



IX CONGRESSO BRASILEIRO DE PONTES E ESTRUTURAS
18 a 20 de maio, 2016 - Everest Rio Hotel

Avaliação de métodos teóricos para estimativa de comportamento de edificações flexíveis sob a ação de vento turbulento

Fernando Guerra Algaba¹, Michèle Schubert Pfeil², Ronaldo Carvalho Battista³

¹ mestrando COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro, email: fguerra.arei@gmail.com

² POLI-COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro, email: mpfeil@coc.ufrj.br

³ COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro; Controllato Ltda; email: controllato1@gmail.com.

Resumo

As normas de projeto em geral indicam procedimentos para a estimativa teórica da resposta de edificações flexíveis sob a ação de vento turbulento baseados no clássico Método de Davenport mas, em virtude de diferentes hipóteses e valores para os parâmetros básicos, os resultados apresentam divergências. Daí a importância de se efetuar estudos comparativos entre estes resultados e os obtidos de ensaios experimentais em túnel de vento de modelos reduzidos ou monitoração de protótipos. Neste trabalho os resultados experimentais de modelos reduzidos ensaiados em túnel de vento do *HFBB Benchmark Study*, em que diversos laboratórios em todo o mundo utilizaram a técnica HFBB para determinação de respostas em termos de esforços solicitantes na base são comparados aos resultados de procedimentos normativos para as mesmas condições de vento (perfis verticais de velocidade média, de intensidade de turbulência etc.). As normas utilizadas foram a brasileira (NBR 6123:1988) e a europeia Eurocode 1-4 (CEN, 2010). Além disso, foi aplicada também uma solução modal numérica no domínio da frequência para o modelo discretizado da estrutura. Pode-se concluir que os Métodos do Eurocode 1-4 e a solução modal numérica implementada geram valores similares aos dos resultados experimentais enquanto que os da NBR 6123:1988 subestimam a resposta flutuante de pico em 50% aproximadamente.

Palavras-chave

edificações flexíveis; vento turbulento; dinâmica.

Introdução

A natureza flutuante da velocidade do vento originado de diferentes tipos de tormentas é uma das causas da resposta dinâmica de estruturas à ação do vento. Em geral estruturas com baixos valores de frequência fundamental de vibração e de taxas de amortecimento apresentam resposta dinâmica originada da turbulência do vento. Por outro lado as estruturas caracterizadas por altas frequências fundamentais e por altas taxas de amortecimento apresentam comportamento quase-estático diante da ação de vento, i.e., as respostas apenas dependem dos valores instantâneos da ação.

Tradicionalmente as normas de projeto de estruturas consideram a ação dinâmica do vento turbulento através do método de fator de rajada proposto por DAVENPORT (1961) e desenvolvido com base na aplicação de conceitos estatísticos de processo aleatório estacionário à velocidade de vento para determinar seu valor de pico, admitindo distribuição de probabilidades de Gauss. O método foi inicialmente formulado para um modelo discreto



de um grau de liberdade e posteriormente estendido para incluir a influência da forma modal associada ao modo fundamental de vibração da estrutura (DAVENPORT, 1967). A resposta estática da estrutura à ação do vento (devida à velocidade média) é multiplicada pelo fator de rajada G para considerar as suas vibrações devidas à turbulência do vento. O fator G é, portanto, definido como a razão entre a resposta máxima esperada x_{max} em certo intervalo de tempo (em geral igual a 10 minutos) e a resposta média \bar{x} neste mesmo intervalo, como expressado na eq. (1). Vê-se nesta equação que a resposta flutuante máxima esperada, é calculada multiplicando-se o desvio padrão da resposta flutuante σ_x pelo fator de pico g :

$$G = \frac{x_{max}}{\bar{x}} = 1 + g \frac{\sigma_x}{\bar{x}} \quad (1)$$

Apesar de o fator G ter sido definido como a razão entre uma resposta extrema esperada e a correspondente resposta média, a sua determinação é feita com base na amplitude de deslocamento no modo fundamental de vibração, ou seja x é uma resposta em termos de deslocamento. A sua utilização para determinação de outros tipos de respostas é, portanto, um procedimento aproximado. Apesar disso, diversas normas de projeto, dentre elas o EUROCODE 1-4 (2005), adotam o método do fator de rajada, pelo qual o mesmo fator G é utilizado para o cálculo das forças equivalentes e com estas dos esforços solicitantes de pico. Isto porque este procedimento fornece resultados com boa aproximação para o momento fletor na base de edifícios altos. Por outro lado, fornece resultados menos aproximados para outras respostas ou tipos estruturais e para superar esta limitação, o método foi revisado por diversos autores (LOREDO-SOUZA, 1996; DYRBYE & HANSEN, 1997) utilizando o conceito de linhas de influência. A resposta total deve ser calculada adicionando a contribuição dos modos de vibração em que há resposta ressonante.

A norma brasileira NBR 6123 (ABNT, 1988), apresenta em seu item 9 dois procedimentos para determinação dos efeitos dinâmicos devidos à turbulência atmosférica: o método simplificado, no qual a edificação de altura h tem seção transversal e distribuição de massa constantes e sua forma modal é expressa por função analítica do tipo $(z/h)^y$ e o método discreto no qual a edificação é representada por um modelo numérico caracterizado por suas formas modais discretizadas e as correspondentes frequências naturais de vibração. O Método do Modelo Discreto (MMD) basicamente consiste em se determinar um vetor de forças devidas ao vento a ser aplicado estaticamente à estrutura, de modo que os deslocamentos assim obtidos sejam iguais aos valores máximos esperados resultantes da análise dinâmica (eq.1). O método é aplicado com auxílio de gráficos para diferentes categorias de rugosidade de terreno os quais foram construídos a partir de simplificações na solução modal no domínio da frequência baseada no método de Davenport (BLESSMANN, 1998).

CARDOSO JUNIOR (2011) e CARVALHO (2015) abordaram de forma comparativa métodos teóricos para estimativa da resposta dinâmica de edificações sob a ação de vento turbulento, encontrando expressivas divergências de resultados em alguns casos. Foram utilizados procedimentos normativos da NBR6123 e do Eurocode 1 e desenvolvidas soluções nos domínios do tempo e da frequência para determinação de respostas em termos de deslocamentos e esforços. Em CARDOSO JUNIOR (2011) e PFEIL *et al.* (2012) foram comparadas as respostas em termos de deslocamentos no topo de alguns exemplos e foi



encontrada boa correlação de resultados exceto para o método do modelo discreto da norma brasileira cujos resultados foram bem inferiores aos demais. CARVALHO (2015) chegou a conclusões semelhantes para resultados em termos de esforços solicitantes na base das edificações.

Este trabalho apresenta um estudo comparativo (GUERRA, 2016) entre os resultados de métodos teóricos e os obtidos de ensaios de modelos reduzidos em túnel de vento. Os métodos teóricos utilizados são os seguintes: (i) solução modal numérica no domínio da frequência NFREQ; (ii) Procedimentos 1 e 2 do EUROCODE 1-4/2005; (iii) Procedimento do item 9 da NBR 6123:1988. Os resultados experimentais foram extraídos do *INTERNATIONAL HFBB COMPARISON PROJECT (2012)*, proposto pela *International Association for Wind Engineering (IAWE, 2012)*, que consolida resultados de ensaios de modelos reduzidos em túnel de vento utilizando a técnica HFBB aplicada por diversos laboratórios no mundo a um prédio padrão, fornecendo resultados em termos de esforços solicitantes de pico na base.

Modelagem matemática da velocidade do vento

Apresenta-se uma breve descrição das principais características dos ventos originados pelos ciclones extratropicais (tempestade EPS). O campo de velocidade de vento é descrito com base em um sistema cartesiano no qual o vetor velocidade de vento em certo instante de tempo pode ser escrito em termos de três componentes. No presente trabalho somente a turbulência na direção longitudinal (x) é considerada sendo a componente nesta direção escrita como:

$$\bar{U}(z) + u(x, y, z, t) \quad (2)$$

onde $\bar{U}(z)$ é a velocidade média que depende somente da altura z acima do terreno, e u é a componente flutuante, que é tratada como processo aleatório estacionário de média nula.

A variação da velocidade média $\bar{U}(z)$ com a altura z pode ser descrita pela expressão empírica denominada lei potencial e que relaciona a velocidade média em duas alturas diferentes, sendo a altura z_{ref} geralmente tomada igual a 10 m:

$$\bar{U}(z) = \bar{U}_{ref} \left(z/z_{ref} \right)^p \quad (3)$$

sendo p o expoente que depende da rugosidade do terreno e do intervalo de tempo no qual se efetua a média. A lei logarítmica também descreve a variação $\bar{U}(z)$ em função de um parâmetro denominado comprimento de rugosidade z_0 (SIMIU & SCANLAN, 1996).

A intensidade de turbulência I_u é medida pela razão entre o desvio padrão σ_u da velocidade flutuante u e o valor da média \bar{U} . Para descrever a função de densidade espectral S_u existem na literatura diversas expressões propostas, em geral baseadas em medições experimentais e escritas na forma adimensional. Para S_u tem-se, além de outros, o espectro de Harris, adotado pela NBR 6123 e o espectro ESDU (Engineering Sciences Data Unit) adotado pelo EUROCODE 1 (CEN,2005). O espectro de Harris é dado por (SIMIU & SCANLAN, 1996):



$$\frac{f \cdot S_u(f)}{\sigma_u^2} = \frac{0,6 \cdot X_1}{(2 + X_1^2)^{5/6}} \quad \text{com } X_1 = \frac{f \cdot L}{\bar{U}(10)} \text{ e } L=1800\text{m} \quad (4)$$

A correlação espacial entre as componentes flutuantes da velocidade em dois pontos i e j é considerada por meio da função densidade espectral cruzada de turbulência, cuja parte real é denominada co-espectro e é dada por:

$$S_{u_i, u_j} = \sqrt{S_{u_i}(f)} \sqrt{S_{u_j}(f)} \psi_u(\Delta r, f) \quad (5)$$

sendo $\psi_u(\Delta r, f)$ a função de co-espectro normalizado:

$$\psi_u(\Delta r, f) = \exp\left(-f \sqrt{C_y^2 (y_j - y_i)^2 + C_z^2 (z_j - z_i)^2} / \bar{U}_m\right) \quad (6)$$

na qual (y_i, z_i) e (y_j, z_j) são as coordenadas dos pontos i e j , C_y e C_z são os coeficientes de decaimento obtidos por ajustes a dados experimentais (Simiu & Scanlan, 1996) e \bar{U}_m é a média das velocidades do vento nos pontos i e j .

Modelagem matemática da força de arrasto

As forças devidas ao vento são calculadas com base no campo de velocidades de vento não perturbado pela presença da estrutura. Admitindo uma estrutura de pequenas dimensões em relação aos turbilhões incidentes, em repouso, a força devida ao vento na direção da velocidade média (direção longitudinal) pode ser descrita pela seguinte expressão:

$$F(x, y, z, t) = \frac{\rho}{2} \left[\bar{U}^2(z) + 2 \bar{U}(z) u(x, y, z, t) \right] C_a A \quad (7)$$

em que o modelo da eq. (2) foi adotado para velocidade de vento, ρ é a massa específica do ar, C_a é o coeficiente de arrasto e A é a área frontal de exposição. Na eq. (7) desprezaram-se o termo quadrático em u (linearizando a força em relação à velocidade flutuante) e a velocidade da estrutura no cálculo da velocidade relativa (o que equivale a desprezar o amortecimento aerodinâmico). Sendo assim, se pode distinguir duas parcelas na eq. (7): (i) força média, que vai produzir a resposta estática; (ii) força flutuante, que pode produzir resposta dinâmica.

Para estruturas cuja dimensão característica não é pequena em relação às dimensões dos turbilhões, deve-se levar em conta a correlação espacial das pressões devidas ao vento no cálculo das forças aerodinâmicas.

Método de Davenport – Fator de Rajada

O método de Davenport foi inicialmente desenvolvido para estruturas representadas por um sistema do tipo massa \bar{m} -mola-amortecedor com frequência natural f_r para a qual a função densidade espectral da resposta em deslocamento $S_a(f)$ é dada por

$$S_a(f) = \frac{1}{\bar{m}^2 (2\pi f_r)^4} |H(f)|^2 S_{\hat{F}}(f) \quad (8)$$



sendo $H(f)$ a função de resposta em frequência e $S_{\hat{F}}$ a função de densidade espectral da força flutuante resultante escrita em termos da admitância aerodinâmica $\chi_a^2(f l/\bar{U})$ para relacionar as funções $S_{\hat{F}}$ e S_u levando em conta a correlação espacial das pressões aerodinâmicas,

A variância da resposta em deslocamento é igual à área sob a curva de $S_a(f)$ e é convenientemente dividida em duas parcelas: sub-ressonante e ressonante. Como a resposta na região sub-ressonante é quase-estática, a área correspondente é calculada a partir da integral do espectro da própria força resultante de vento. Já a área referente à resposta ressonante é calculada a partir da magnitude do espectro S_a na frequência f_r de ressonância. Dessa forma, o fator de rajada para resposta da eq. (1) pode ser escrito como:

$$G = 1 + 2 g I_u \sqrt{B + R} \quad (9)$$

sendo B o fator de resposta quase-estática e R o fator de resposta ressonante.

Davenport (1961) deduziu a seguinte expressão para o fator de pico g :

$$g = \sqrt{2 \log_e(vT) + 0,577} / \sqrt{2 \log_e(vT)} \quad (10)$$

onde v é a frequência efetiva de resposta e T é o intervalo de tempo da estimativa.

Solução numérica modal no domínio da frequência – NFREQ

Admite-se uma estrutura de comportamento linear, amortecimento estrutural viscoso e modelada por elementos finitos conforme ilustra a Fig.1, sendo as formas modais representados pelo vetor ϕ_j . Considerando-se o método de superposição modal, o sistema de equações de movimento fica desacoplado e as soluções podem ser desenvolvidas para cada grau de liberdade generalizado a . A j ésima equação modal da estrutura discretizada no domínio da frequência é dada pela eq. (8) sendo \bar{m} a massa modal e substituindo $S_{\hat{F}}$ pelo espectro da força modal $S_{\bar{p}_j}(f)$ o qual é calculado a partir do espectro cruzado das forças flutuantes aplicadas nos nós k e l :

$$S_{\hat{F}_k, \hat{F}_l}(f) = \frac{\rho^2}{4} (2\bar{U}_k)(2\bar{U}_l) C a_k C a_l A_k A_l S_{u_k, u_l}(f) \quad (11)$$

sendo $S_{u_k, u_l}(f)$ dado pela eq. (5). Com isto admite-se que a correlação espacial das pressões acompanha a correlação espacial da velocidade flutuante u (cálculo das forças com base no escoamento não perturbado). Justificativas para este procedimento podem ser encontradas em DYRBYE & HANSEN (1997) e SIMIU & SCANLAN (1996).

Nesta solução numérica NFREQ o cálculo da variância $\sigma_{a,j}^2$ é feito por integração numérica da função de densidade espectral da resposta S_a com intervalos de frequência igual a 10^{-3} Hz, sem a sub-divisão em resposta quase-estática e resposta ressonante. O vetor de forças nodais \hat{F}_j que, ao ser aplicado estaticamente na estrutura, resulta deslocamentos extremos devido à ação dinâmica do vento associados ao modo j é dado por:



$$\hat{\mathbf{F}}_{j\text{ pico}} = g \sigma_{a,j} \omega_j^2 \mathbf{M} \boldsymbol{\phi}_j \quad (12)$$

sendo \mathbf{M} a matriz de massa diagonal e g dado pela eq. (10).

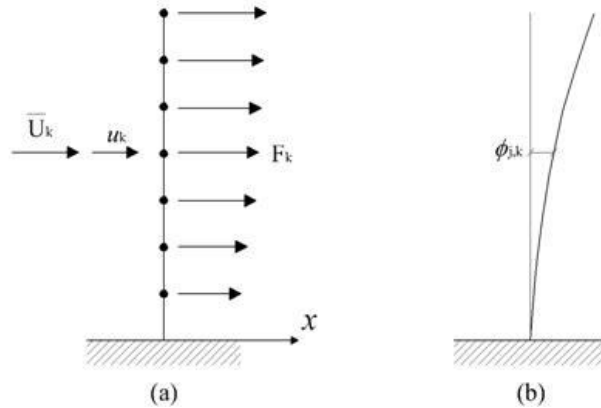


Figura 1. (a) Modelo numérico unifilar da estrutura; (b) forma modal j .

Método Discreto MMD – NBR 6123 (ABNT, 1988)

Adotado pela norma brasileira NBR 6123:1988, o processo MMD apresenta uma formulação modal no domínio da frequência para determinar a ação estática equivalente do vento, que representa os efeitos dinâmicos de pico na estrutura.

Para descrever matematicamente o campo de velocidade de vento, o método utiliza a lei potencial (eq.3) para o perfil vertical de velocidade média, o espectro de Harris dado pela eq.(5), e o espectro cruzado é representado pelo co-espectro normalizado dado por uma expressão alternativa à eq.(6) (BLESMANN, 1998).

Para uma estrutura discretizada como mostrado na Fig.1, o método determina um vetor de forças nodais composto por uma parcela correspondente à ação do vento com velocidade média em 10 minutos e outra correspondente à ação da turbulência do vento. O vetor de forças nodais que, ao ser aplicado estaticamente na estrutura, resulta deslocamentos extremos devido à ação dinâmica do vento é dado por (ver eq. 12):

$$\hat{\mathbf{F}}_{j\text{ pico}} = F_H \omega_j^2 \mathbf{M} \boldsymbol{\phi}_j \quad \text{sendo} \quad F_H = \frac{\rho \bar{U}_{ref}^2}{2} \left[\sum_{k=1}^n C a_k \left(\frac{z_k}{z_{ref}} \right)^p A_k \phi_{j,k} / \sum_{k=1}^n m_k \phi_{j,k}^2 \right] \xi \quad (13)$$

Desenvolvimentos matemáticos conduzem a um fator denominado ξ composto de uma integral cuja solução numérica com algumas aproximações e considerando g igual a 4,0, C_y e C_z iguais a 10 resultaram nos ábacos apresentados pela norma NBR6123:1988.

Procedimentos do Eurocode 1

Nos dois procedimentos indicados no EUROCODE 1 (2005) o cálculo da resposta máxima esperada x_{max} é feito com a eq.(1) com G dado por equação similar à eq. (9). Na formulação



os métodos adotam o espectro ESDU, a lei logarítmica para o perfil vertical de velocidades e a função do co-espectro normalizado descrito na eq. (6). As formas modais adotadas são do tipo $(z/h)^{\alpha}$. Cada um dos procedimentos propõe equações para os fatores B e R . As forças equivalentes de pico são obtidas multiplicando-se as forças médias pelo fator de rajada G .

Projeto HFBB Benchmark Study

O projeto *International HFBB Comparison Project*, iniciado na reunião da *12th International Conference on Wind Engineering* em Julho de 2007, consiste na comparação dos resultados gerados em diferentes túneis de vento do mundo usando o método HFBB *High Frequency Based Balance* aplicado a um prédio padrão sob as mesmas condições de vento. Esta técnica consiste no ensaio de um modelo reduzido rígido acoplado em sua base a uma balança de força ultrasensível que mede diretamente os esforços cortantes e momentos na base do modelo ao longo do tempo (TSCHANZ E DAVENPORT, 1983). Considera-se que a estrutura possui uma forma modal fundamental linear e despreza-se o amortecimento aerodinâmico; sendo assim o momento fletor flutuante medido é proporcional à força modal associada ao primeiro modo o que permite a solução da equação de movimento do sistema modal no domínio da frequência fornecendo as respostas em termos de deslocamentos e esforços.

O prédio padrão B tem base retangular (lado na direção X igual a 30m; lado na direção Y igual a 45m), altura de 180m e massa específica igual a 160kg/m^3 . Os modos fundamentais de vibração em flexão nas direções X e Y e torsão tem forma linear. As suas frequências naturais principais são: $f_1=0,20\text{Hz}$ (flexão em torno do eixo X); $f_2=0,23\text{Hz}$ (flexão em torno do eixo Y); $f_3 = 0,40\text{Hz}$ (torção). Foram considerados dois valores de taxa de amortecimento associadas a estes modos: 1% e 2,5%.

Os campos de velocidade de vento propostos para simulação pelos túneis de vento se caracterizam por três valores de velocidade média horária no topo do prédio iguais a 20, 30 e 40m/s. O perfil vertical da velocidade média descrito pela lei potencial (eq.3) é obtido com $p=0,25$ ou pela lei logarítmica com $z_0=0,2\text{m}$ aproximadamente. A intensidade de turbulência longitudinal I_u no topo do prédio B é 0,143 ($\pm 10\%$).

Os resultados são apresentados em IAWQ (2012) em termos de momentos fletores na base para ângulos de incidência do vento entre 0° e 360° .

Aplicação dos métodos teóricos ao prédio B

A aplicação do MMD da NBR6123 foi feita considerando duas categorias de rugosidade de terreno já que não há uma categoria que descreva as características do vento do Projeto HFBB. A categoria IV se caracteriza por $p=0,25$ mas não reproduz I_u . Já a categoria III permite simular I_u mas não o perfil vertical $\bar{U}(z)$. Na aplicação dos procedimentos do EUROCODE adotou-se $z_0=0,2\text{m}$ que reproduz bem I_u e aproximadamente $\bar{U}(z)$.

Os coeficientes de arrasto obtidos pelas duas normas apresentam boa correlação; melhor para vento na direção X (iguais a 1,26 e 1,22 respectivamente pela NBR6123 e pelo



EUROCODE 1); para vento na direção Y o valor do EUROCODE (igual a 1,61) é 11% maior do que o da NBR6123 (igual a 1,45).

Os resultados aqui apresentados referem-se somente ao vento na direção X. As Figs. 2 e 3 ilustram o perfil vertical das forças nodais aplicadas ao modelo numérico unifilar do prédio (Fig.1): forças médias e forças flutuantes de pico, respectivamente. Verifica-se na Fig.2 que as forças médias obtidas pela NBR6123 são muito próximas daquelas obtidas de acordo com o EUROCODE 1; a pequena diferença se deve somente aos perfis verticais de velocidade média de cada norma, já que os coeficientes de arrasto são muito próximos.

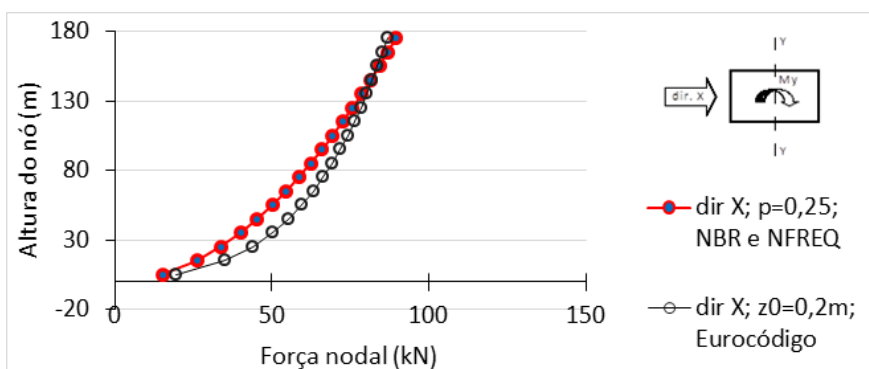


Fig. 2. Forças nodais médias para vento incidindo na direção X.

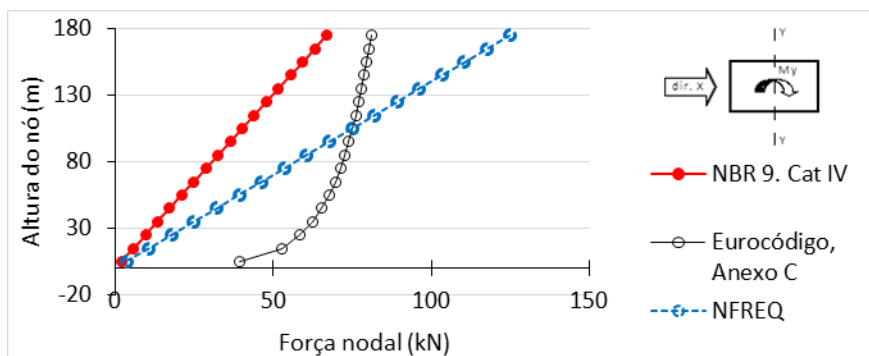


Fig. 3. Forças nodais equivalentes à resposta flutuante de pico (vento na direção X).

Na Fig. 3 observa-se que as forças equivalentes (a serem aplicadas estaticamente de modo a reproduzir esforços flutuantes de pico) apresentam distribuições ao longo da altura muito distintas. Enquanto o EUROCODE 1, fazendo uso do método do fator de rajada G, conduz a uma distribuição proporcional à das forças médias, no MMD da NBR6123 e na solução NFREQ a distribuição das forças equivalentes segue a forma modal. Outra importante observação é que as forças obtidas pelo MMD são muito menores do que as da análise NFREQ.

Com estas forças foram calculados os momentos fletores na base do prédio para fins de comparação aos resultados experimentais. As Figs. 4a, 4b e 4c apresentam esta comparação em termos de momentos fletores médios, valores flutuantes de pico e valores totais, respectivamente, em função da velocidade média do vento no topo do prédio. Os



resultados experimentais de momento médio e de momento total estão representados pelas linhas Min HFBB e Max HFBB que correspondem a limites superior e inferior dos resultados obtidos. Na Fig. 4b os resultados experimentais são representados por valores médios.

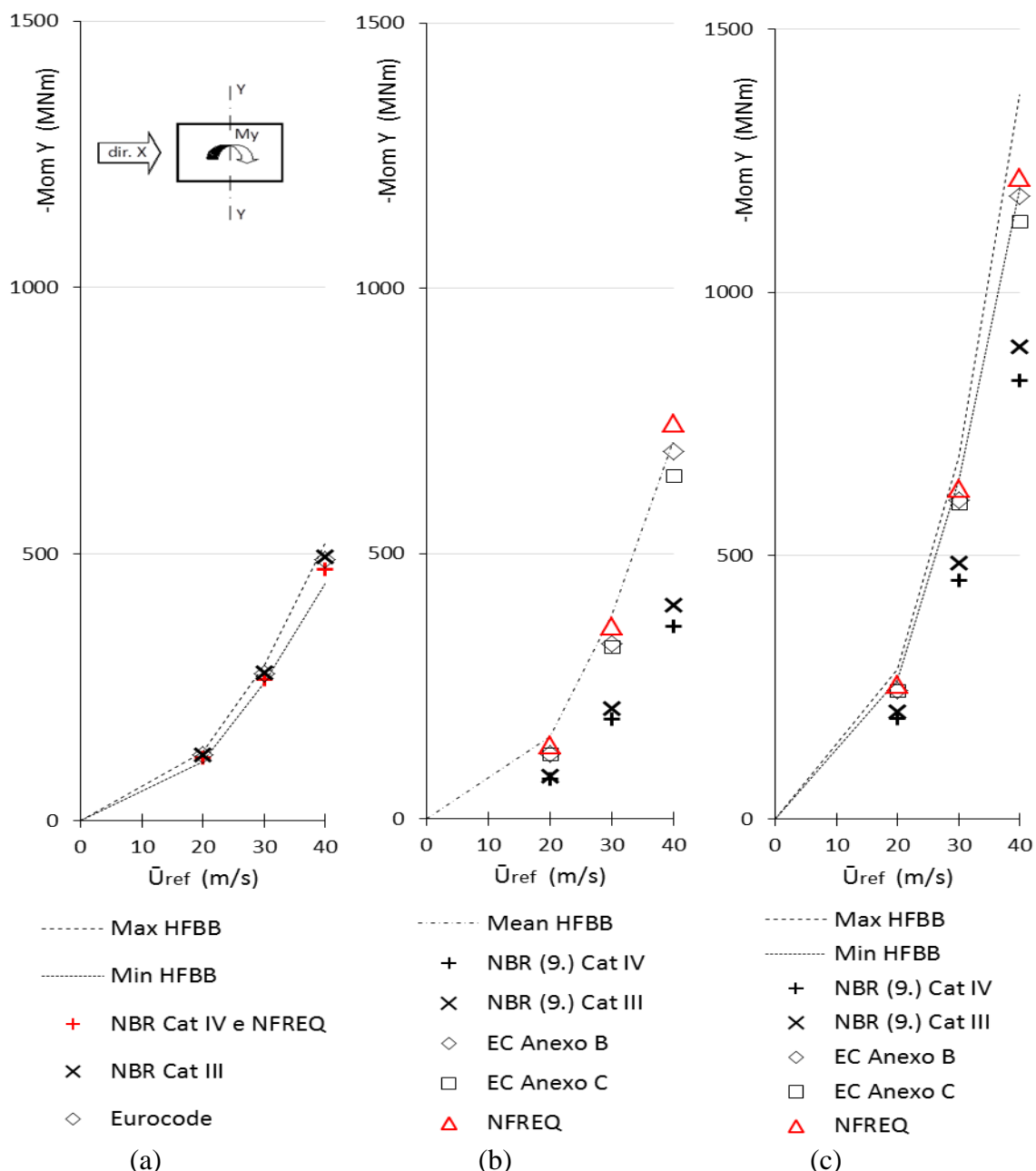


Fig. 4. Momento fletor na base em função da velocidade média no topo do prédio B. (a) momento médio; (b) momento flutuante de pico; (c) momento total.

Na Fig. 4a pode-se observar que os valores experimentais de momento fletor médio M_y apresentam pouca dispersão e os valores teóricos inserem-se na faixa de variação das medições experimentais. O gráfico que trata do momento fletor flutuante de pico (Fig. 4b) mostra que os resultados do MMD da NBR 6123/1988 (tanto para categoria III quanto IV)



subestimam as forças flutuantes com respostas em torno de 50% dos correspondentes valores experimentais. Ainda em relação ao momento fletor flutuante de pico vê-se que, em geral, as respostas obtidas com ambos os procedimentos do EUROCODE 1-4/2005 e com a solução numérica no domínio da frequência NFREQ apresentem boa correlação com os valores médios experimentais.

Conclusões

A comparação teórico-experimental apresentada conduz à conclusão de que o Método do Modelo Discreto do item 9 da NBR6123 deve ser revisado de modo a fornecer resultados mais consistentes com os experimentais. Após a revisão da formulação do fator dinâmico ξ , encontra-se em andamento a elaboração de novos ábacos para a sua determinação através da utilização da solução numérica NFREQ aqui apresentada, cujos resultados apresentaram muito boa correlação com os experimentais. Adicionalmente estão sendo geradas tabelas para dar maior precisão na determinação de ξ por meio de interpolações. Nesta proposta o procedimento de aplicação do MMD se mantém inalterado por parte do usuário.

Referências

- ABNT, NBR 6123:1988. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1988. NBR-6123 Forças devidas ao vento em edificações. Rio de Janeiro, 1988.
- BLESSMANN, J., Introdução ao estudo das ações dinâmicas do vento. 2.ed. Porto Alegre, Brasil, 1998.
- CARDOSO Jr, S., Edificações flexíveis sob ação dinâmica de vento turbulento. Dissertação M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2011.
- CARVALHO, C., Resposta dinâmica de edificações sob ação de vento turbulento. Dissertação M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2015.
- DAVENPORT, A.G. The application of statistical concepts to the wind loading of structures. Proc. Institution of Civil Engineers, v19, Paper 6480, p.449-472, 1961.
- DAVENPORT, A.G. The buffeting of structures by gusts. Symposium N°16, Wind Effects on Buildings and Structures. Teddington, Inglaterra, v.1, Paper 9, p.357-391, 1967.
- DYRBYE, C., HANSEN, SO, Wind Loads on Structures, John Wiley & Sons, England, 1997.
- EUROCODE 1. Actions on structures – Part 1-4: General actions – Wind actions. The European Standard EN 1991-1-4:2005, 2005
- GUERRA, F.A. Avaliação de Métodos Teóricos para Estimativa de Comportamento de Edifícios Altos Sob a Ação de Vento Turbulento. Dissertação M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2016.
- INTERNATIONAL ASSOCIATION FOR WIND ENGINEERING (IAWE), International HFBB Comparison Project - Building B Summary results. <http://www.iawe.org/>. Acesso em: 15 2 2015, 2012.
- LOREDO-SOUZA, A.M., The behavior of transmission lines under high winds, Ph.D. Thesis, University of Western Ontario, London, Canada, 1996.
- PFEIL, M.S.; CARDOSO, D.; CONCEIÇÃO, R.; BATTISTA, RC Edificações flexíveis sob a ação dinâmica de vento turbulento. XXXV Jornadas Sul Americanas de Engenharia Estrutural. Rio de Janeiro, 2012.
- SIMIUI, E. ; SCANLAN, R., Wind Effects on Structures. , 3rd Ed. John Wiley & Sons, 1996.
- TSCHANZ, T. AND DAVENPORT, A.G., The base balance technique for the determination of dynamic wind loads. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 13 (1983) 429-439. Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1983.