estrutura incorporando o conceito de amortecimento aerodinâmico negativo. Já o segundo modelo (Ruscheweyh, [6]), desenvolvido na Universidade de Aachen, na Alemanha, considera que as forças equivalentes devidas ao desprendimento de vórtices ocorrem em um determinado comprimento de correlação. Ambos os modelos foram utilizados como base para diversos procedimentos normativos.

Apesar de serem modelos empíricos e repletos de inconsistências, as pesquisas em relação à seção circular praticamente pararam nos últimos anos, sendo mais estudado o fenômeno de desprendimento de vórtices em estruturas de seção quadrada e retangular, particularmente por apresentarem um comportamento aerodinâmico mais previsível. Bênia [7] estudou os efeitos da influência de 18 diferentes vizinhanças em edifícios retangulares, observando suas respostas transversais, torcionais e longitudinais. Tamura *et al.* [8] apresentaram características das correlações das componentes das forças do vento em edifícios, trajetórias dos edifícios no plano, e combinações de carregamentos. Mannini *et al.* [9] estudaram a interação entre as vibrações induzidas por vórtices e por galope em estruturas retangulares, concluindo que a seção retangular mais propensa a sofrer os efeitos dinâmicos é a de 3/2. Dongmei *et al.* [10] fizeram uma análise aeroelástica e aerodinâmica dos efeitos de interferência em edifícios altos, mais especificamente um estudo de caso do *Shanghai World Financial Center*, o sétimo mais alto edifício do mundo, com 492 m de altura. Este trabalho tem por objetivo trazer à comunidade científica uma contribuição visando ao preenchimento do hiato existente no conhecimento referente à interação vento-estrutura para seções circulares. Para tanto, foi desenvolvido um estudo teórico-experimental do comportamento aerodinâmico de uma chaminé esbelta de concreto armado, com 150m de altura, já construída no Brasil. Foram realizados extensivos ensaios em túnel de vento, bem como uma análise teórica com metodologias disponíveis na literatura especializada. Para o ensaio em túnel de vento foram construídos dois modelos reduzidos: um modelo rígido para medição das pressões e correspondentes coeficientes aerodinâmicos, e outro modelo aeroelástico, reproduzindo as principais características dinâmicas da estrutura real.

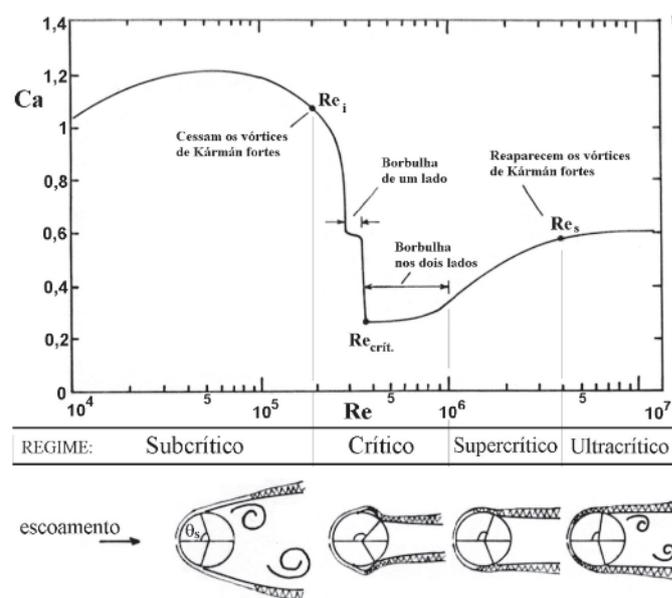


Figura 1
Regimes característicos do escoamento em torno de cilindros. Os valores de Re são apenas ilustrativos (Blessmann [15])

2. Ação do vento em chaminés

2.1 Ação estática do vento

O carregamento devido ao vento usualmente aplicado a chaminés baseia-se em dados disponíveis em normas técnicas, tais como a NBR-6123 (ABNT [11]), a Norma Canadense (NBCC [12]), o Eurocódigo [13] e o CICIND [14] para cilindros de seção circular constante, sendo adaptados para as formas geométricas da estrutura em estudo. Além disto, não considera os efeitos de vizinhança decorrentes da proximidade de prédios vizinhos, fato este que conduziria a coeficientes aerodinâmicos diferentes daqueles usualmente adotados para edificações isoladas e de formas geométricas simples.

2.1.1 Aerodinâmica das chaminés

Cilindros circulares, bem como todos os corpos constituídos por superfícies curvas, são altamente sensíveis ao parâmetro chamado número de Reynolds, o qual influencia a forma do escoamento e, conseqüentemente, a distribuição das pressões e as forças exercidas sobre o sólido imerso no escoamento. O número de Reynolds, Re , expressa a relação entre as forças de inércia e as forças de viscosidade atuantes no escoamento, e pode ser escrito conforme Equação 1:

$$Re = Vd/\nu \tag{1}$$

Onde:

V = velocidade média do vento (m/s);

d = dimensão característica (m);

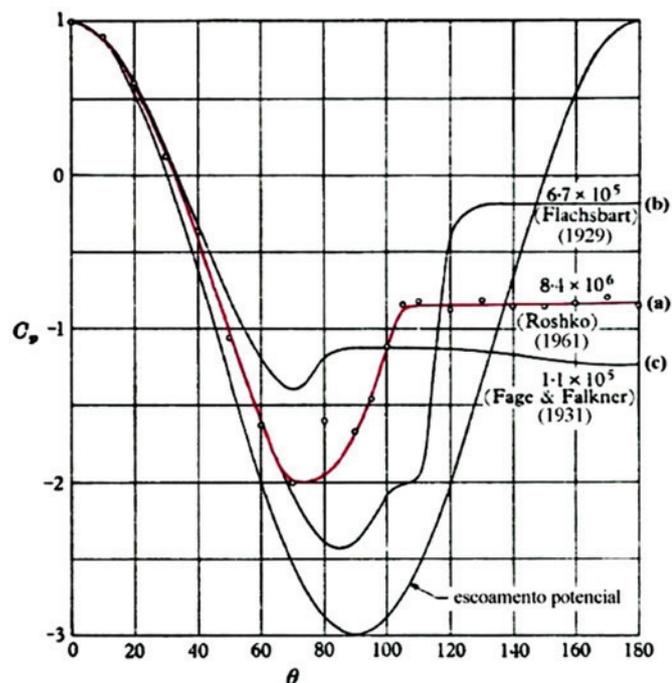


Figura 2
Distribuição circunferencial de coeficientes de pressão em cilindros circulares (Roshko [16])

ν = viscosidade cinemática do ar (m²/s).

O efeito da variação do coeficiente de arrasto, Ca , com Re para um cilindro de seção circular é indicado de forma qualitativa na Figura 1 (Blessmann [15]). A definição para Ca adotada neste trabalho é dada a seguir. É interessante ressaltar que em certos casos forças maiores podem resultar de velocidades menores, dependendo do valor de Ca .

O coeficiente de arrasto é definido conforme a Equação 2:

$$Ca = Fa/(qA_e) \tag{2}$$

Onde:

Fa = força de arrasto média (N);

$q = \frac{1}{2}\rho V^2$ = pressão dinâmica correspondente à velocidade média

de referência (N/m²);

ρ = massa específica do ar (kg/m³)

V = vel. média de referência do vento ao nível da cota média do trecho em análise (m/s)

A_e = área efetiva de referência (m²)

Observa-se que as características físicas do escoamento em torno de cilindros circulares mudam continuamente com o valor de Re . Entretanto, para $Re > 10^4$, é possível distinguir alguns intervalos (regimes) onde as características do escoamento podem ser consideradas constantes. Esses regimes, subcrítico, crítico, supercrítico e ultracrítico, são definidos na Figura 1.

No regime subcrítico, em escoamento uniforme e suave em torno de cilindros bidimensionais nominalmente lisos, o escoamento na camada limite é sempre laminar. A separação laminar ocorre a cerca de 75° a partir da linha de estagnação. O desprendimento de vórtices é extremamente regular e ordenado (vórtices de Kármán fortes), e a esteira larga origina um Ca elevado, que apresenta um valor característico de 1,2. Neste intervalo a maioria dos parâmetros aerodinâmicos tende a permanecer constante. A camada limite separada torna-se turbulenta (transição laminar para turbulenta) a alguma distância além da linha de separação.

Com o aumento do número de Reynolds, a transição na camada limite ocorre cada vez mais próxima à linha de separação (a qual se desloca mais a sotavento), até que, quando estiver suficientemente próxima, um recolamento turbulento se processa. Essa região de separação laminar e recolamento turbulento é conhecida como borbulha de separação e caracteriza o regime crítico. Mais a sotavento uma separação turbulenta ocorre definitivamente, mas agora a esteira é muito menor. Isso origina uma drástica queda no coeficiente de arrasto que pode atingir valores tão baixos quanto 0,2 e 0,3, sendo o número de Reynolds correspondente designado por número de Reynolds crítico, Re_{crit} . A formação da borbulha pode não ocorrer simultaneamente em ambos os lados do cilindro. No regime supercrítico a separação turbulenta move-se para barlavento, a borbulha de separação diminui e por fim desaparece dando lugar a uma separação definitiva e turbulenta. A esteira alarga-se, o coeficiente de arrasto aumenta e o desprendimento regular de vórtices, que no início do intervalo pode não ser discernível, reaparece no final do intervalo ainda com pouca intensidade (vórtices de Kármán fracos). Por último, no regime ultracrítico, o desprendimento de vórtices restabelece-se nitidamente (vórtices de Kármán fortes), a transição da camada limite continua a mover-se mais e mais para barlavento,

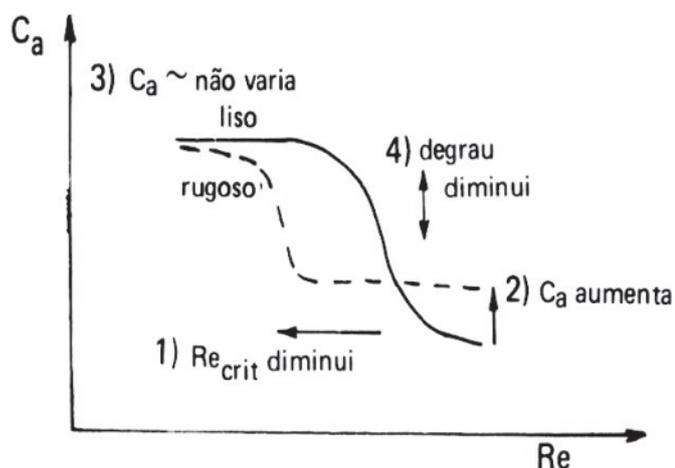


Figura 3
Cilindros longos rugosos. Influência do aumento da rugosidade e da turbulência do escoamento (Blessmann [15])

mas a posição da linha de separação, a largura da esteira e outras características do escoamento parecem tender assintoticamente para uma condição de independência com respeito ao número de Reynolds. Conforme mostrado na Figura 1 um valor característico para C_a neste regime é 0,6.

Na Figura 2 são mostradas as curvas de distribuição circunferencial dos coeficientes de pressão externa em torno de cilindros circulares, onde a distribuição dos coeficientes de pressão obtida por Roshko [16] é característica do regime ultracrítico (a), a curva de Flachsbar

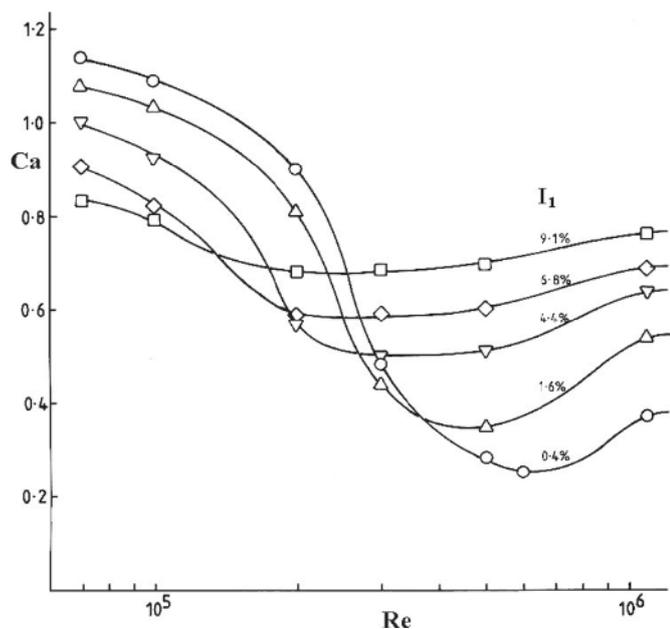


Figura 4
Valores de C_a em função de Re e de diferentes intensidades da turbulência I_1 (Scruton [19])

[17] representa o regime crítico (b), enquanto que a curva obtida por Fage e Falkner [18] tem características do regime subcrítico (c). Uma característica comum dos experimentos com cilindros circulares submetidos a escoamentos turbulentos é a tendência à transição de regimes a números de Reynolds menores, em relação a escoamentos suaves ou com menor turbulência. Esta característica complica a interpretação dos coeficientes aerodinâmicos, pois uma variação da magnitude deste coeficiente pode apenas representar uma variação no número de Reynolds. Tanto a rugosidade da superfície do elemento em estudo, quanto a turbulência do escoamento incidente, podem causar alterações na referida curva $C_a \times Re$, conforme indicado nas Figuras 3 (Blessmann [15]), 4 e 5 (Scruton [19]). Desta forma, extrapolações de dados obtidos para superfícies curvas específicas, sejam chaminés, tubos, torres ou coberturas, não são recomendadas.

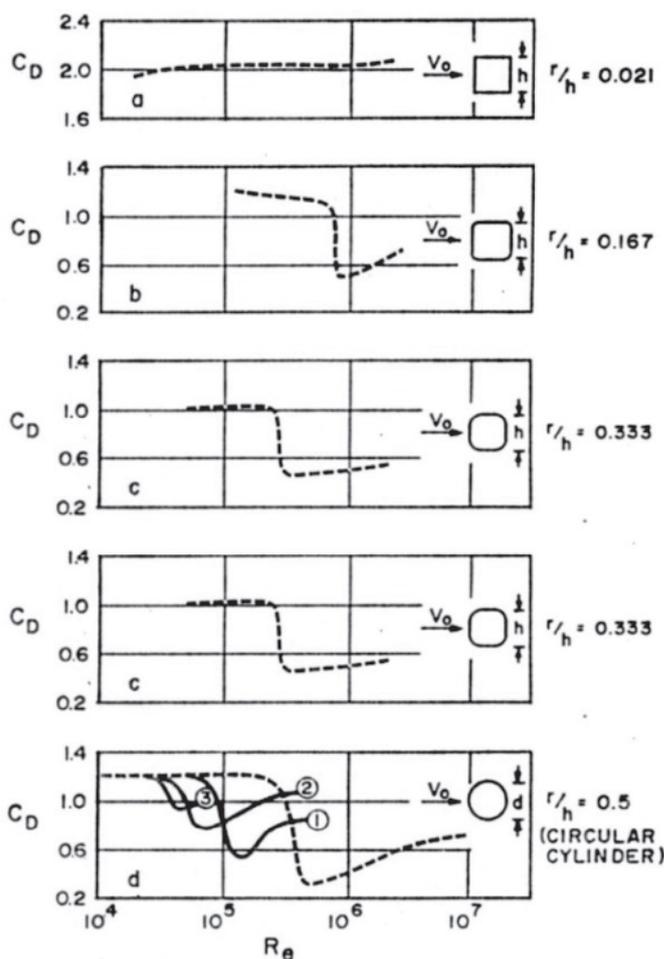


Figura 5
Influência da variação do número de Reynolds sobre o coeficiente de arrasto de acordo com a forma da seção transversal. Os números 1, 2 e 3 na última figura representam rugosidades diferentes (e crescentes) da superfície da seção circular e têm efeito semelhante ao de uma variação da turbulência no escoamento incidente (Scruton [19])

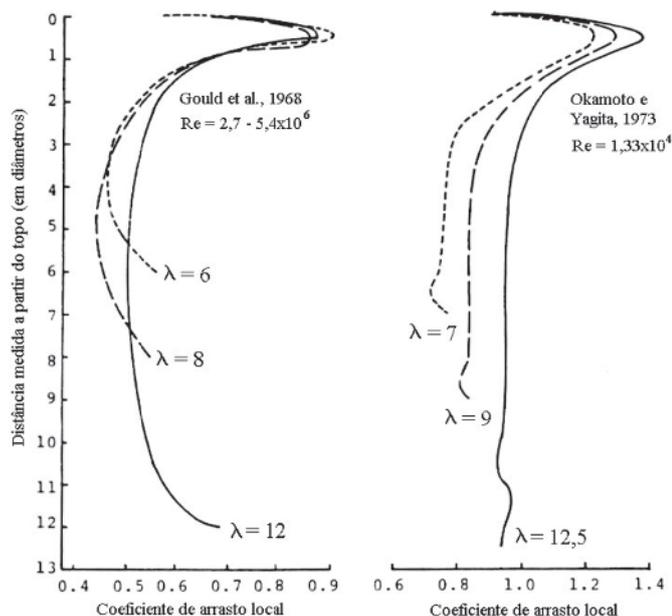


Figura 6
 Ca local em função da distância medida a partir do topo, em diâmetros, para diferentes esbeltezes λ (Cook [21]; Gould et al. [22]; Basu [23])

A norma brasileira NBR-6123 (ABNT [11]) fornece, na Tabela 10, valores para coeficientes de arrasto para corpos de secção circular constante, sem contemplar a variação da seção ao longo da altura de uma parte da chaminé, nem a presença de detalhes existentes tais como tubulações, plataformas, etc. Além disso, não há informações específicas em relação aos coeficientes aerodinâmicos para estas estruturas com a consideração dos efeitos da vizinhança existente.

A grande maioria dos dados sobre coeficientes aerodinâmicos é obtida através de experimentos nos quais o cilindro se estende sobre toda a largura, ou altura, do túnel de vento, ou ainda em cilindros dotados de placas terminais. Sob estas condições, a magnitude dos coeficientes é essencialmente constante sobre toda a extensão do cilindro. Entretanto, quando o cilindro tem um extremo livre o escoamento é perturbado afetando consideravelmente a magnitude dos coeficientes de arrasto. Em outras palavras, o topo do cilindro finito introduz efeitos de tridimensionalidade no escoamento, uma vez que o mesmo escapa pelo topo e pelas laterais. A intensidade com a qual estes efeitos ocorrem depende da diferença de pressão existente entre as faces de barlavento e de sotavento do cilindro. Deste escoamento próximo à borda livre e às laterais do cilindro, são gerados dois vórtices estacionários a uma distância vertical de aproximadamente meio diâmetro do topo (Okamoto e Yagita [20]).

Na Figura 6 são apresentados registros da variação do coeficiente de arrasto local com a altura (Cook [21]; Gould et al. [22]; Basu [23]). Em ambos os registros esta variação é fornecida para diferentes esbeltezes (λ = h/d), em escoamento uniforme e suave a diferentes Re (h corresponde à altura do cilindro).

Outro fator a ser considerado em qualquer estrutura é o efeito do desprendimento alternado de vórtices de Kármán, o qual tem fre-

quências de desprendimento diretamente relacionadas à velocidade do escoamento. Este desprendimento alternado de vórtices gera forças perpendiculares à direção do vento médio provocando movimentos transversais da estrutura. Caso esta frequência de excitação coincida com uma das frequências naturais da estrutura, esta pode entrar em ressonância e, dependendo do valor do amortecimento estrutural, valores inaceitáveis de deslocamentos, seja do ponto de vista estrutural como de serviço, podem ocorrer.

2.1.2 Coeficientes aerodinâmicos

A partir dos registros das séries temporais das pressões obtidas em ensaios em túnel de vento podem ser calculados os coeficientes de pressão externa nas faces do modelo, definidos por, respectivamente: coeficiente de pressão média (Equação 3), coeficiente de pressão rms (Equação 4), coeficiente de pressão máximo (Equação 5) e coeficiente de pressão mínimo (Equação 6).

$$\bar{c}_p = \left[\frac{1}{T} \int_0^T p(t) dt \right] / q \tag{3}$$

$$\hat{c}_p = \left[\sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [p(t) - \bar{p}]^2 dt} \right] / q \tag{4}$$

$$\tilde{c}_p = p_{max} / q \tag{5}$$

$$\check{c}_p = p_{min} / q \tag{6}$$

Onde:

- p(t) = pressão instantânea, na superfície da edificação, medida em relação à pressão estática de referência (N/m²);
- \bar{p} = valor médio de p(t) para o período de amostragem T (N/m²);
- p_{max} = valor máximo de p(t) para o período de amostragem T (N/m²);
- p_{min} = valor mínimo de p(t) para o período de amostragem T (N/m²);
- t = tempo (s);
- T = período de amostragem (s).

É adotada a seguinte convenção de sinais:

- coeficientes positivos: sobrepessão (+) →
- coeficientes negativos: sucção (-) ←

Os coeficientes de pressão médios calculados permitem a determinação de coeficientes de forma externos (C), aplicáveis a uma superfície plana de área A, sendo definidos por:

$$C = \frac{F}{qA} \tag{7}$$

Onde F é a força perpendicular (resultante das pressões externas) sobre uma superfície plana (N). Conforme a Equação 3, tem-se:

$$F = \int_A \bar{p} dA = \int_A \bar{c}_p q dA \tag{8}$$

Substituindo na Equação 7:

$$C = \frac{1}{A} \int_A \bar{c}_p dA \tag{9}$$

Esta última expressão permite a obtenção de C a partir de \bar{c}_p , por integração numérica. As pressões médias são integradas para fornecerem valores médios das forças de arrasto e sustentação.

Os coeficientes de arrasto correspondem às forças na direção do vento, enquanto que os coeficientes de sustentação correspondem às forças perpendiculares à direção do vento. O coeficiente aerodinâmico de arrasto (Ca) é definido na Equação 2 e o coeficiente de sustentação (CL) é definido como:

$$C_L = \frac{F_s}{qA_{ref}} \tag{10}$$

Onde:

F_s = força de sustentação média (N);

A_{ref} = área de referência (m²).

2.2 Resposta dinâmica na direção do vento

A metodologia de análise apresentada nesta seção é compatível com o método dinâmico apresentado no Capítulo 9 da NBR-6123. Faz-se uso dos mesmos modelos (funções matemáticas) para a densidade espectral da velocidade do vento e para sua estrutura de correlação dependente da frequência (função de coerência). A resposta dinâmica é calculada através do método de superposição modal.

2.2.1 Cálculo das forças aerodinâmicas

A força dinâmica exercida pelo vento em uma dada zona de integração de pressão, com área de exposição A e coeficiente de arrasto associado Ca, é dada (com unidades no S.I.) por:

$$P(t) = 0.613V^2(t)Ca A \tag{11}$$

A velocidade do vento V(t) pode ser subdividida em uma parcela média sobre T segundos, e uma parcela flutuante:

$$V(t) = \bar{v}_T + v(t) \tag{12}$$

e conseqüentemente o seu quadrado resulta ser:

$$V^2(t) = \bar{v}_T^2 + 2\bar{v}_T v(t) + v^2(t) \cong \bar{v}_T^2 + 2\bar{v}_T v(t) \tag{13}$$

A aproximação é possível porque a magnitude da parcela flutuante é significativamente menor que a da parcela média. Conseqüentemente, a força dinâmica também pode ser dividida em uma parcela média e outra flutuante como:

$$P(t) = \bar{p}_T + p(t) \tag{14}$$

$$\bar{p}_T = 0.613\bar{v}_T^2 Ca A \tag{15}$$

$$p(t) = 0.613 [2\bar{v}_T v(t)] Ca A = \frac{2\bar{p}_T}{\bar{v}_T} v(t) \tag{16}$$

O perfil de velocidade média do vento depende do tempo de média, T, sendo que a NBR-6123 adota uma lei potencial:

$$\bar{v}_T = b F_r (z/10m)^p \tag{17}$$

onde z é a altura a partir da superfície do terreno (em metros), sendo 10m a altura de referência. Os demais parâmetros estão dados na Tabela 1 para T = 10min, que é o tempo de média adotado no método dinâmico da norma brasileira. Caso não houvesse amplificação dinâmica na resposta estrutural, poderia ser utilizado o cálculo estático da norma, aplicando-se diretamente a Equação 13 com T definido pela equação (NBR-6123, Anexo A, item 2):

$$T_{gust} = \frac{7.5 s}{L \bar{v}_{T,topo}} \tag{18}$$

onde L é a maior dimensão do plano de exposição ao vento (em metros) e $\bar{v}_{T,topo}$ é a velocidade média no topo da estrutura (em m/s). Nota-se que a Equação 18 exige uma iteração para seu cálculo, já que $\bar{v}_{T,topo}$ é desconhecido a priori. Após a definição de T_{gust} seria ainda necessária uma interpolação para se determinar os demais parâmetros da Equação 17, b, F_r e p.

Ressalta-se, no entanto, que as frequências naturais de vibração livre estimadas para a estrutura em questão implicam na ocorrência de amplificações dinâmicas não desprezáveis. Por isso, além da resposta estática às forças médias atuantes também é necessário estimar-se a resposta dinâmica à parcela flutuante. Neste sentido, relembra-se então que a NBR-6123 utiliza um tempo de média T = 600s (10min), dividindo os efeitos em estáticos (médios) e dinâmicos (flutuantes). Nota-se que ao se desprezar o termo v²(t), na Equação 13, permitiu-se uma proporcionalidade direta entre as densidades espectrais de força e velocidade, a partir da Equação 8, que pode ser expressa como:

$$S_p(f) = \left[\chi_A(f) \frac{2\bar{p}_T}{\bar{v}_T} \right] S_v(f) \tag{19}$$

onde f é frequência (variável independente do novo domínio de análise, em Hz), e $\chi_A(f)$ é a chamada “função de admitância aerodinâmica”. Esta função, que varia entre 0 e 1, pode ser entendida como uma correção no coeficiente de arrasto implícito em \bar{p}_T , para considerar o fato de que flutuações rápidas na velocidade do vento não implicam em flutuações proporcionais na força aerodinâmica sobre a zona de integração. Ao se desconsiderar a função de admitância, inserindo-se um valor unitário na Equação 19, está-se adotando uma simplificação conservadora.

Para as flutuações da componente longitudinal da velocidade do vento, a NBR-6123 adota o chamado “espectro de Harris”, expresso por:

$$\frac{f S_v(f)}{\sigma_v^2} = \frac{0,6 X(f)}{[2 + X^2(f)]^{5/6}} = \frac{1080 f/\bar{v}_{10}}{[2 + (1800 f/\bar{v}_{10})^2]^{5/6}} \tag{20}$$

onde \bar{v}_{10} é a velocidade média sobre o tempo T (em metros por segundo) na altura de referência z = 10m. No modelo de Harris, a variância da velocidade do vento, σ_v^2 , é considerada como sendo aproximadamente independente da altura, e estimada por:

$$\sigma_v = 2.58 \bar{v}_{10} \sqrt{c_{as}} \tag{21}$$

Tabela 1

Parâmetros característicos do vento natural e da rugosidade do terreno

Categoria	I	II	III	IV	V
b (10 min)	1,23	1,00	0,86	0,71	0,50
Fr (10 min)	0,77	0,69	0,63	0,57	0,47
p (10 min)	0,095	0,150	0,185	0,23	0,31
1000 c _{as}	2,8	6,5	10,5	22,6	52,7
σ _v /v ₁₀	0,14	0,21	0,26	0,39	0,59

onde c_{as} é um "coeficiente de arrasto superficial", adimensional e dependente da categoria de rugosidade do terreno conforme apresentado na Tabela 1.

2.2.2 Cálculo da densidade espectral da resposta estrutural

Seguindo a mesma metodologia do capítulo 9 da NBR-6123, o cálculo da resposta estrutural é feito por superposição de respostas modais. Assim, a equação matricial de equilíbrio dinâmico da estrutura:

$$M\ddot{\vec{u}}(t) + C\dot{\vec{u}}(t) + K\vec{u}(t) = \vec{P}(t) \tag{22}$$

pode ser desacoplada através dos vetores de forma modal do sistema dinâmico, q_k , obtidos a partir da solução do problema de autovalores/autovetores (sem consideração do amortecimento):

$$K\vec{q}_k = \omega^2 M\vec{q}_k \tag{23}$$

Na Equação 24 é feita a hipótese de que resposta em vibração livre no k-ésimo modo é dada por:

$$\vec{u}_k(t) = \vec{q}_k u_k(t) \tag{24}$$

onde $u_k(t)$ é uma função escalar do tempo denominada "resposta modal". Substituindo-se $\vec{u}_k(t)$ na Equação 22, e pré-multiplicando-se todos os termos por \vec{q}_k^T (transposta de \vec{q}_k), chega-se a:

$$[\vec{q}_k^T M \vec{q}_k] \ddot{u}_k(t) + [\vec{q}_k^T C \vec{q}_k] \dot{u}_k(t) + [\vec{q}_k^T K \vec{q}_k] u_k(t) = [\vec{q}_k^T \vec{P}(t)] \tag{25}$$

Devido às propriedades dos auto-valores \vec{q}_k , os termos entre colchetes são todos escalares:

$$M_k \ddot{u}_k(t) + C_k \dot{u}_k(t) + K_k u_k(t) = P_k(t) \tag{26}$$

denominados massa modal M_k , amortecimento modal C_k , rigidez modal K_k e força (externa) modal $P_k(t)$.

É importante observar que, por uma questão de simplicidade na formulação, se compatibilizam os graus de liberdade implícitos na Equação 22 com as zonas de integração das pressões aerodinâmicas. Na prática é necessário um cálculo preliminar de coeficientes de distribuição, para que as forças aerodinâmicas se apliquem em correspondência com os respectivos graus de liberdade no vetor de forças externas $\vec{P}(t)$. Por questão de simplicidade na exposição, considera-se a seguir que há n graus de liberdade de translação correspondentes a n zonas de integração de pressões, cada uma com uma área de exposição A_i e um coeficiente de arrasto C_{ai} .

Com o desacoplamento da Equação 22, e considerando-se que a força modal é um processo aleatório ergódico e estacionário, pode-se obter o espectro da resposta em deslocamento através da solução no domínio da frequência para um sistema com um único grau de liberdade:

$$S_{u_k}(f) = |H_k(f)|^2 S_{P_k}(f) \tag{27}$$

Onde $H_k(f)$ é a chamada "admitância mecânica", dada por:

$$|H_k(f)|^2 = \left[K_k \sqrt{(1 - \beta_k^2)^2 + (2\zeta_k \beta_k)^2} \right]^{-1} \tag{28}$$

$$\beta_k = f / f_k \tag{29}$$

$$\zeta_k = C_k / (4\pi M_k f_k) \tag{30}$$

Onde β_k é a razão de frequência ressonante e ζ_k é a razão de amortecimento crítico. Observa-se que na Equação 27 falta ainda definir o espectro da força modal, que depende dos espectros das forças em todas as n zonas de integração. Considerando-se que a força modal é dada por:

$$P_k(t) = \sum_{i=1}^n q_{k,i} P_i(t) \tag{31}$$

considerando que densidade espectral é de fato densidade de variância, e considerando-se que a variância de uma soma é igual a soma cruzada das covariâncias, tem-se para o espectro da força modal:

$$S_{P_k}(f) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n q_{k,i} q_{k,j} S_{P_i P_j}(f) \tag{32}$$

onde $S_{P_i P_j}(f)$ é o espectro cruzado (análogo à covariância) entre as parcelas flutuantes das forças nas zonas de integração i e j , que é modelado através dos espectros individuais e uma função de coerência:

$$S_{P_i P_j}(f) = R_{ij}(f) \sqrt{S_{P_i}(f) S_{P_j}(f)} \tag{33}$$

A função de coerência $R_{ij}(f)$ adotada na NBR-6123, $C = 10$ e $\gamma = -0.3$, tem a forma:

$$R_{ij}(f) = \exp \left[-C \frac{f \Delta r_{ij}}{\bar{v}_{10}} \left(\frac{\bar{z}_{ij}}{10m} \right)^\gamma \right] \tag{34}$$

$$\Delta r_{ij} = \sqrt{(y_i - y_j)^2 + (z_i - z_j)^2} \tag{35}$$

$$\bar{z}_{ij} = (z_i + z_j) / 2 \tag{36}$$

Onde Δr_{ij} é a distância entre os centros aerodinâmicos das duas zonas de integração e \bar{z}_{ij} é a altura média dessas duas zonas. Após algumas substituições, chega-se a uma expressão para a densidade espectral da resposta modal:

$$S_{U_k}(f) = 4 |H_k(f)|^2 S_V(f) \left[\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \left(\frac{q_{k,i} \bar{v}_{T,i}}{\bar{v}_{T,i}} \right) \left(\frac{q_{k,j} \bar{v}_{T,j}}{\bar{v}_{T,j}} \right) R_{ij}(f, y_i, y_j, z_i, z_j) \right] \tag{37}$$

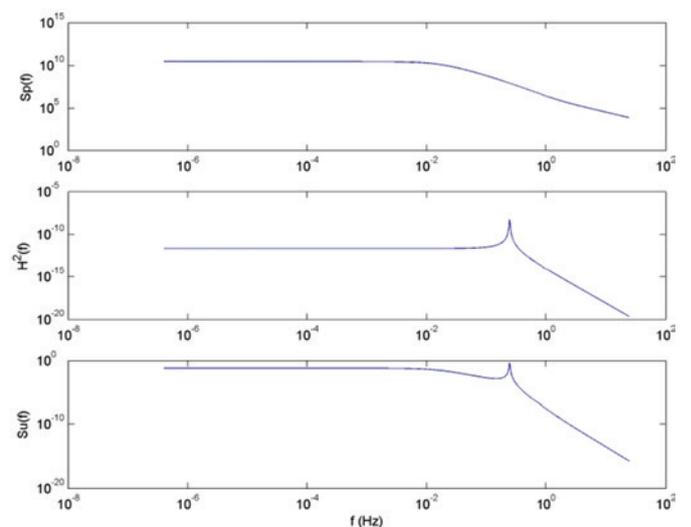


Figura 7 Etapas do cálculo da resposta estrutural no domínio da frequência. Acima: densidade espectral da força modal, $S_{P_k}(f)$. Ao centro: função de admitância mecânica, $H_k^2(f)$. Abaixo: densidade espectral da resposta modal, $S_{U_k}(f)$

onde se considerou que a densidade espectral da velocidade do vento, $S_v(f)$, independe da zona de integração, e também que a função de admitância aerodinâmica é igual a unidade. Para estruturas alteadas muito esbeltas, as zonas de integração serão segmentos na direção z , e portanto, pode-se fazer $y_i = y_j = 0$ nas Equações 34 a 37. A Figura 7 ilustra as etapas do cálculo, no domínio da frequência, Equação 27, para um dado modo de vibração.

2.2.3 Cálculo do vetor de forças aerodinâmicas estáticas equivalentes

Uma vez calculada a densidade espectral $S_{U_k}(f)$ pela Equação 37,

a variância da resposta estrutural pode ser obtida pela integral:

$$\sigma_{U_k}^2 = \int_0^{\infty} S_{U_k}(f) df \tag{38}$$

enquanto o valor esperado do pico de resposta para o tempo de média T é dado por:

$$u_{k,peak} = g_T \sigma_{U_k} \tag{39}$$

sendo g_T o “fator de pico”, obtido da teoria de processos aleatórios:

$$g = \sqrt{2 \ln(vT)} + 0.5772 / \sqrt{2 \ln(vT)} \tag{40}$$

O parâmetro estatístico v é a taxa de cruzamentos ascendentes do nível zero, calculada como:

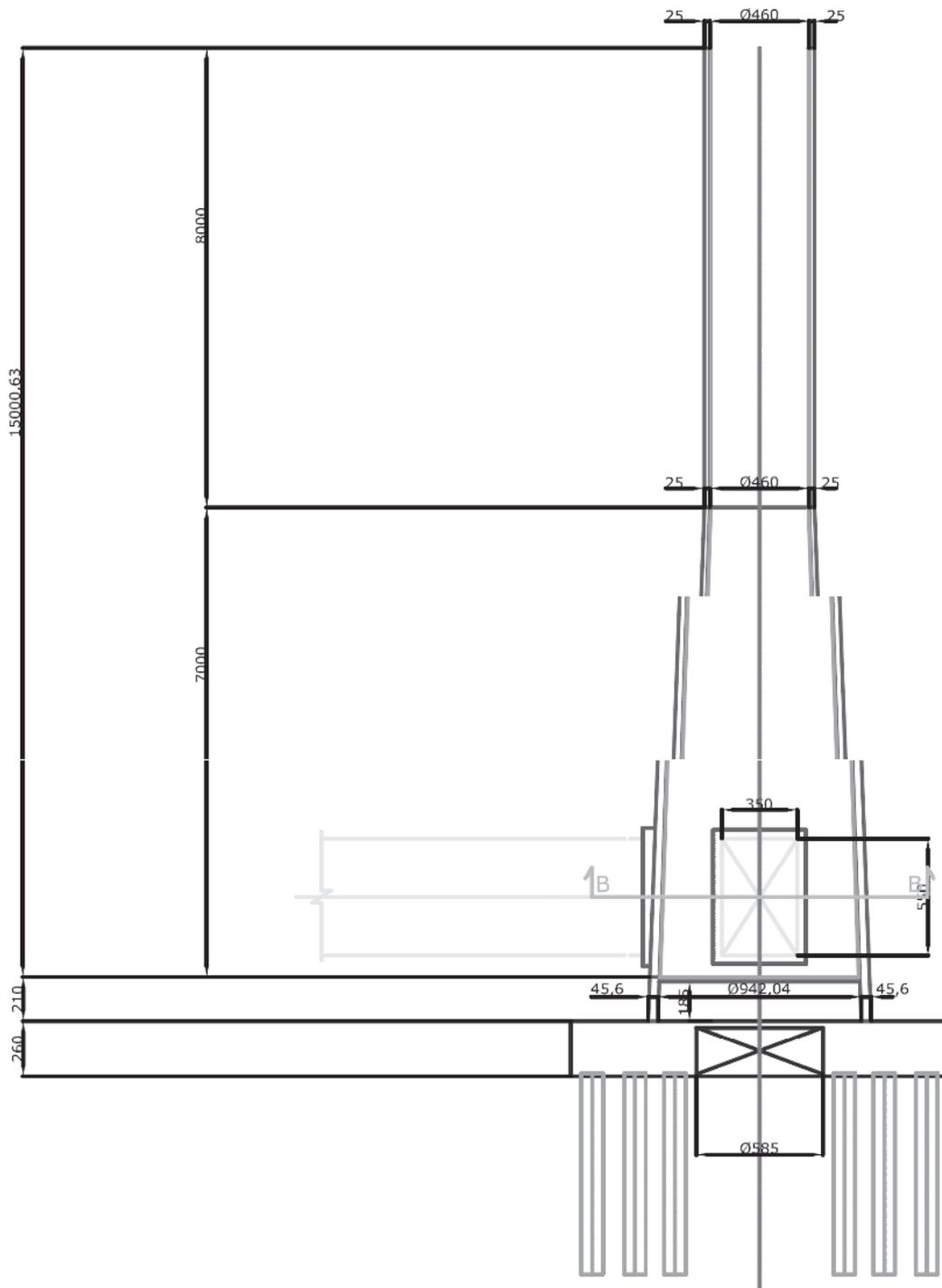


Figura 8
Geometria da chaminé analisada

$$v = \sqrt{\left[\int_0^\infty f^2 S_{U_k}(f) df \right] / \sigma_{U_k}^2} \tag{41}$$

que deve resultar em um valor muito próximo da frequência natural f_k , já que a resposta estrutural é um processo aleatório de banda estreita, ou seja, a estrutura oscila no entorno nessa frequência. Nota-se que para $T = 10\text{min}$ e $f_k = 1\text{Hz}$, que é a frequência acima da qual se espera pouca resposta ressonante da estrutura, o fator de pico resulta ser $g_T \approx 3.7$. A NBR-6123 adota um valor padrão igual a 4, independentemente de f_k . Um cálculo mais preciso do fator de pico conduz, no entanto, a uma solução mais econômica. Finalmente, a resposta estrutural total é dada pela soma da resposta média com o pico da resposta flutuante nos diversos modos. Considera-se, no entanto, que esses picos têm baixa probabilidade de ocorrência simultânea, e utiliza-se um método de superposição quadrática:

$$\bar{u}_{total} = \bar{u}_T + \sqrt{\sum_k \bar{q}_k(u_{k,peak})^2} \tag{42}$$

onde se retém no somatório apenas as respostas relevantes, normalmente restritas a uns poucos modos (frequentemente apenas ao primeiro). A resposta média, \bar{u}_T , é a resposta ao vetor de cargas médias dadas pela Equação 15, com $\bar{v}_T(z)$ dado pelas Equações 17 e 19. Para fins de dimensionamento estrutural, existe a possibilidade de se definir vetores de forças aerodinâmicas *estáticas equivalentes*.

Quando o projetista fornece massas, frequências e formas modais, a matriz de rigidez não está, a princípio, explicitamente disponível. Caso estivesse, a parcela dinâmica do vetor de cargas, para cada modo k , seria dada por:

$$\vec{P}_{k,peak} = K \vec{u}_{k,peak} \tag{43}$$

onde substituindo-se a Equação 24 tem-se:

$$\vec{P}_{k,peak} = u_{k,peak} K \vec{q}_k \tag{44}$$

E aplicando-se a Equação 23 chega-se a:

$$\vec{P}_{k,peak} = \omega_k^2 u_{k,peak} M \vec{q}_k \tag{45}$$

e não faz uso da matriz de rigidez de forma explícita. Este vetor de cargas pode então ser utilizado em um programa de elementos finitos para a obtenção da resposta em tensões e deformações, bem como para verificações de dimensionamento.

2.3 Determinação da força lateral decorrente do desprendimento de vórtices

O desprendimento de vórtices alternados produz um desequilíbrio de pressões que ocasiona uma força oscilatória transversal à direção do vento. Estimativas desta força não são totalmente confiáveis, e deve-se dar preferência a previsões baseadas em estudos experimentais em túnel de vento. Para

Tabela 2
Dados básicos da chaminé utilizados na análise teórica

Z (m)	D _{int} (m)	e (m)	m (kg)	E I (Nm ²)	P (N)	A (m ²)
-2	9,446	0,460	35789	4,59E12	2,24E7	10,37
0	9,300	0,450	121075	4,28E12	2,21E7	35,70
5	8,964	0,436	161761	3,71E12	2,16E7	49,18
10	8,629	0,421	150670	3,21E12	2,11E7	47,36
15	8,293	0,407	139972	2,75E12	2,06E7	45,54
20	7,957	0,393	129666	2,35E12	2,02E7	43,71
25	7,621	0,379	119753	1,99E12	1,97E7	41,89
30	7,286	0,364	110233	1,67E12	1,92E7	40,07
35	6,950	0,350	101106	1,40E12	1,88E7	38,25
40	6,614	0,336	92371	1,16E12	1,83E7	36,43
45	6,279	0,321	84029	9,48E11	1,77E7	34,61
50	5,943	0,307	76080	7,70E11	1,73E7	32,79
55	5,607	0,293	68523	6,17E11	1,68E7	30,96
60	5,271	0,279	61359	4,89E11	1,63E7	29,14
65	4,936	0,264	54588	3,81E11	1,59E7	27,32
70	4,600	0,250	48216	2,93E11	1,54E7	25,50
75	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,49E7	25,50
80	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,44E7	25,50
85	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,39E7	25,50
90	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,33E7	25,50
95	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,26E7	25,50
100	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,19E7	25,50
105	4,600	0,250	55117	2,93E11	1,11E7	25,50
110	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,01E7	25,50
115	4,600	0,250	48210	2,93E11	9,15E6	25,50
120	4,600	0,250	48210	2,93E11	8,07E6	25,50
125	4,600	0,250	48210	2,93E11	6,90E6	25,50
130	4,600	0,250	48210	2,93E11	5,63E6	25,50
135	4,600	0,250	48210	2,93E11	4,25E6	25,50
140	4,600	0,250	48210	2,93E11	2,77E6	25,50
145	4,600	0,250	48210	2,93E11	1,19E6	25,50
150	4,600	0,250	31012	2,93E11	0,00E0	12,75

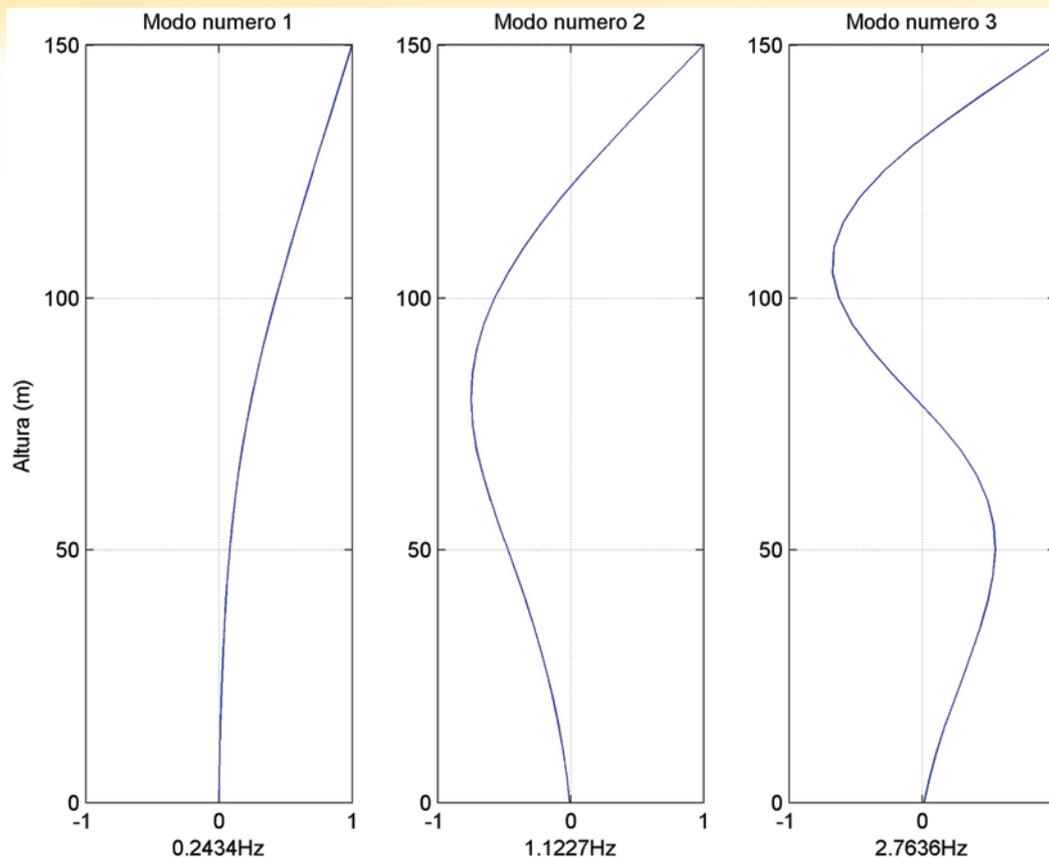


Figura 9
Modos de vibração e frequências

uma estimativa preliminar teórica da resposta dinâmica transversal, recomenda-se as metodologias presentes em Cicind [14], Eurocode [13], Grala [24], NBCC [12], Paluch *et al.* [25], Ruscheweyh [6]. No entanto, existem divergências entre os pesquisadores em relação à qual metodologia é a mais adequada para representar o fenômeno físico, sendo esta discussão apresentada em Grala [24] e em Santos e Pfeil [26]. A título ilustrativo, apresenta-se a seguir o método da Norma Canadense [12].

2.3.1 Norma canadense

A velocidade do vento para a qual a frequência de desprendimento de vórtices iguala a frequência natural da estrutura é dada pela Equação 46:

$$V_H = f_n D / St \tag{46}$$

Onde:

- f_n = frequência natural da estrutura (Hz);
- St = número de Strouhal;
- V_H = velocidade média horária no topo da estrutura (m/s);
- D = diâmetro (m).

Nesta velocidade o desprendimento de vórtices produz uma força oscilatória com frequência igual à frequência fundamental da chaminé, causando portanto máximo efeito ressonante. O número de Strouhal implícito neste cálculo é $St = 0,2$.

Os efeitos dinâmicos devidos ao desprendimento de vórtices podem ser determinados aproximadamente através da aplicação de uma força lateral por unidade de comprimento, atuante no terço superior da chaminé, dada pela Equação 47:

$$F_L = \frac{C_1}{\sqrt{\lambda(\beta - C_2 \rho D^2 / M)}} q_H D \tag{47}$$

Onde:

- F_L = força estática equivalente por unidade de comprimento (N);
- β = razão de amortecimento crítico;
- $\lambda = H / D$ = esbeltez;
- H = altura da estrutura (m);
- $q_H = 0.613 V_H^2$ = pressão dinâmica correspondente à V_H (N/m^2);
- M = massa por unidade de comprimento do terço superior da estrutura (kg/m);
- C_1, C_2 = parâmetros indicados na NBCC-1990 [12].

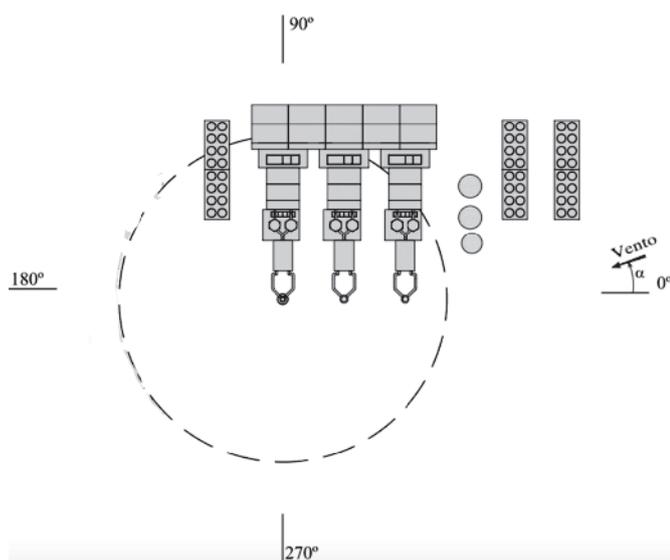


Figura 10
Referência para o ângulo de incidência do vento

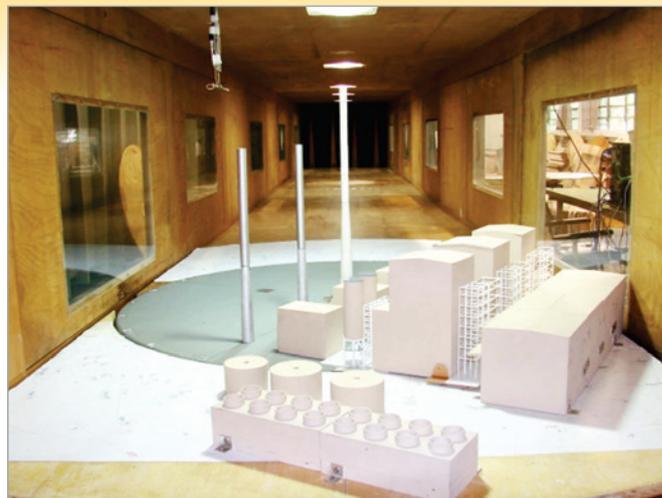


Figura 11
Fotografia do modelo aeroelástico da chaminé de 150m de altura no interior do túnel de vento. Configuração I: chaminé isolada. Configuração II: chaminé com vizinhança

3. Características da estrutura

A estrutura analisada consiste em uma chaminé de concreto armado de 150 m de altura, cuja geometria pode ser observada na Figura 8. As principais propriedades da estrutura são apresentadas na Tabela 2. Através de uma modelagem numérica baseada em elementos finitos obteve-se uma frequência fundamental de 0,24 Hz para o primeiro modo, conforme apresentado na Figura 9, a qual apresenta também as características do segundo e terceiro modos de vibração.

4. Ensaio em túnel de vento

Foram construídos dois modelos reduzidos: um modelo rígido para medição das pressões e correspondentes coeficientes aerodinâmicos, e outro modelo aeroelástico, reproduzindo as principais características dinâmicas da estrutura real. Foram estudadas duas condições de vizinhança identificadas como Configuração I, correspondendo à chaminé principal isolada, e

Configuração II, correspondendo à chaminé principal com a vizinhança imediata completa.

O modelo rígido foi instrumentado com um total de 288 tomadas de pressão, distribuídas de modo a permitir um levantamento representativo das pressões em toda a edificação, girando-se o modelo de 360°. As pressões foram medidas a cada 15° de incidência do vento, resultando no montante de 7.200 registros de pressões para as duas condições de vizinhança testadas. A referência para os ângulos de incidência do vento é mostrada na Figura 10.

O projeto do modelo aeroelástico leva em consideração, além da geometria externa (forma aerodinâmica) da estrutura, também as suas propriedades mecânicas: distribuição de massa, formas modais e frequências naturais de vibração livre. Estas propriedades foram fornecidas pelo solicitante e são: $f_1 = 0,26\text{Hz}$ e $f_2 = 1,12\text{Hz}$. A teoria de análise dimensional diz que é possível o controle das escalas de três grandezas fundamentais, sendo que as escalas de todas as demais grandezas ficam definidas a partir destas. São definidas a escala de comprimento (1:250), a escala de massa específica (1:1), e finalmente a escala de frequência,

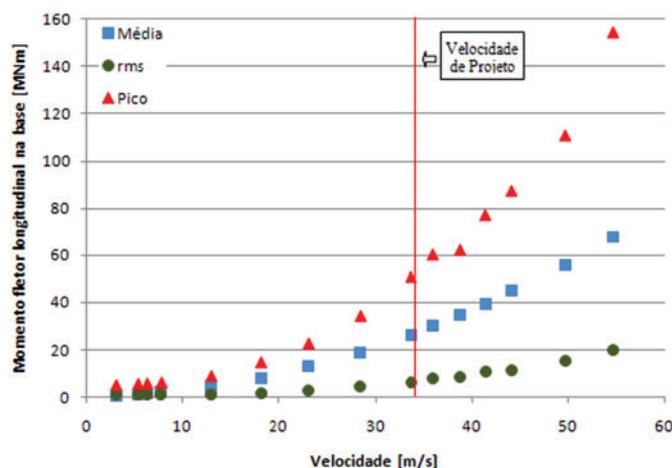


Figura 12
Momento fletor longitudinal na base da chaminé em função da velocidade do vento no topo da estrutura. Configuração isolada

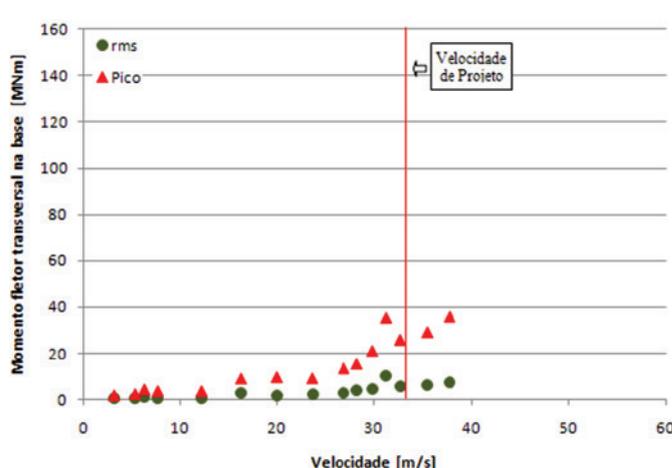


Figura 13
Momento fletor transversal na base da chaminé em função da velocidade do vento no topo da estrutura. Configuração isolada

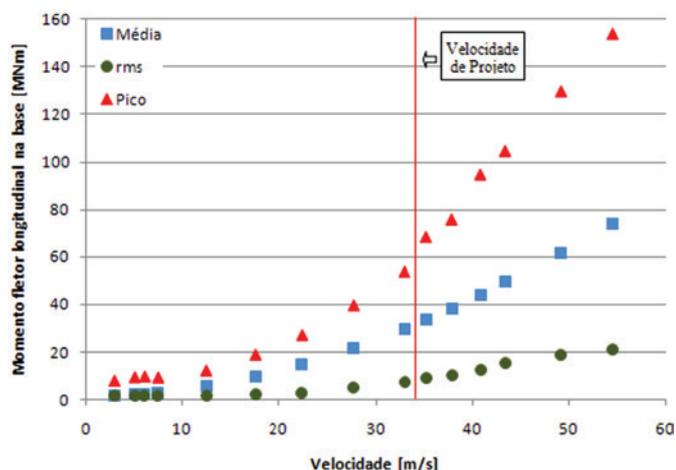


Figura 14

Momento fletor longitudinal na base da chaminé em função da velocidade do vento no topo da estrutura. Configuração com vizinhança. Ângulo de incidência do vento: 345°

que depende da rigidez obtida para o modelo. A rigidez do modelo é direcionada para produzir uma escala de frequências de vibração que possam ser facilmente registradas, e ao mesmo tempo uma escala de velocidade que seja compatível com as velocidades de escoamento obtidas no túnel de vento. A escala de massa específica resulta de que o mesmo fluido (ar) produz as pressões dinâmicas, tanto na escala do modelo como na escala real. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Aerodinâmica das Construções da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (Blessmann [27]) e a Figura 11 apresenta fotografias do modelo ensaiado e das configurações de ensaio.

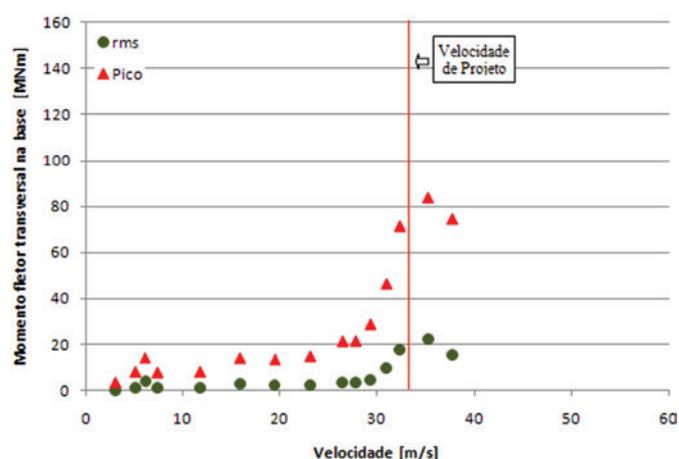


Figura 15

Momento fletor transversal na base da chaminé em função da velocidade do vento no topo da estrutura. Configuração com vizinhança. Ângulo de incidência do vento: 345°

5. Análise dos resultados experimentais

5.1 Modelo isolado

Os registros na condição isolado foram feitos para comparação com as estimativas teóricas. O parâmetro de comparação será o momento fletor na base da chaminé. Para a direção longitudinal na condição modelo isolado (Figura 12), o modelo aeroelástico apresenta um resultado para o valor de pico um pouco aquém (8%) do que foi estimado na análise teórica (apresentada no item 6). Para a direção transversal (Figura 13), é interessante observar o pequeno pico que aparece para velocidade em torno de 6m/s (no topo), causado pela ressonância do primeiro modo de vibração com o desprendimento de vórtices alternados. Esta velocidade crítica corrobora a velocidade teórica de 6,12m/s calculada (item 6.2), confirmando o número de Strouhal adotado ($\approx 0,2$). Observa-se, contudo, um segundo pico para velocidade em torno de 32m/s (no topo), causado pela ressonância do segundo modo de vibração com o desprendimento de vórtices. Na velocidade de projeto o momento fletor transversal de pico é interpolado como 27,6MNm, maior portanto que o valor recomendado pela norma brasileira, de 1/3 do momento longitudinal, porém menor do que o valor de 38MNm registrado para uma velocidade inferior à de projeto (Figura 13). Esta majoração é em boa parte causada pela proximidade da ressonância no segundo modo. A resposta transversal deve ser vetorialmente sobreposta à resposta longitudinal.

5.2 Modelo com vizinhança

Os resultados para o modelo com vizinhança estão apresentados na Figura 14 e na Figura 15, para o ângulo de 345° . São apresentados separadamente os momentos fletores longitudinal (valores médio, r.m.s. e pico) e transversal (r.m.s. e pico) na base da chaminé. Os gráficos apresentam as estatísticas dos momentos em função da velocidade no topo do modelo. O objetivo é esclarecer os efeitos de vizinhança na resposta dinâmica. Os resultados obtidos dão conta que, para a quase totalidade das direções de incidência do vento, o maior momento fletor longitudinal não ultrapassa os 60MNm na base da chaminé. Este resultado seria, portanto, inferior àquele estimado em 67MNm na análise teórica (item 6.1.3, Figuras 18 e 19). Verifica-se, contudo, que para a direção do vento igual a 90° este momento longitudinal máximo já atinge os 60MNm para a velocidade (no topo) da ordem de 28m/s. Para o ângulo de 345° verifica-se a ocorrência de um fenômeno de ressonância com o desprendimento de vórtices alternados excitando o segundo modo de vibração livre da estrutura. Este fenômeno decorre da baixa frequência natural de vibração livre no segundo modo, associada à presença das duas chaminés menores a barlavento. O momento fletor na base, sobrepondo-se respostas longitudinal e transversal, pode chegar a 100 MNm nos instantes em que as amplitudes máximas ocorram simultaneamente.

6. Análise teórica da chaminé

6.1 Resposta na direção do vento

Para a aplicação da metodologia exposta na seção anterior à chaminé de 150 m de altura, adota-se os seguintes parâmetros de

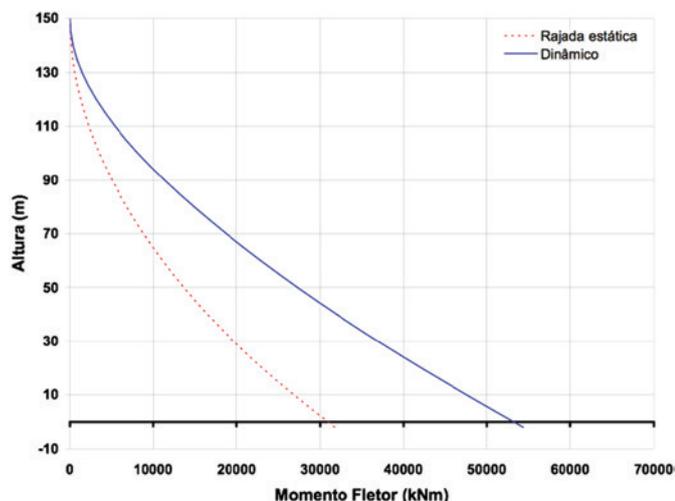


Figura 16

Comparação entre a abordagem por rajada estática e pelo método dinâmico, para a chaminé isolada com coeficientes aerodinâmicos de norma

definição do vento atuante: $V_0 = 30$ m/s, $S_1 = 1,0$, $S_2 = 1,1$ e as categorias de terreno são a II e a III. Aplicando-se essas especificações às Equações 17, 18 e 21, obtém-se os seguintes parâmetros de análise: $T_{gust} = 28,6$ s, $\bar{v}_{T,topo} = 39.3$ m/s $\sigma_v = 5.12$ m/s. Esses parâmetros são usados para a determinação das forças aerodinâmicas pelo método estático, apresentados neste relatório apenas para fins comparativos, dado que o método dinâmico conduz a forças significativamente maiores.

Adotou-se um amortecimento estrutural $\beta = 1\%$ (razão de amortecimento crítico) para os dois primeiros modos. Ao se aplicar a metodologia apresentada na seção 2, tem-se os seguintes parâmetros característicos das respostas no primeiro modo de vibração: $f_k = 0.24$ Hz, $M_k = 2.82 \times 10^5$ kg e $K_k = (2\pi f_k)^2 M_k = 6.59 \times 10^5$ N/m.

6.1.1 Chaminé isolada com coeficientes aerodinâmicos da NBR-6123

A primeira análise a ser representada considera a chaminé isolada, bem como coeficientes de arrasto iguais a 0,6 ao longo de toda a sua altura. A aplicação da metodologia apresentada na seção 2 conduz aos seguintes resultados no primeiro modo de vibração para a parte flutuante: $\sigma_u = 0.0749$ m, $v = 0.206$ Hz, $g_T = 3.29$ e $u_{k,peak} = 0.246$ m. O diagrama comparativo de momentos fletores calculados para os métodos estático e dinâmico da NBR-6123 está apresentado na Figura 16.

6.1.2 Chaminé isolada com coeficientes aerodinâmicos obtidos no túnel de vento

A segunda análise considera a chaminé isolada, no entanto com coeficientes aerodinâmicos obtidos em ensaios em túnel de vento. A aplicação da metodologia da seção 2 conduz aos seguintes resultados no primeiro modo de vibração para a parte flutuante: $\sigma_u = 0.0804$ m, $v = 0.206$ Hz, $g_T = 3.29$ e $u_{k,peak} = 0.264$ m. O diagrama comparativo

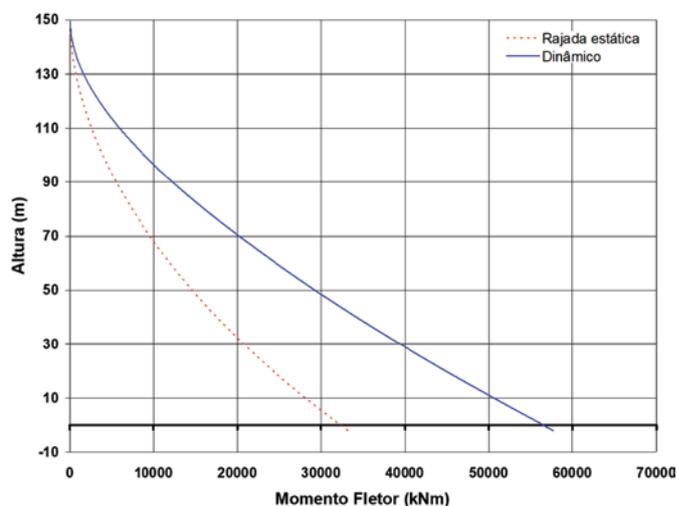


Figura 17

Comparação entre a abordagem por rajada estática e pelo método dinâmico, para a chaminé isolada com coeficientes aerodinâmicos obtidos do túnel de vento

de momentos fletores calculados para os métodos estático e dinâmico da NBR-6123 está apresentado na Figura 17.

6.1.3 Chaminé com vizinhança com coeficientes aerodinâmicos obtidos no túnel de vento

A terceira e última análise a ser apresentada considera a chaminé com vizinhança, sendo os coeficientes aerodinâmicos obtidos

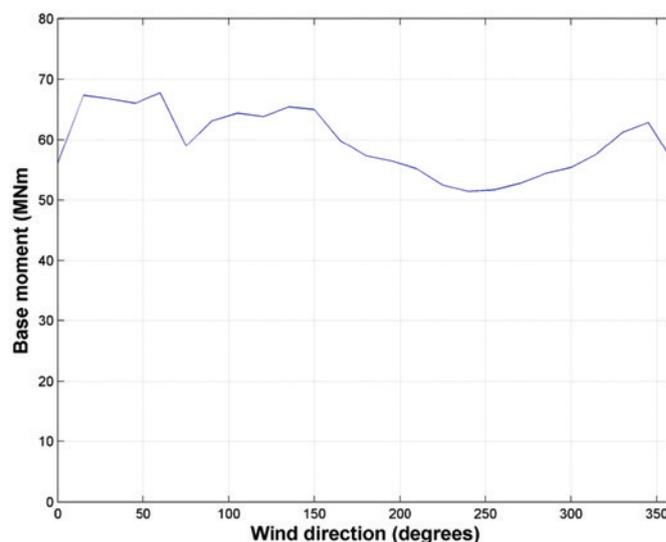


Figura 18

Momentos na base para a chaminé com vizinhança, com coeficientes aerodinâmicos obtidos do túnel de vento. Observar pior caso com incidência a 60 graus

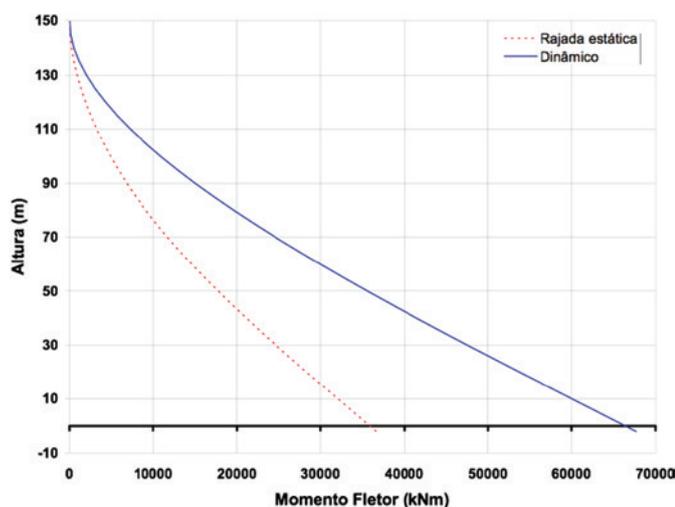


Figura 19

Comparação entre a abordagem por rajada estática e pelo método dinâmico, para a chaminé com vizinhança, com coeficientes aerodinâmicos obtidos do túnel de vento

em ensaios em túnel de vento. Neste caso, torna-se importante a direção de incidência do vento, que determina a magnitude dos efeitos de vizinhança conforme a geometria das edificações que se posicionam a barlavento. A Figura 18 mostra o momento na base da chaminé em função desta direção de incidência, e justifica a escolha da direção de 60 graus como sendo o pior caso. Os resultados apresentados a seguir são todos referidos a essa direção de incidência. A aplicação da metodologia apresentada na seção 2 conduz aos seguintes resultados no primeiro modo de vibração para a parte flutuante: $\sigma_u = 0.0977$ m, $v = 0.207$ Hz, $g_T = 3.29$ e $u_{k,peak} = 0.322$ m. O diagrama comparativo de momentos fletores calculados para os métodos estático e dinâmico da NBR-6123 está apresentado na Figura 19.

6.2 Resposta transversal devida ao desprendimento de vórtices

Ao se aplicar os parâmetros $f_n = 0.24$ Hz e $D = 5.1$ m na Equação 46 do método da Norma Canadense, obtém-se $V_H = 6.12$ m/s, que representa a velocidade em que o desprendimento de vórtices causa o máximo efeito ressonante. Assim, a pressão dinâmica correspondente resulta em $q_H = 23$ N/m². Como tal estrutura se enquadra no caso “muito esbelta” e com velocidade crítica baixa, as constantes C_1 e C_2 têm valores de 6 e 1,2, respectivamente. A razão de amortecimento crítico utilizada $\beta = 0.01$ e a esbelteza $\lambda = 29.4$. A massa por unidade de comprimento do terço superior da chaminé $M = 9520$ kg/m e $\rho = 1.226$ kg/m³. De posse desses parâmetros, a Equação 47 resulta em uma força estática equivalente (agindo no terço superior) $F_L = 1680$ N/m, ou seja, 84 kN aplicados a 125 metros a partir da superfície, que produz um momento fletor na base de 10500 kNm. Tal valor não supera os esforços produzidos pela ação longitudinal do vento na velocidade de projeto. É importante ressaltar que estes resultados são

válidos para a estrutura isolada e que a vizinhança pode causar alterações nestes valores, não existindo procedimentos analíticos capazes de prever estes efeitos.

7. Comentários finais e conclusões

Observa-se que, excetuando-se a incidência de 345°, os esforços calculados através da NBR-6123 e da NBC-1990 não são superados nos ensaios em túnel de vento. Deve-se ressaltar que a versão atual da norma brasileira só apresenta uma metodologia para a determinação da resposta devida à turbulência atmosférica, sem possibilitar a estimativa da resposta transversal por desprendimento de vórtices. Isto justifica a proposição de uma nova metodologia para a norma brasileira que seja capaz de contemplar os dois tipos de respostas aqui referidos, tanto para estruturas metálicas quanto de concreto armado. Tal metodologia já está em fase de elaboração (Grala [24]) e deve ser implementada na nova versão da NBR-6123, atualmente em fase de revisão.

Com relação à não adequação das metodologias normativas para o ângulo de incidência de 345°, ou seja, quando há evidente influência dos efeitos de vizinhança, conclui-se que somente ensaios em túnel de vento, com a simulação correta das características dos ventos naturais, são capazes de prever a resposta da estrutura. As metodologias normativas apresentadas são válidas somente para estruturas isoladas ou em configurações construtivas que não sofram influências aerodinâmicas significativas de estruturas vizinhas. É importante ressaltar que, no caso dos ensaios do modelo rígido com vizinhança, a incidência do vento que apresentou os maiores valores dos coeficientes aerodinâmicos foi 60 graus. Já para o ensaio aeroelástico, a incidência mais nociva foi para o ângulo de 345 graus. Enquanto a NBR-6123 não é atualizada, uma alternativa para o projeto da estrutura baseando-se nos métodos atuais seria a consideração da influência da direção do vento na determinação da velocidade de projeto. A NBR-6123 apresenta velocidades básicas que não levam em conta este fator direcional. A disponibilidade de dados meteorológicos que indiquem ser os ventos extremos não oriundos da pior direção aerodinâmica poderia, eventualmente, justificar a aceitação das condições de segurança estrutural. Porém, este procedimento é válido somente para ventos fortes oriundos de tormentas EPS (Loredo-Souza [28]), não podendo ser aplicado para ventos fortes oriundos de tormentas TS (Loredo-Souza *et al.* [29] e [30]). Estudos recentes demonstram que as maiores velocidades do vento no Brasil são oriundas de tormentas TS (Vallis *et al.* [31]). O Nordeste brasileiro, entretanto, apresenta as menores incidências deste tipo de evento meteorológico.

8. Referências bibliográficas

- [1] DALY, A. The response of chimneys to wind-induced loads and the evaluation of the resulting fatigue damage. Tese (Doutorado em Engenharia) – Faculty of Engineering Science, The University of Western Ontario, London (Canada). 1986.
- [2] VICKERY, B. J.; BASU, R. I. Across-wind vibrations of structures of circular cross-sections. Part I. Development of a mathematical model for two-dimensional conditions. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Amsterdam, vol. 12, 1983a; p.49-73.

- [3] VICKERY, B. J.; BASU, R. I. Simplified approaches to the evaluation of the across-wind response of chimneys. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Amsterdam, vol. 14, 1983b; p.153-166.
- [4] VICKERY, B. J.; BASU, R. I. The response of reinforced concrete chimneys to vortex shedding. *Engineering Structures*, [S. l.], vol. 6, 1984; p.324-333.
- [5] BASU, R. I.; VICKERY, B. J. Across-wind vibrations of structures of circular cross-section. Part II. Development of a mathematical model for full-scale application. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Amsterdam, vol. 12, 1983; p.75-97.
- [6] RUSCHEWEYH, H. Vortex Excited Vibrations. In: SOCKEL, H. (Ed.). *Wind-Excited Vibrations of Structures*, International Centre for Mechanical Sciences, Courses and Lectures, n. 335, New York: Springer-Verlag Wien, 1994. p. 51-84.
- [7] BÊNIA, M. C. D. Determinação dos efeitos de vizinhança na resposta dinâmica de edifícios altos sob a ação do vento. *Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2013.*
- [8] TAMURA, Y.; KIM, Y. C.; KIKUCHI, H.; HIBI, K. Correlation and combination of wind force components and responses. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Amsterdam, vol. 125, 2014; p.81-93.
- [9] MANNINI, C.; MARRA, A. M.; BARTOLI, G. VIV-galloping instability of rectangular cylinders: review and new experiments. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Amsterdam, vol. 132, 2014; p.109-124.
- [10] DONGMEI, H.; LEDONG, Z.; QUANSHUN, D.; XUE, Z.; WEI, C. Aeroelastic and aerodynamic interference effects on a high-rise building. *Journal of Fluids and Structures*, Amsterdam, vol. 69, 2017; p.355-381.
- [11] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Forças devidas ao vento em edificações. NBR-6123, Rio de Janeiro, 1988.
- [12] NATIONAL BUILDING CODE OF CANADA. National Research Council of Canada, Associate Committee on the National Building Code, Ottawa, NRCC No. 23178, 1990.
- [13] EUROCÓDIGO 1. Actions on structures – Part 1-4: General Actions – Wind Actions EN 1991-1-4, The European Standard, 2010.
- [14] CICIND. Model code for steel chimneys. Zurich, 2002.
- [15] BLESSMANN, J. *Aerodinâmica das Construções*. Porto Alegre: Editora Sagra, 2ed., 1990.
- [16] ROSHKO, A. Experiments on the flow past a circular cylinder at very high Reynolds numbers. *Journal of Fluid Mechanics*, Cambridge, v. 10, 1961; p. 345-356.
- [17] FLACHSBART, O. Results from 1929 experiment - article by H. Muttray. *Handbook Experimental-physik*, 4, part 2 (Leipzig), 316, 1932.
- [18] FAGE, A.; FALKNER, V. M. Further experiments on the flow around a circular cylinder. London, Aeronautical Research Committee, (Reports and Memoranda – 1369), 1931, 26p.
- [19] SCRUTON, C.; ROGERS, E. W. E. Steady and Unsteady Wind Loading of Building and Structures. In: *Phil. Trans. Roy. Soc., London A269*, 1971; p. 353-383.
- [20] OKAMOTO, T.; YAGITA, M. (1973). The experimental Investigation on the flow past a circular cylinder of finite length placed normal to the plane surface in a uniform stream. *Bull. JSME*, vol.16, 1973; p.805-814.
- [21] COOK, N. J. The designer's guide to wind loading of building structures. Part 2: Static Structures. (Building Research Establishment). London, UK, 1990.
- [22] GOULD, R. W. E.; RAYMER, W. G. E.; PONSFORD, P. J. Wind tunnel tests on chimneys of circular section at high Reynolds numbers. *Proceedings Symposium on Wind Effects on Buildings and Structures*, Loughborough University of Technology, Loughborough, UK, 1968.
- [23] BASU, R. I. Aerodynamic forces on structures of circular cross-section. Part II. The influence of turbulence and three-dimensional effects. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Amsterdam, vol. 24, 1986; p.33-59.
- [24] GRALA, P. Estudo das metodologias para o cálculo da resposta de estruturas cilíndricas circulares frente ao fenômeno de desprendimento de vórtices: proposta atualizada para a NBR-6123. *Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2016.*
- [25] PALUCH, M. J., LOREDO-SOUZA, A.M. e RIERA, J.D. Vibrações transversais de torres e chaminés de concreto armado devido ao desprendimento de vórtices – propostas para a NBR-6123. In: *Anais do 47º Congresso Brasileiro do Concreto*, 2005.
- [26] SANTOS, M. L., PFEIL, M. S. Vortex-induced vibrations of circular section towers. In: *Proceedings of the 14th International Conference on Wind Engineering*, 2015.
- [27] BLESSMANN, J. The Boundary Layer Wind Tunnel of UFRGS. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 10, 1982; p. 231-248.
- [28] LOREDO-SOUZA, A. M. Meteorological events causing extreme winds in Brazil. *Wind and Structures*, vol. 15, n. 2, 2012; p.177-188.
- [29] LOREDO-SOUZA, A. M., LIMA, E. G., VALLIS, M. B., ROCHA, M. M., WITTEWER, A. R., OLIVEIRA, M. G. K. Full-scale downburst damage versus boundary layer wind tunnel pressures: a survey analysis. In: *Proceedings of the 8th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications*. Northeastern University, Boston, Massachusetts, USA, 2016.
- [30] LOREDO-SOUZA, A. M., LIMA, E. G., VALLIS, M. B., ROCHA, M. M., WITTEWER, A. R., OLIVEIRA, M. G. K. Downburst related damages in Brazilian buildings: are they avoidable?. In: *Proceedings of the International Workshop on Wind-Related Disasters and Mitigation*, Sendai, 2018.
- [31] VALLIS, M. B., LOREDO-SOUZA, A. M., WATRIN, L. C., BÊNIA, M. C. D. Extreme winds east of the Andes. In: *Proceedings of Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural*, Lima, 2018.