

Reducción de aceleraciones en edificios esbeltos sometidos a cargas de viento mediante disipadores y amortiguadores de masa sintonizada

Juan I. Rueda¹ y José A. Inaudi^{1,2}

¹ FCEFY N, Universidad Nacional de Córdoba, Córdoba, Argentina

² Facultad de Ingeniería, Universidad Católica de Córdoba, Córdoba, Argentina

Fecha de recepción del manuscrito: 10/02/2022

Fecha de aceptación del manuscrito: 30/12/2022

Fecha de publicación: 30/12/2022

Resumen—Durante eventos de viento los edificios altos pueden exhibir niveles de aceleración de piso que comprometen el confort de sus ocupantes. El uso de dispositivos de disipación de energía para reducir las aceleraciones máximas es una buena estrategia para mejorar el desempeño del edificio. En este artículo se describe un procedimiento para la estimación de las aceleraciones máximas medias de piso en edificios sujetos a fuerzas actuantes en la dirección del viento. Las cargas de viento sobre la estructura en la se modelan como procesos aleatorios estacionarios con correlación espacial dependiente de la altura y en base a modelos de potencia espectral de turbulencia longitudinal. Se desarrolla un procedimiento de diseño de amortiguadores viscosos lineales y amortiguadores de masa sintonizada que permite estimar los aumentos en la razón de amortiguamiento crítico de los polos del modelo con amortiguamiento no clásico. Se estiman los valores medios máximos de aceleración como función de los parámetros de los disipadores y de los amortiguadores de masa sintonizada de manera de obtener parámetros de diseño convenientes para la mejora del confort de los ocupantes en tormentas de recurrencia anual.

Palabras clave—Viento, vibraciones, aceleraciones, confort, amortiguamiento.

Abstract—During wind events, tall buildings can exhibit levels of floor acceleration that compromise occupant comfort. The use of energy dissipating devices to reduce peak accelerations is a sound strategy to improve building performance. This article describes a procedure for estimating the average peak floor acceleration of buildings subjected to forces acting in the wind direction. Wind loads on the structure are modeled as stationary random processes with height-dependent spatial correlation using power spectral models of longitudinal turbulence. A design procedure for linear viscous dampers and tuned mass dampers is developed that allows the estimation of critical damping ratio of the poles of the model with non-classical damping. The mean maximum acceleration values are estimated as a function of the parameters of the dampers and of the tuned mass dampers in order to obtain suitable design parameters for improving the comfort of the occupants in annual recurrence storms.

Keywords— Wind, vibrations, accelerations, comfort, damping.

INTRODUCCIÓN

Los edificios de gran altura son sensibles a la acción del viento y sufren vibraciones que pueden generar malestar en los residentes. Existen diversos criterios o estándares para garantizar que los ocupantes no sufran pérdida de confort, mareos, náuseas o miedo y que los niveles de vibración no repercutan en sus tareas cotidianas. Un parámetro comúnmente utilizado para medir el riesgo de pérdida de confort es la aceleración media máxima de las plantas de la estructura, producidas por las cargas de viento en tormentas de recurrencia anual. En edificios esbeltos, alcanzar los estándares de confort a menudo requiere dispositivos capaces de disipar energía, conectados

generalmente con diagonales metálicas a la estructura principal.

Para poder evaluar el confort, es necesario realizar un modelo de carga de viento consistente, que represente la intensidad y contenido de frecuencia de las cargas que sufrirá la estructura a lo largo de su vida útil, para luego determinar la respuesta de la estructura ante esta carga dinámica. Varios autores (Kareem, 1992; Tamura y Kareem, 2013) han desarrollado modelos de fuerza de viento con formulación estocástica con pruebas de modelos teóricos y de túnel de viento. Está demostrado que los modelos de carga de viento basados en la definición de la matriz de potencia espectral de las cargas aplicadas para un nivel de intensidad de viento dado ofrecen buenas predicciones y constituye el planteo teórico sobre el que se basan las estimaciones de respuesta del viento en algunos estándares y códigos de carga de viento en el mundo (Tamura y Kareem, 2013).

Dirección de contacto:

Juan Ignacio Rueda, Resistencia, Chaco, Argentina.
ruedajuanignacio@gmail.com

Este trabajo presenta un análisis de las aceleraciones en dos edificios de gran altura producidas por cargas de viento modeladas como procesos aleatorios. El objetivo del estudio es comprender en qué medida la incorporación de disipadores viscosos lineales (LVD) mediante diagonales y/o incorporación de amortiguadores de masa sintonizada (TMD) puede o no garantizar que dichas aceleraciones sean menores que los valores descritos por el criterio de confort adoptado para tormentas de recurrencia anual. Se desarrollan modelos estructurales y se incorporan en los mismos dispositivos capaces de disipar energía para aumentar las razones de amortiguamiento modal de los polos con menores frecuencias naturales. Se expone un procedimiento para determinar el aumento de amortiguamiento modal de forma paramétrica en función de los parámetros de los LVD suplementarios y de los parámetros del TMD. Los resultados obtenidos han suministrado información útil en la comprensión del comportamiento dinámico de este tipo de estructuras.

CASOS DE ESTUDIO

Se modelan dos edificios de 40 y 60 plantas (denominados en este trabajo como caso 1 y caso 2, respectivamente) en el programa de elementos finitos SAP2000®. El modelo permite obtener los modos de vibración natural de la estructura, frecuencias naturales y masas modales. Una vez obtenidos los parámetros modales mencionados y con ellos, los desplazamientos nodales para cada modo analizado, se exportan los resultados para desarrollar un modelo de orden reducido del modelo dinámico lineal en Matlab®. Utilizando funciones de cálculo de polos de modelos lineales en espacio de estado, se calculan las razones de amortiguamiento modal logrables con diferentes dispositivos (LVD y TMD).

Mediante una formulación en el dominio de la frecuencia del modelo de orden reducido se obtiene la respuesta del valor medio cuadrático (RMS) y valores medios máximos del edificio ante las cargas de vientos generadas como procesos estocásticos para luego verificar si las aceleraciones inducidas son o no menores a las permitidas por el criterio de confort adoptado.

Para el análisis, se optó por un edificio de hormigón armado compuesto por marcos rígidos con un núcleo de muros de corte en la zona de servicios. Se eligió esta tipología, ya que es uno de los sistemas estructurales más utilizados en el mundo para edificios entre 40 y 60 plantas, y con la incorporación de los muros de corte en el centro de la planta, se puede lograr una altura considerable para el análisis buscado. Ambos edificios, tienen la misma tipología estructural, cambiando solamente las dimensiones de los elementos que transmiten cargas verticales.

Las estructuras estudiadas son edificios de hormigón armado H30 de 181.5 y 271.5 metros de altura con un área en planta de 1052 metros cuadrados. Las plantas están separadas cada 3 metros libres a excepción del primer piso que tiene una altura de 6 metros. Para mayor simplicidad, todos los pisos tienen la misma geometría y sistema estructural. Están compuestos por vigas exteriores de 90cm de alto y 30cm de ancho, y vigas interiores de 150 cm de alto y 40 cm de ancho y una losa maciza post-tesada de 20 cm de espesor. Las columnas de una planta son iguales y cambian su sección en altura, cada 10 niveles, teniendo así

4 y 6 secciones diferentes. En el caso 1, las secciones van desde 100cm x 100cm hasta 70cm x 70cm, mientras que los muros de corte son constantes en altura con un espesor de 70 cm. En el caso 2, van desde los 130 cm x 130 cm hasta los 70 cm x 70 cm y los muros de corte de 90 centímetros de espesor.

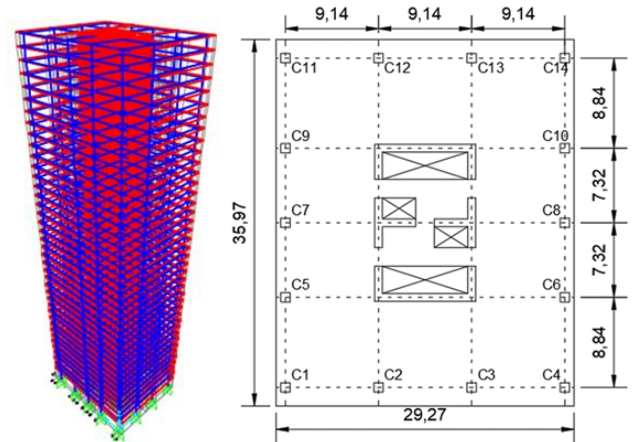


Fig. 1: Disposiciones estructurales de los casos estudiados

El modelo elástico lineal no amortiguado modelado en SAP® incorpora los patrones de carga correspondiente con la colocación de disipadores en configuraciones diagonales consideradas. Esto permitió en los dos modelos obtener los primeros 200 modos de vibración del modelo reducido en el subespacio de vectores de Ritz dependiente de las cargas con el que se desarrolló el análisis de los modelos con amortiguamiento no clásico generados por la incorporación de LVD y/o el TMD en Matlab®. Se utiliza este modelo de orden reducido ya que ofrece resultados más precisos que los modos obtenidos con valores propios (Wilson, 1999), particularmente en casos en los que se incorporan disipadores viscosos en elementos diagonales en estructuras de gran altura.

TABLA 1: PRIMEROS DIEZ MODOS DE VIBRACIÓN EN LOS CASOS ESTUDIADOS (EDIFICIO DE 40 Y 60 NIVELES).

Modos de vibración	Periodos (caso 1)	Periodos (caso 2)
	seg	seg
1	2.913	5.090
2	2.467	3.890
3	1.953	2.891
4	0.607	1.111
5	0.591	0.918
6	0.465	0.895
7	0.375	0.518
8	0.331	0.488
9	0.322	0.487
10	0.319	0.371

MODELO ESTOCÁSTICO DE VIENTO

En esta sección se describe un método para determinar la respuesta de un edificio esbelto sometido a la excitación del viento, considerando sólo las fuerzas producidas en la dirección del viento (*along the wind forces*). Esta metodología entrega buenas predicciones y actualmente es la base en algunos estándares y códigos de carga de viento (Tamura y Kareem, 2013).

Se considera la carga actuando de forma discreta en el edificio, es decir, se aplica cada fuerza de viento por nivel, F_i .

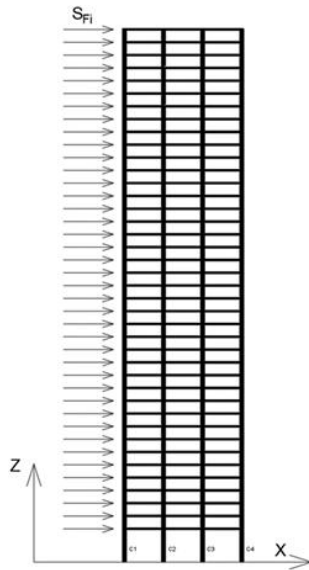


Fig. 2: Dirección de la carga de viento modelada para los casos de análisis

La potencia espectral de la carga para un nivel del edificio a altura $z_i = h_i$ se expresa como:

$$S_{F_i} = (C_D A_i \rho \bar{v}(h_i))^2 S_v(f, h_i) \chi^2 \left(f \frac{\sqrt{A}}{\bar{v}} \right) \quad (1)$$

Donde f es la frecuencia en Hertz, C_D es el coeficiente de resistencia en la dirección del viento (*drag*), asumido igual a 1,2 para formas rectangulares, A_i es la proyección de la superficie de cada nivel del edificio sobre el plano perpendicular a la dirección del viento, ρ es la densidad del aire ($1,28 \text{ kg/m}^3$), \bar{v} la velocidad media del viento para el nivel h_i de cada planta considerada, $S_v(f, h_i)$ es la densidad espectral de la componente turbulenta longitudinal del viento, y χ es la función de admitancia aerodinámica.

Los elementos de la matriz de densidad espectral del vector de la carga del vector excitación \mathbf{F} , se modela como:

$$S_{FF}[i, j] = \sqrt{S_{F_i}} \sqrt{S_{F_j}} Coh(h_i, h_j, f) \quad (2)$$

donde $Coh(h_i, h_j, f)$ es la función de coherencia.

La densidad espectral de la componente turbulenta del viento en el sentido de la coordenada global X del modelo estructural, utilizando el modelo de Von Karman (Inaudi et al., 2017):

$$S_v(z, f) = \frac{4(I_{\bar{v}} \bar{v}(z))^2 \frac{L_{\bar{v}}(z)}{\bar{v}(z)}}{[1 + 70.8 \left(f \frac{L_{\bar{v}}(z)}{\bar{v}(z)} \right)^2]^{5/6}} \quad (3)$$

Se define el perfil de velocidad media, la intensidad de turbulencia y la escala de longitud integral de la turbulencia en el sentido analizado como (Inti Cirsoc, 2005):

$$\bar{v}(z) = V \bar{b} \left(\frac{z}{10} \right)^{\bar{\alpha}} \quad (4)$$

$$I_{\bar{v}}(z) = c \left(\frac{10m}{z} \right)^{1/6} \quad (5)$$

$$L_{\bar{v}}(z) = l \left(\frac{z}{10m} \right)^{\bar{\epsilon}} \quad (6)$$

Donde z es la altura en metros, V la velocidad básica del viento (tomada igual a 15 m/seg para una recurrencia anual en la localización considerada). Los coeficientes \bar{b} , $\bar{\alpha}$, c , l y $\bar{\epsilon}$ se encuentran tabulados según la exposición de la estructura (Inti Cirsoc, 2005) y en el caso de estudio se asumen como 0,45, 1/4, 0,3, 98 y 1/3 respectivamente.

La función de admitancia aerodinámica se aplica para edificios de gran altura (Davenport, 1967; Vickery 1968) y se define como:

$$\chi^2 \left(f \frac{\sqrt{A}}{\bar{v}} \right) \approx \left[1 / 1 + \left(2f\sqrt{A} / \bar{v} \right)^{4/3} \right]^2 \quad (7)$$

Por último, la función de coherencia correlaciona las fluctuaciones de la velocidad del viento para dos alturas en dos puntos del dominio de fluido. Para los casos en donde se analiza el viento en una sola dirección, se puede utilizar la siguiente expresión (Tamura y Kareem, 2013):

$$Coh(h_i, h_j, f) = \exp \left\{ - \frac{C_h |f| |h_i - h_j|}{\bar{v}} \right\} \quad (8)$$

Donde C_h es una constante que ajusta el decaimiento de la coherencia como función de la distancia entre los puntos considerados y la frecuencia f , h_i y h_j son las alturas del piso i y j , respectivamente.

En las figuras 3 y 4 se muestran las densidades espectrales obtenidas para los edificios modelados. Puede observarse cómo el espectro decae fuertemente a medida que aumenta la frecuencia hasta tender asintóticamente a cero para frecuencias altas. También se aprecia cómo, naturalmente, la potencia espectral de la carga de viento crece con la altura analizada para un mismo ancho de la cara expuesta al viento.

La potencia espectral de la variable de interés (desplazamiento, velocidad y/o aceleración de puntos de la estructura), se puede calcular a partir de la matriz de potencia del vector de coordenadas generalizadas del modelo lineal utilizado.

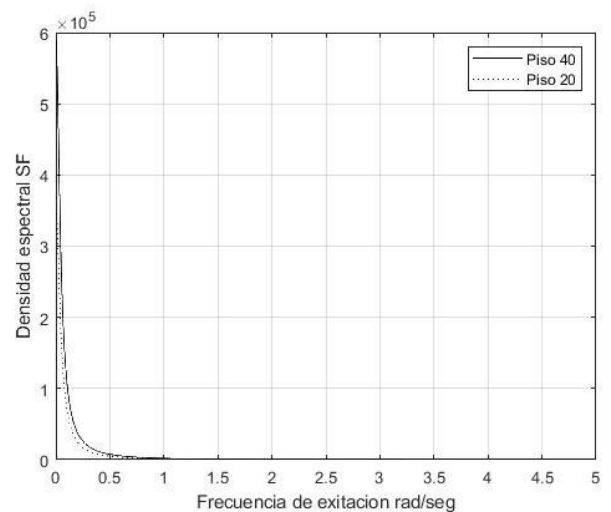


Fig. 3: Densidad espectral de la carga de viento del caso 1.

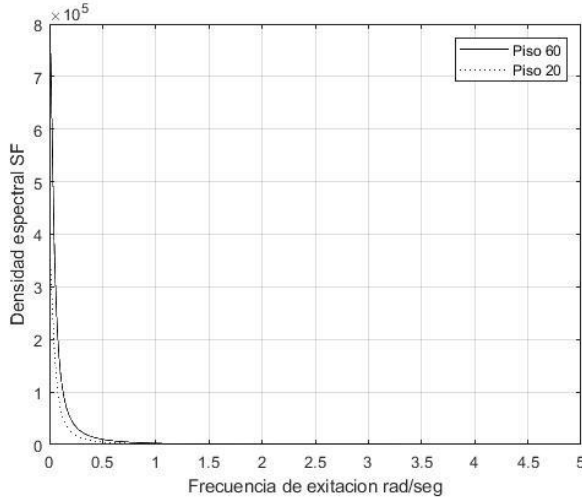


Fig. 4: Densidad espectral de la carga de viento del caso 2.

En el modelo analizado se puede expresar los desplazamientos estructurales a partir de $\mathbf{q}(t)$ mediante la expresión:

$$\mathbf{u}(t) = [\boldsymbol{\varphi}] \mathbf{q}(t) \quad (9)$$

Siendo $[\boldsymbol{\varphi}]$ la matriz real que contiene en cada columna los desplazamientos nodales en cada modo de vibración del modelo de orden reducido de la estructura sin amortiguamiento o con amortiguamiento clásico.

La potencia espectral de las coordenadas generalizadas del modelo puede calcularse a partir de la matriz de potencia espectral de las cargas de viento y la función respuesta en frecuencia de dichas cargas a las coordenadas generalizadas de la estructura analizada (Kareem, 1992).

$$\mathbf{S}_{qq}(f) = \mathbf{H}_{qw}(f)^* \mathbf{S}_F(f) \mathbf{H}_{qw}(f)^T \quad (10)$$

Donde $\mathbf{H}_{qw}(f)^*$ representa la función respuesta en frecuencia conjugada y $\mathbf{H}_{qw}(f)^T$, la función respuesta en frecuencia transpuesta. A partir de la relación definida en ec. (9) podemos expresar:

$$\mathbf{S}_{uu}(f) = [\boldsymbol{\varphi}] \mathbf{S}_{qq}(f) [\boldsymbol{\varphi}]^T \quad (11)$$

Las varianzas de la componente vibratoria de los desplazamientos estructurales debido a cargas de viento vienen dadas por:

$$\sigma_{u_i}^2 = \int_0^\infty \mathbf{S}_{uu}[i, i] df \quad (12)$$

A partir del espectro de potencia de las aceleraciones de la estructura que se relaciona directamente con la densidad de potencia espectral de desplazamiento multiplicado por la frecuencia de excitación elevado a la cuarta potencia, podemos calcular los valores medios cuadráticos de aceleración en los puntos de interés.

$$\ddot{\sigma}_{q_i}^2 = \int_0^\infty (2\pi f)^4 \mathbf{S}_{uu}[i, i] df \quad (13)$$

La aceleración máxima de piso puede estimarse aplicando un factor de pico apropiado (Davenport, 1964).

$$\hat{x} = g \sigma_{\ddot{q}} \quad (14)$$

$$g = \sqrt{2 \ln(v T_{wind})} + \frac{0.577}{\sqrt{2 \ln(v T_{wind})}} \quad (15)$$

Donde la tasa de cruces por cero del proceso aleatorio puede estimarse de manera aproximada como $\nu = 2\pi/\omega_1$ donde ω_1 es la frecuencia fundamental de vibración en radianes por segundo; T_{wind} es el intervalo de tiempo analizado del proceso aleatorio (usualmente tomado en el rango entre 600 segundos y 3600 segundos). Vale la pena destacar que la tasa de cruces por cero de un proceso aleatorio Gaussiano puede estimarse con precisión con la ec. (16), para lo cual se requeriría en el caso de estimación del valor pico de aceleración, calcular el RMS del proceso derivada de la aceleración.

$$\nu = \left(\frac{\int_0^\infty (2\pi f)^6 \mathbf{S}_{uu}[i, i] df}{\int_0^\infty (2\pi f)^4 \mathbf{S}_{uu}[i, i] df} \right)^{1/2} \quad (16)$$

Por último, el análisis estructural ante cargas de vientos en dos direcciones, viento a lo largo y cruzado, presenta una complejidad mayor a la desarrollada en este artículo. Para este caso, se deben calcular \mathbf{S}_{FF} en las direcciones X e Y y una matriz torsional \mathbf{S}_{MzMz} (Inaudi *et al.*, 2017).

CRITERIOS DE CONFORT

Dado que la percepción humana y la tolerancia de ocupantes a las vibraciones en edificios son esencialmente subjetivas, no es sorprendente que existan diferencias e incertidumbres significativas entre los criterios de confort de ocupantes en condiciones de servicio comúnmente utilizados por los laboratorios de túneles de viento y los profesionales del diseño. Kwok y sus colaboradores (Kwok, *et al.*, 2009) resumieron las características y compararon los niveles de aceleración aceptables sugeridos de estos criterios comúnmente adoptados, como se muestra en la Fig. 4, incluyendo ISO6897: 1984 (Organización Internacional de Normalización 1984), Melbourne y Cheung (1988), Isyumov (1993) AIJ-GEH-2004 (Recomendaciones del Instituto de Arquitectura de Japón, 2004), ISO / FDIS 10137: 2007 (Organización Internacional de Normalización 2007) y Burton *et al.* (2007).

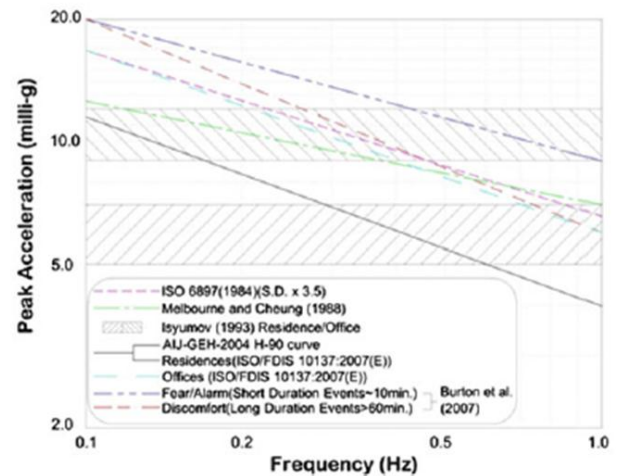


Fig. 5: Comparación de los criterios de comodidad de servicio de los ocupantes para una tormenta de viento con un período de retorno de 1 año (Kwok *et al.*, 2009).

Reconociendo la complejidad de la evaluación del confort de ocupantes en edificios altos excitados por el viento, las diferencias en las metodologías de evaluación actualmente en uso y la variabilidad de los niveles aceptables de aceleración, el manual de carga de viento publicado recientemente para Australia y Nueva Zelanda AWES-HB-001-2012 (Holmes et al., 2012), ofrece una guía sencilla. El manual sugiere que, en general, es poco probable que los edificios que exhiben con frecuencia vibraciones inducidas por el viento con aceleraciones medias máximas superiores a 10 mili-g sean aceptables para la mayoría de los ocupantes, ya que la mayoría de las personas percibirán movimiento con una aceleración máxima de alrededor de 10 mili-g. Este es el criterio adoptado para este trabajo, es decir, que las aceleraciones máximas obtenidas para cargas de vientos con recurrencias menores a un año, no pueden ser mayores a 10 mili-g, siendo mili-g un milésimo de la aceleración de la gravedad.

AUMENTO DE AMORTIGUAMIENTO MODAL CON DISIPADORES VISCOSOS LINEALES

Considerando el modelo de una estructura elástica en rango lineal de N grados de libertad con amortiguadores viscosos lineales conectados, su ecuación de movimiento en coordenadas modales está dada por:

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C} \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K} \mathbf{q} + \sum_{i=1}^{N_d} \mathbf{L}_i^T c_d \mathbf{L}_i \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{L}_{qw} \mathbf{w}(t) \quad (17)$$

Las matrices diagonales \mathbf{M} y \mathbf{K} son las matrices de masa y rigidez del modelo de orden reducido de coordenadas modales en subespacio de Ritz para la configuración de disipadores considerada; N_d es el número de disipadores con constante viscosa c_d , \mathbf{L}_i es la transformación cinemática de coordenadas modales a la deformación del i -ésimo amortiguador (Inaudi et al., 2017):

$$\Delta_i(t) = \mathbf{L}_i \mathbf{q}(t) \quad (18)$$

\mathbf{L}_{qw} es el vector de influencia del vector de fuerzas de viento desde las cargas del viento por nivel a las fuerzas generalizadas en coordenadas modales y $\mathbf{w}(t)$ es el vector de fuerzas de viento por planta. La ecuación de movimiento puede simplificarse con la matriz de amortiguamiento total que contiene el aporte del amortiguamiento estructural inherente de la estructura (usualmente modelado como amortiguamiento clásico) y la matriz de amortiguamiento provista por los disipadores viscosos suplementarios:

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K} \mathbf{q} = \mathbf{L}_{qw} \mathbf{w}(t) \quad (15)$$

En la ec. (15) \mathbf{C}_t es la matriz de amortiguamiento viscoso total del modelo

$$\mathbf{C}_t = \mathbf{C} + \sum_{i=1}^{N_d} \mathbf{L}_i^T c_d \mathbf{L}_i \quad (16)$$

y \mathbf{C} es una matriz diagonal en el modelo en coordenadas modales \mathbf{q} de la estructura sin disipadores

$$\mathbf{C}[i, i] = 2 \xi_i \omega_i m_i \quad (17)$$

donde m_i es la masa modal de la coordenada i -ésima (término de la diagonal de la matriz de masa \mathbf{M}), ω_i es la i -ésima frecuencia natural del modelo de orden reducido y ξ_i

es la razón de amortiguamiento modal de la i -ésima coordenada modal del modelo de orden reducido sin disipadores. En estructuras civiles convencionales, resulta una buena aproximación adoptar $\xi_i = 0.01$ (Inaudi et al., 2017).

Cómo \mathbf{C}_t es una matriz de amortiguamiento no clásica, los modos de vibración natural y frecuencias naturales no pueden obtenerse a partir de las matrices \mathbf{M} y \mathbf{K} exclusivamente. Para el cálculo de polos podemos utilizar una formulación en espacio de estado (Inaudi y Kelly, 1995) ensamblando la matriz \mathbf{A} de espacio de estado.

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_n & \mathbf{I}_n \\ -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{C}_t \end{bmatrix} \quad (18)$$

Luego, las frecuencias naturales y las relaciones de amortiguamiento modal de los polos del modelo se calculan a partir de los valores propios o eigen-valores de \mathbf{A} :

$$\mathbf{s} = \text{eig}(\mathbf{A}) \quad (19)$$

$$\omega_i = |s_i| \quad \xi = \frac{-\text{Re}(s_i)}{\omega_i} \quad (20)$$

Donde $\mathbf{0}_n$ es una matriz nula y \mathbf{I}_n es la matriz identidad, ambas de dimensión $n =$ número de coordenadas; s_i y ω_i son los polos y frecuencias naturales del sistema para polos complejos.

La razón de amortiguamiento modal (ξ) es un buen parámetro para evaluar el aporte de los disipadores a la capacidad de disipación de energía introducida por los disipadores en los modos de vibración de la estructura, particularmente en los modos de baja frecuencia natural que controlan la respuesta de la estructura sometida a cargas de viento.

Modelación de los disipadores viscosos lineales

Trabajando con cinemática lineal, la matriz de transformación en el campo de desplazamientos modales, no es otra cosa que el aporte de cada modo a la deformación del amortiguador. Se puede obtener \mathbf{L}_i proyectando los desplazamientos para cada modo de los nodos extremos del elemento en la dirección diagonal de dicho dispositivo. Esa proyección nos entrega el aporte a la deformación (de tracción o compresión) cada nodo. La diferencia de esos aportes determina la deformación del dispositivo (asumiendo infinitamente rígidas las diagonales de conexión del disipador a la estructura). Los elementos del vector columna \mathbf{L}_i se pueden calcular como:

$$\mathbf{L}_i[k] = [d_{k_jx} \ d_{k_jy} \ d_{k_jz}] \mathbf{v}_i - [d_{k_lx} \ d_{k_ly} \ d_{k_lz}] \mathbf{v}_i \quad (20)$$

Donde, por ejemplo, d_{kly} es el desplazamiento del nodo l para el modo k en la dirección global Y . Los subíndices l y J representan los nodos de los extremos de la sujeción del disipador, y el subíndice i hace referencia a cada disipador. El versor \mathbf{v}_i representa la dirección del disipador del nodo l al nodo J que puede calcularse a partir de las coordenadas cartesianas de estos nodos:

$$\mathbf{v}_i^T = \frac{[x_J \ y_J \ z_J] - [x_l \ y_l \ z_l]}{|[x_J \ y_J \ z_J] - [x_l \ y_l \ z_l]|} \quad (21)$$

Caso 1 de estudio: edificio de 40 plantas

Al modelo estructural se agregan disipadores en diagonales en dos caras del edificio, debido a que solo se estudian las vibraciones inducidas en una sola dirección (dirección X). Colocar dispositivos en la cara transversal sería en vano ya que no presentarían deformaciones en sus puntos de conexión cuando se induce vibración en el modo 2 (modo de interés). El modo 2 es el modo traslacional en la dirección de análisis, es decir, movimiento en el sentido x.

Se colocan disipadores entre las columnas C2 y C3 y, en la cara opuesta, C12 y C13. Las diagonales se ubican desde el primer piso y hacia arriba, y conectan niveles consecutivos. Siguiendo esta disposición, se obtiene un total de 156 disipadores, siendo 78 por cara, como muestra la Fig. 6.

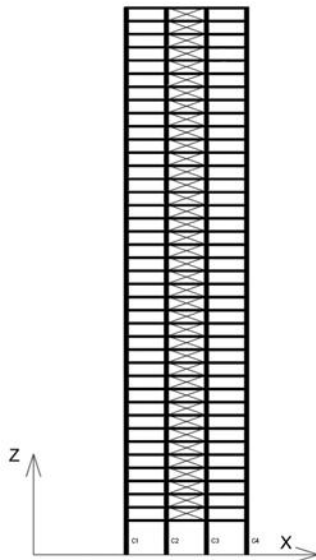


Fig. 6: Disposición de los disipadores en la estructura del caso 1

Siguiendo una formulación en espacio de estado, se obtienen las razones de amortiguamiento crítico como función de la constante viscosa de los disipadores que se asumen iguales para todos los dispositivos. En la Fig. 7 se muestra la relación de la razón de amortiguamiento del segundo modo con los valores de disipación adoptados para cada disipador.

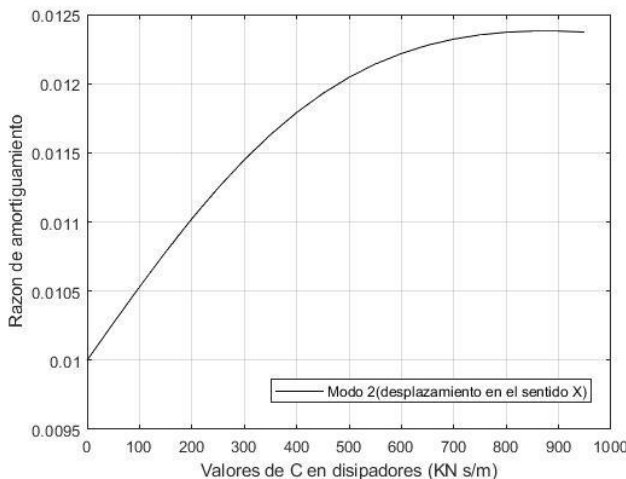


Fig. 7: Razón de amortiguamiento vs. valores C_d de disipadores.

Es importante remarcar que no es conveniente aumentar la constante viscosa c_d de los disipadores de forma desmedida, ya que, a partir de un punto óptimo del coeficiente viscoso de los disipadores el rendimiento empieza a decaer. Esto se puede observar claramente en la Fig. 8. La explicación de este comportamiento es que al aumentar la constante viscosa de un disipador, se está aumentando la rigidez dinámica del elemento y llegado un punto, la flexibilidad de los elementos elásticos (deformaciones axiales de columna, por ejemplo) determina que el disipador no sufra deformaciones significativas, reduciendo en consecuencia la disipación de energía, y por ende, se obtiene menor razón de amortiguamiento modal. Para valores extremadamente altos de c_d el disipador se bloquea y actúa como una diagonal rígida que no disipa energía, por lo que el comportamiento tiende al de una estructura elástica con restricciones cinemáticas, aumentando la frecuencia natural pero no la razón de amortiguamiento modal.

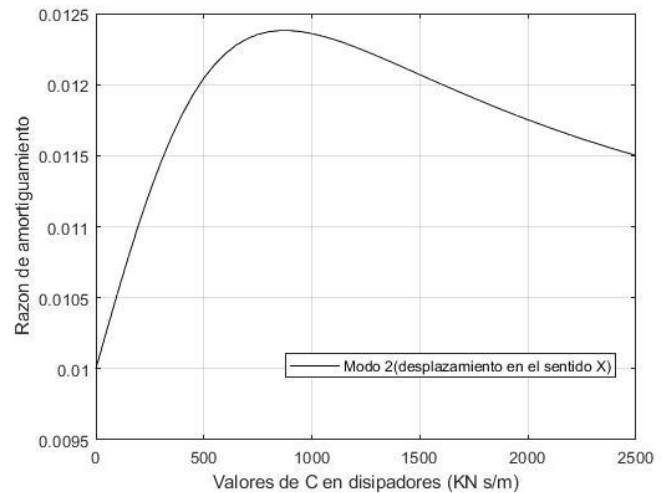


Fig. 8: Ejemplo de valores excesivos de C_d en disipadores.

El punto óptimo del amortiguador depende de varios factores, entre los que se destaca la rigidez de los elementos estructurales a los que se conecta (columnas) la que disminuye a nivel global al aumentar la altura del edificio y deformación en las diagonales producidas por las formas modales por aportes de deformación de corte entre pisos y deformaciones verticales entre puntos de conexión de la diagonal.

En la configuración de disipadores viscosos analizada si bien se obtuvo un aumento de amortiguamiento en la estructura, se puede observar que el aporte de los disipadores al modo 2 (modo de interés) es relativamente bajo, incrementando de 1% a valores del orden de 1.24%, solamente. La matriz C , ec. (17), se obtuvo con $\xi_i = 0.01$.

Con el objetivo de lograr mayores aumentos del amortiguamiento modal del modo de vibración analizado, se plantea una nueva disposición de los disipadores saltando una planta. En esta configuración las diagonales cubren vanos de 9 metros de altura, utilizando así un total de 76 disipadores (38 por cara). Los resultados obtenidos se pueden ver en la Fig. 9.

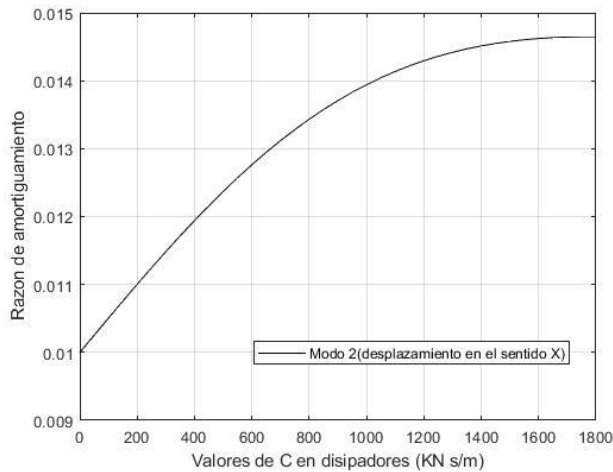


Fig. 9: Razón de amortiguamiento vs. valores de C_d en disipadores.

La figura 9 muestra que con esta configuración se logra un aumento más significativo de la razón de amortiguamiento modal en relación a la configuración anterior, de valores óptimos del orden de 1,24% en la configuración anterior a valores cercanos a 1,45% en la nueva configuración. También es interesante observar cómo con la nueva disposición, los disipadores óptimos tienen mayor coeficiente viscoso (1800 kN s/m) respecto a la primera disposición en la que los valores óptimos del orden de 900 kN s/m.

En la figura 10 se muestra el módulo de la función respuesta en frecuencia de carga en piso 40 a aceleración en el piso 40, donde se puede observar como el módulo de la función respuesta en frecuencia disminuye con el aporte de los disipadores fundamentalmente para frecuencias entorno a la frecuencia del segundo modo (modo controlado).

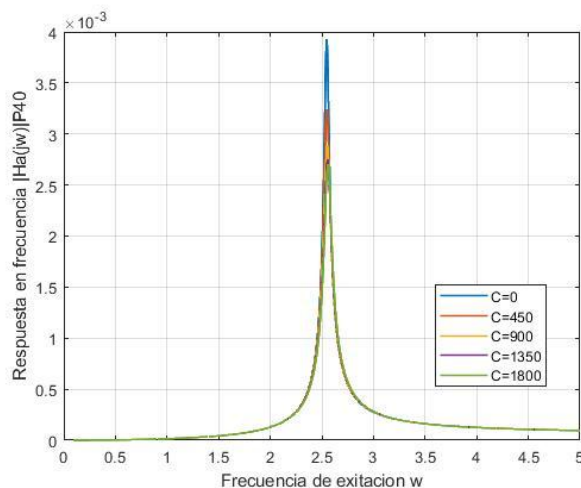


Fig. 10: Respuesta en frecuencia de las aceleraciones en el último nivel del caso 1, aplicando carga en el mismo nivel.

Por último, se obtienen el medio de las aceleraciones máximas de pisos en el caso 1 analizado para duración de 600 segundos. La Fig. 11 ilustra los niveles de reducción alcanzados para distintos parámetros de los disipadores viscosos para la configuración de 76 disipadores. Se observa reducciones del orden de un 20% en relación al valor correspondiente a la estructura sin disipadores y con razón de amortiguamiento modal del 1%.

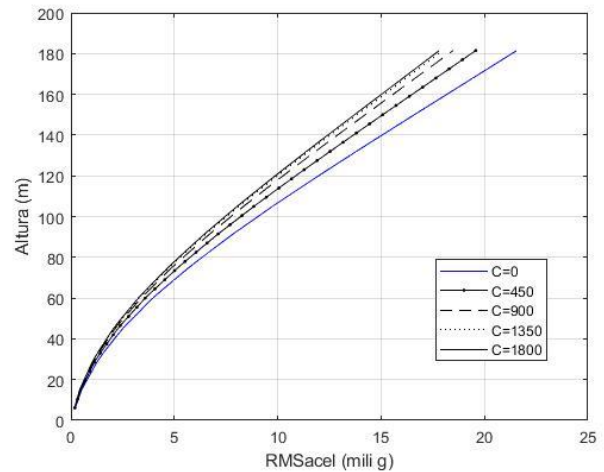


Fig. 11: Aceleración de piso para diferentes valores de amortiguamiento en los disipadores planteados en el caso 1.

Recordando que el criterio de confort adoptado sugería aceleraciones máximas por debajo de 10 mili-g vemos que en el caso analizado no se cumple dicha condición con incorporación de LVD. La configuración estructural de edificios esbeltos en muchos casos no permite el aumento significativo de las razones de amortiguamiento modales mediante la incorporación de disipadores viscosos en diagonales. En esos casos suele resultar conveniente la utilización de TMD o complementar un esquema de disipadores con TMDs (Inaudi et. al., 2017; Inaudi y Sacco, 2017).

Caso 2 de estudio: edificio de 60 plantas

En el segundo caso considerado se adopta la última configuración de disipadores empleada en el caso 1, es decir, disipadores viscosos diagonales entre las columnas centrales de dos caras del edificio que conectan pisos no consecutivos. Se determinan las razones de amortiguamiento modal de la estructura para el segundo modo, la función respuesta en frecuencia de carga en el piso 60 a aceleraciones de piso 60 y la desviación estándar de las aceleraciones producidas por las cargas de viento en eventos de 600 segundos.

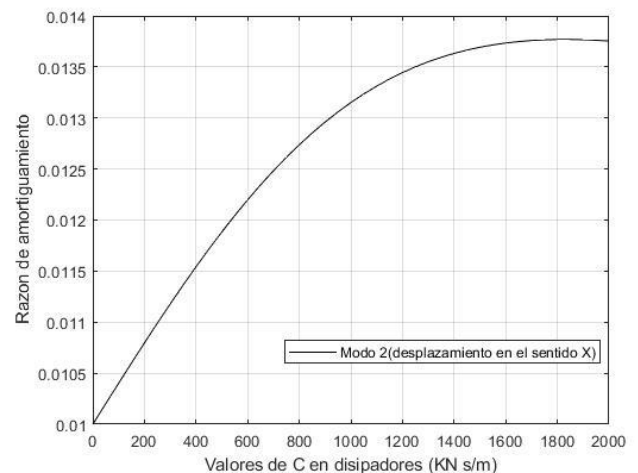


Fig. 12: Razón de amortiguamiento vs. valores de C_d en disipadores.

En la figura 12 se puede observar que se obtienen menores valores de razón de amortiguamiento modal respecto al caso 1. La respuesta en frecuencia de esta estructura se puede ver en la Fig. 13, aplicando carga en el último nivel.

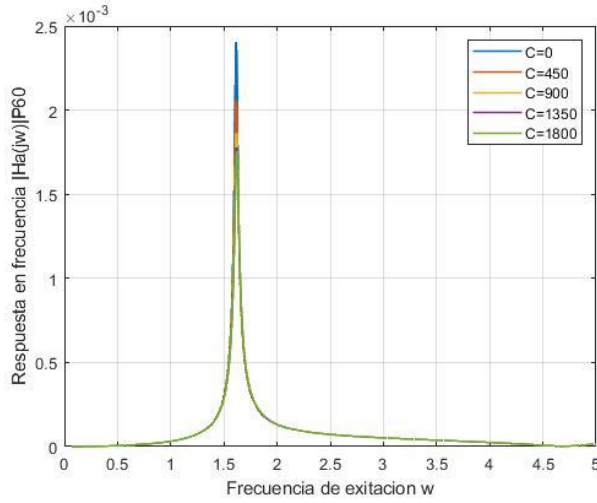


Fig. 13: Respuesta en frecuencia de las aceleraciones en el último nivel del caso 2, aplicando carga en el mismo nivel.

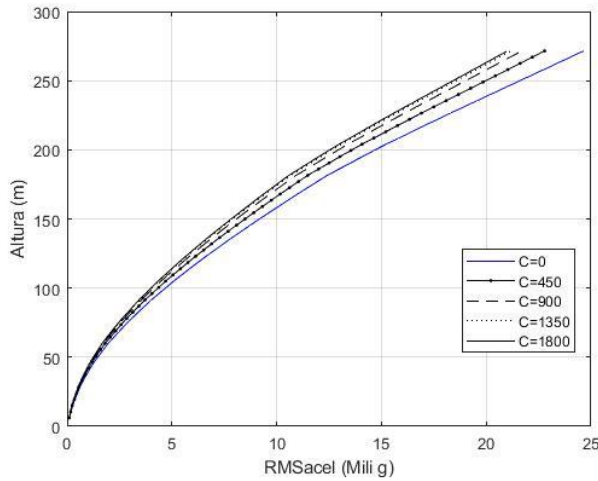


Fig. 14: Aceleración de piso para diferentes valores de amortiguamiento en los disipadores planteados en el caso 2.

Al igual que en el caso anterior, no se logran aceleraciones aceptables para garantizar confort en los residentes del edificio. Se puede ver que en este caso será más difícil de cumplir el objetivo de confort planteado, a pesar de haber aumentado la rigidez de los elementos estructurales verticales (muros de corte y columnas). El aumento significativo de la altura del edificio conlleva a cargas de vientos elevadas y, por ende, a aceleraciones estructurales de mayor magnitud.

ESTRUCTURAS CON AMORTIGUADOR DE MASA SINTONIZADO

La principal ventaja de un TMD en relación a un disipador conectado mediante diagonales en un pórtico es que el TMD es un disipador inercial; es decir, que requiere sólo movimiento de su punto de sujeción en la estructura para disipar energía, mientras que un disipador lineal viscoso requiere desplazamientos relativos entre los puntos

de sujeción. En pórticos esbeltos en los que las distorsiones de piso son pequeñas pero los desplazamientos de las plantas superiores son significativos, los TMD proveen una estrategia muy conveniente para aumentar el nivel de amortiguamiento modal. Existen muchas aplicaciones de TMDs para reducción de vibraciones por viento siendo una de las más renombradas la del edificio Taipei 101 (Li *et al.*, 2011).

Debido a que la eficiencia de un amortiguador de masa sintonizado como disipador de energía depende de la magnitud del movimiento del punto de conexión del TMD a la estructura y dado que deseamos controlar el modo fundamental en una dirección que tiene desplazamientos máximos en el nivel más alto, para controlar el modo de interés el TMD se asume instalado en la parte superior del edificio. El modelo de la estructura que está sujeta a la carga de viento $w(t)$ y equipada con un TMD se muestra en la Fig. 14, donde m_i representa la masa de i -ésimo piso del edificio; u_i , es el desplazamiento lateral de i -ésimo piso; m_{tmd} , k_{tmd} y c_{tmd} representan la masa, rigidez y constante viscosa del TMD y u_{tmd} es el desplazamiento relativo del TMD respecto del punto de sujeción del TMD a la estructura.

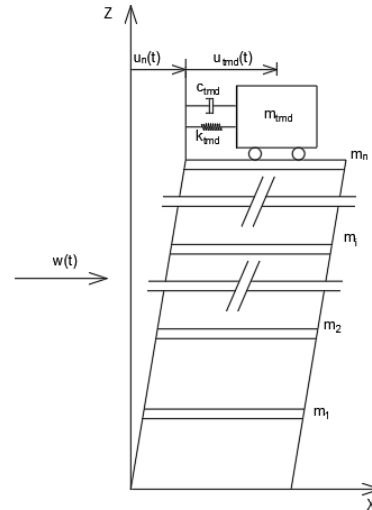


Fig. 15: TMD ubicado en la parte superior de un sistema estructural.

Para este sistema, utilizando la coordenada de desplazamiento relativo del TMD respecto del punto de sujeción u_{tmd} , las ecuaciones de movimiento pueden expresarse como:

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C} \dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K} \mathbf{u} - \mathbf{E} (c_{tmd} \dot{u}_{tmd} + k_{tmd} u_{tmd}) = \mathbf{L}_w \mathbf{w}(t) \quad (22)$$

$$m_{tmd} \ddot{u}_{tmd} + c_{tmd} \dot{u}_{tmd} + k_{tmd} u_{tmd} = -m_{tmd} \ddot{u}_n \quad (23)$$

Donde \mathbf{M} , \mathbf{C} y \mathbf{K} son la matriz de masa, amortiguamiento y rigidez del modelo estructural, \mathbf{u} , $\dot{\mathbf{u}}$ y $\ddot{\mathbf{u}}$ son los vectores de desplazamientos, velocidades y aceleraciones de la estructura, respectivamente; \mathbf{L}_w el vector de influencia de las cargas de viento y \mathbf{E} es el vector de influencia de la fuerza de control, y en este modelo simplificado es $\mathbf{E} = [0, 0, \dots, 0, \dots, 1]^T$.

Otra opción de modelación conveniente se logra utilizando el desplazamiento absoluto del TMD y los de la estructura principal, o el desplazamiento absoluto del TMD y las coordenadas modales del modelo estructural sin TMD. Es esta última la estrategia utilizada en la siguiente sección

para el análisis del comportamiento dinámico de la estructura con TMD.

Diseño óptimo del TMD

El diseño de un amortiguador de masa sintonizado requiere de la especificación de su razón de masas μ , razón de frecuencias y amortiguamiento, definidas de la siguiente manera:

$$\mu = \frac{m_{tmd}}{M_2} \quad (24)$$

$$\beta = \frac{\omega_{tmd}}{\omega_2} \quad (25)$$

$$\xi_{tmd} = c_{tmd}/(2 m_{tmd}\omega_{tmd}) \quad (26)$$

Donde M_2 es la masa modal, definida para el modo a controlar con desplazamiento unitario en el punto de sujeción del TMD y ω_{tmd} es la frecuencia natural del TMD

$$\omega_{tmd} = \sqrt{k_{tmd}/m_{tmd}} \quad (27)$$

$$M_2 = \boldsymbol{\varphi}_2^T \mathbf{M} \boldsymbol{\varphi}_2 \quad (28)$$

Para definir los parámetros del TMD en un proceso de diseño, muchos autores han desarrollado fórmulas de parámetros óptimos de sintonización y razón de amortiguamiento del TMD para reducir la respuesta del edificio ante cargas de viento (Khodaie, 2020) y otros tipos de cargas. Estas fórmulas varían según el tipo de carga, el tipo de estructura y la respuesta buscada (Warburton, 1982). Valores del coeficiente de sintonización β_{opt} (cociente de frecuencias naturales del TMD y del modo a controlar) y razón de amortiguamiento del TMD frecuentemente sugeridos para aplicación en carga de viento son:

$$\beta_{opt} = \frac{1}{1+\mu} \quad (29)$$

$$\xi_{opt} = \sqrt{\frac{3\mu}{8(1+\mu)^3}} \quad (30)$$

Estos valores son óptimos de las variables β y ξ_{tmd} en las ecs. (25) y (26). Conociendo dichos parámetros, la rigidez y el coeficiente de amortiguamiento del TMD se pueden definir como:

$$k_{tmd} = (\beta_{opt} \omega_2)^2 m_{tmd} \quad (31)$$

$$c_{tmd} = 2 \xi_{opt} m_{tmd} \beta_{opt} \omega_2 \quad (32)$$

Entonces, para el diseño óptimo de un amortiguador de masa sintonizado se pueden seguir los siguientes pasos:

1. Ubicar el TMD en la coordenada de máxima amplitud del modo y normalizar el modo con valor unitario en punto de sujeción de TMD.
2. Calcular el cociente de masas μ .
3. Calcular los parámetros óptimos β_{opt} y ξ_{opt} .
4. Calcular la rigidez y el parámetro de amortiguamiento viscoso del TMD sintonizado al modo 2.

5. Modificar la masa del TMD hasta satisfacer los niveles de reducción deseados.

Sistema Edificio-TMD en coordenadas modales

El sistema dinámico estructura principal con TMD sintonizado a una frecuencia natural de la estructura tiene la particularidad de que el modo sintonizado queda acoplado al TMD y el resto no presenta interacciones significativas. Debido a esto, se puede diseñar un TMD utilizando un modelo de dos grados de libertad. En una estructura con TMD analizado como sistema de dos grados de libertad: los grados de libertad son la coordenada modal del modo a sintonizar y el desplazamiento de la masa agregada. Como ya se ha mencionado, para que este modelo se corresponda con un modelo de una estructura de un grado de libertad con TMD conectado, se debe normalizar el modo de la estructura de manera que muestre un valor unitario en el punto de conexión del TMD.

Trabajando con coordenadas modales generalizadas del modelo del edificio y agregando la coordenada del TMD, el vector de coordenadas extendido \mathbf{q}_e queda definido de la siguiente manera:

$$\mathbf{q}_e = [q_1, q_2, \dots, q_n, u_{tmd}]^T \quad (33)$$

Siendo u_{tmd} el grado de libertad del TMD, coordenada física (desplazamiento absoluto del TMD). Para modelar la estructura con TMD en estas coordenadas formulamos la matriz de masa que resulta igual a una matriz identidad con la masa del TMD en su última posición, es decir

$$\mathbf{M}_e = \text{diag}([1 \ 1 \ \dots \ m_{tmd}]) \quad (34)$$

Es muy usual normalizar los modos de forma que la masa modal quede como una matriz identidad y la matriz de rigidez sea igual a una matriz diagonal con las frecuencias al cuadrado en su diagonal. La matriz de rigidez del modelo extendido se puede ensamblar como

$$\mathbf{K}_e = \text{diag}([\omega_1^2 \ \omega_2^2 \ \dots \ 0]) + \mathbf{L}_e^T k_{tmd} \mathbf{L}_e \quad (35)$$

Donde el vector de transformación cinemática \mathbf{L}_e , permite expresar la deformación del elemento elástico del TMD, y_{tmd} , en función de las coordenadas \mathbf{q}_e ; es decir

$$y_{tmd} = \mathbf{L}_e \mathbf{q}_e \quad (36)$$

$$\mathbf{L}_e = [-d_{px1} \ -d_{px2} \ \dots \ -d_{pxN} \ 1] \quad (37)$$

El vector \mathbf{L}_e contiene los valores de los desplazamientos de cada vector modal ($i = 1, 2, \dots, N$) en el punto P de conexión del amortiguador de masa a la estructura (d_{pxi}), en la dirección de acción del TMD (X en este caso). En la posición $n + 1$ un valor unitario define el aporte del desplazamiento del TMD a la deformación de tracción del elemento elástico del TMD.

De manera análoga podemos ensamblar la matriz de amortiguamiento extendida

$$\mathbf{C}_e = \text{diag}([2 \xi_1 \omega_1 \ 2 \xi_2 \omega_2 \ \dots \ 0]) + \mathbf{L}_e^T c_{tmd} \mathbf{L}_e \quad (38)$$

Habiendo definido las matrices del modelo de la estructura con TMD, en las siguientes secciones aplicamos esta formulación a los casos de edificios analizados anteriormente.

Amortiguamiento con TMD – caso 1: 40 pisos

Para un primer análisis se modela la estructura sin el aporte de los disipadores viscosos conectados con diagonales y se incluye un TMD en el punto superior del edificio. Como el TMD es un amortiguador inercial y su masa tiene gran incidencia en su eficiencia, se opta por realizar un análisis paramétrico tomando distintos valores de la relación de masas μ . Para cada valor de μ adoptado se determinan los parámetros óptimos de razón de frecuencia y amortiguamiento para luego determinar la rigidez y el coeficiente de amortiguamiento del TMD.

A partir de las matrices M_e , C_e y K_e del modelo extendido, se calculan los nuevos polos del sistema por medio de ecuaciones en espacio de estado. Se obtienen los polos, y con ellos las frecuencias y las razones de amortiguamiento crítico. Vale la pena destacar que al sintonizar el TMD a un modo de la estructura principal aparecen dos frecuencias cercanas. Denominamos polo 2 y modo 2 a uno de éstos y polo 2b y modo 2b al segundo con frecuencia natural cercana. El polo 2b tiene una frecuencia natural similar a la frecuencia del polo 2, sus razones de amortiguamiento crítico en general son diferentes. En la Fig. 16 se muestra como varía la razón de amortiguamiento en función de la razón de masas μ para los polos 1, 2, 2b y 3 para el modelo estructural con TMD sintonizado al segundo modo de la estructura. Como se observa, los incrementos en amortiguamiento modal son muy significativos para valores de cociente de masa mayores a 0.4%, logrando aumentar de 1% a valores mayores a 3% en los dos polos relevantes controlados (2 y 2b). El TMD afecta sólo a los polos 2 y 2b mientras que los modos 1 y 3 no presentan cambios significativos, manteniéndose en el valor de 1% para todo el rango de μ . Este resultado muestra cómo el TMD sintonizado al modo 2 de la estructura no genera interacción relevante en los modos 1 y 3.

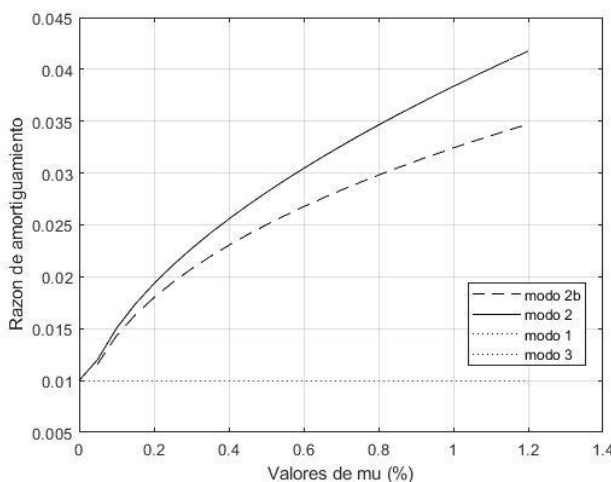


Fig. 16: Razón de amortiguamiento para diferentes razones de masa modal adoptada en el TMD.

En la figura 17 se muestra el módulo de la función respuesta en frecuencia del modelo con TMD, al igual que

con los disipadores, aplicando la carga en el nivel 40 y leyendo las aceleraciones en ese mismo nivel.

Algo característico de las respuestas en frecuencias de las estructuras que tienen un TMD con cocientes de masa bajos (menores al 5%) es que presentan dos picos en su respuesta en frecuencia. Esto se debe a la cercanía de las frecuencias naturales que surgen al sintonizar el TMD a un modo. La respuesta en frecuencia de un TMD optimizado, presenta dos picos de valores similares; en cambio, la respuesta en frecuencia de un TMD sin optimizar presenta un pico en frecuencia significativamente más grande que el otro.

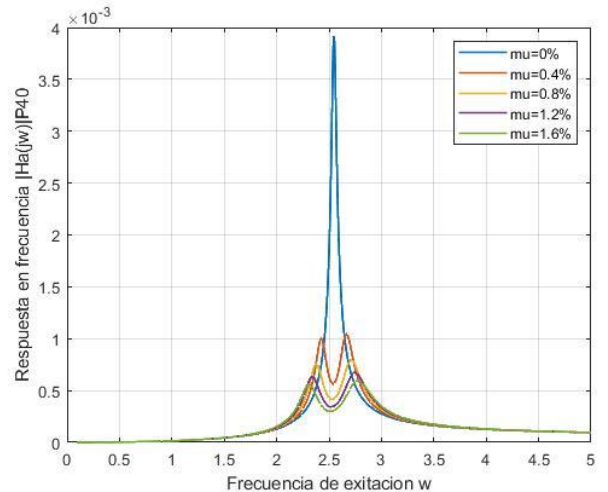


Fig. 17: Respuesta en frecuencia de las aceleraciones de piso para diferentes μ en el TMD.

Utilizando la formulación en frecuencia desarrollada y la descripción del proceso aleatorio del vector de carga de viento, se calcula el valor de aceleración media máxima de piso de la estructura para la carga de viento modelada para la misma duración de evento considerada en las secciones anteriores, utilizando una formulación análoga.

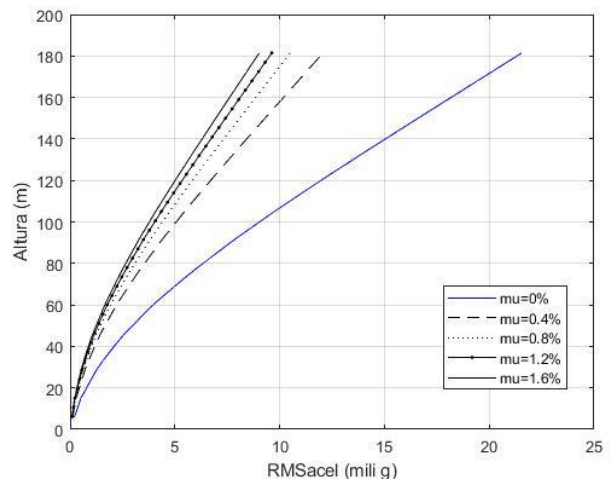


Fig. 18: Aceleraciones máximas de piso para diferentes valores de razón de masas en el TMD.

En la figura 18 se puede apreciar que para el caso 1 se obtienen aceleraciones de piso menores a 10 mili-g con los amortiguadores de masa sintonizados que tienen una masa modal mayor a 1,2%.

Para finalizar los análisis de este caso, se combinan los disipadores viscosos, con un coeficiente de disipación igual

a 1800 kN-s/m y un TMD en el último nivel, con las razones de masas planteadas en el último análisis.

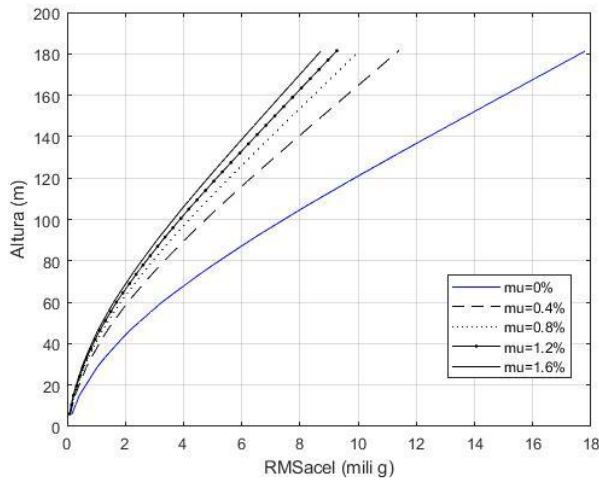


Fig. 19: Aceleraciones máximas de piso para diferentes valores de μ adoptados en el TMD, con disipadores viscosos lineales.

En la figura 19, se observa que se obtienen aceleraciones estructurales menores a las admisibles por el criterio de confort con el aporte de los disipadores junto con el TMD con $\mu = 0.8\%$. Es evidente que el amortiguador de masa tiene una eficiencia mayor que los disipadores viscosos planteados. Aun así, vale la pena destacar que, con la ayuda de los disipadores se puede reducir la masa del TMD para satisfacer el criterio de confort.

Amortiguamiento con TMD – caso 2: 60 pisos

En esta sección se determinan las razones de amortiguamiento modal y la función respuesta en frecuencia de las aceleraciones de pisos para diferentes razones de masas adoptadas en el TMD. Para este caso 2, se plantean TMDs de mayor masa ya que el desempeño en término de aceleraciones estructurales con los disipadores viscosos lineales planteados excedía en gran medida los límites permitidos por el criterio de confort adoptado.

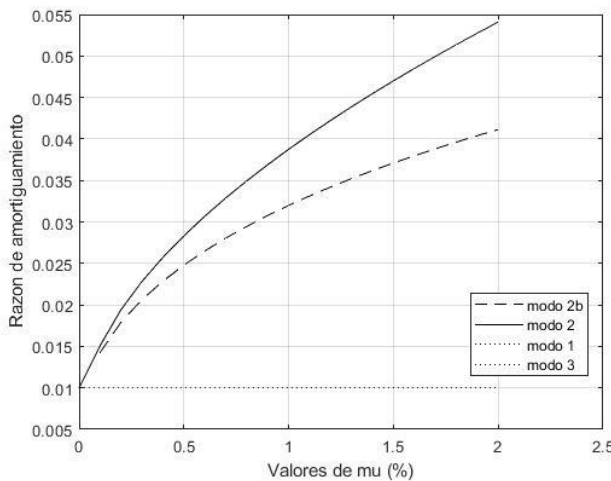


Fig. 20: Razón de amortiguamiento para diferentes μ adoptado en el TMD.

En la figura 20 se puede observar que el TMD presenta un gran aumento de amortiguamiento modal en la

estructura. Para razones de masas mayores a 1% se obtienen razones de amortiguamientos del orden de 4% para los dos polos controlados. Es para destacar que un TMD con $\mu=2\%$ se pueden obtener razones de amortiguamiento cuatro veces mayores que las iniciales en la estructura.

La función respuesta en frecuencia es otra muestra del impacto que tiene el amortiguador de masa en la estructura. Aún para TMDs pequeños, la respuesta estructural disminuye considerablemente, como se observa en la Fig. 21.

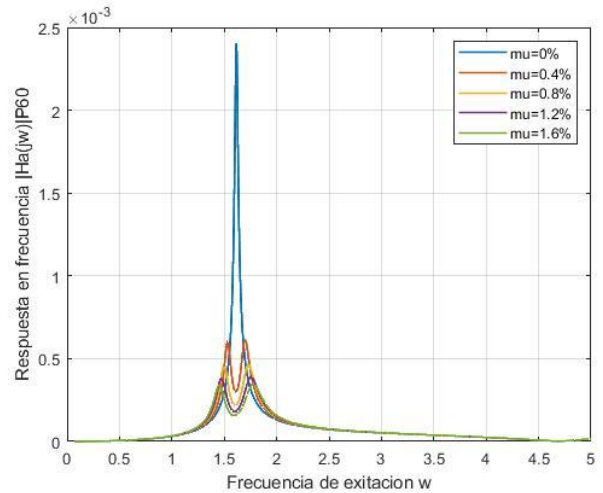


Fig. 21: Respuesta en frecuencia de las aceleraciones de piso para diferentes μ en el TMD.

A continuación, se determinan las aceleraciones medias máximas inducidas por las cargas de vientos de recurrencia anual, en la estructura de 60 niveles con un TMD en su nivel más alto.

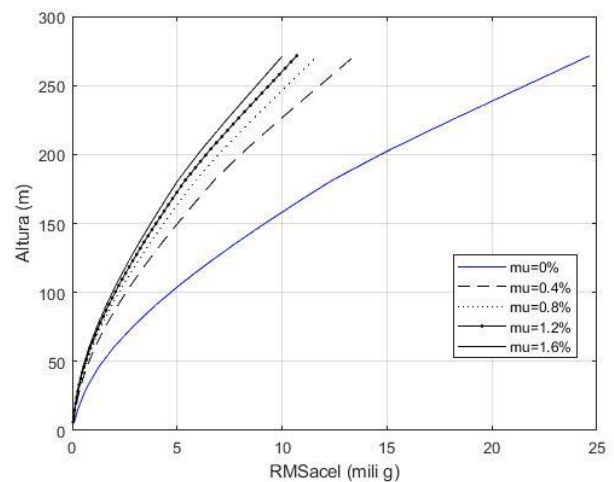


Fig. 22: Aceleraciones máximas de piso para diferentes valores de μ adoptados en el TMD.

Como se aprecia en la figura 22 para el caso 2 no se obtienen aceleraciones de piso menores a 10 mili-g con TMDs que tengan una razón de masa modal menores o iguales a 1,6%.

Agregando los LVD, con un coeficiente de disipación igual a 1800 KN-s/m, se obtienen los niveles de aceleración media máxima ilustradas en la Fig. 23.

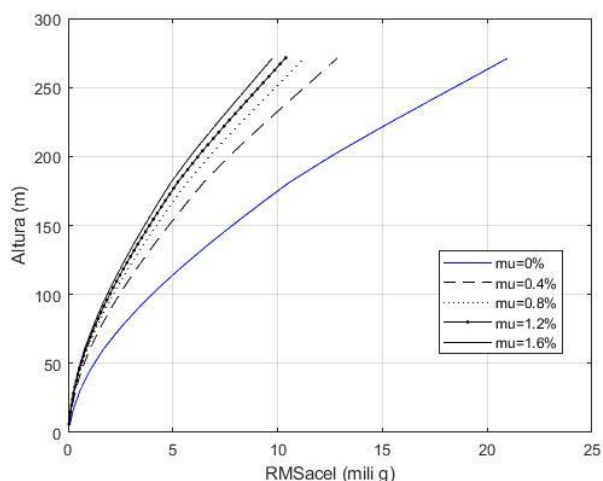


Fig. 23: Aceleraciones máximas de piso para diferentes valores de razón de masas en el TMD, con disipadores viscosos lineales.

Se cumple el criterio de confort adoptado para la combinación de disipadores viscosos con un coeficiente de disipación igual a 1800 KN- s/m y un TMD con una razón de masa modal del orden de 1.6%.

CONCLUSIONES

A partir de los análisis realizados se llega a la conclusión de que mediante la combinación de disipadores viscosos y TMD pueden reducirse los niveles de aceleración inducidas por acción del viento a valores aceptables definidos en normas. Existe una gran variedad de dispositivos que tienen la capacidad de disipar energía. En este artículo sólo se estudiaron dos: disipadores viscosos lineales y TMDs. El rendimiento de los disipadores viscosos depende en gran medida del tipo estructural. En estructuras esbeltas en las que la elasticidad de columnas es significativa, los incrementos de amortiguamiento modal utilizando disipadores viscosos conectados mediante diagonales a pórticos pueden resultar poco significativos. El incremento sostenido de los parámetros de amortiguamiento de los disipadores no genera necesariamente un aumento sostenido en las razones de amortiguamiento del modo fundamental en este tipo de estructuras. Además de las configuraciones de dispositivos planteadas en este artículo, existen otras, muy diversas, las cuales, en conjunto con disipadores no lineales, pueden entregar mejores desempeños.

Por el contrario, los desempeños logrables con el uso de TMDs en estructuras esbeltas resultan muy satisfactorios ya que permiten aumentar la razón de amortiguamiento crítico modal a valores mucho mayores que los alcanzables con configuraciones de disipadores viscosos conectados mediante diagonales en estructuras esbeltas.

Como en un TMD la capacidad de disipar energía está directamente relacionada con su masa, el incremento de esta permite aumentar de manera monótonica las razones de amortiguamiento modal de la estructura con TMD de masa creciente, en la medida que los parámetros del TMD resulten optimizados. Tanto la masa, el amortiguamiento y la frecuencia del TMD tienen influencia en el desempeño del conjunto estructura-TMD. Es por ello, que diversos

autores han desarrollado fórmulas para los valores óptimos de estos dos últimos parámetros para distintos escenarios de tipos de carga.

Evidentemente, las incertidumbres de sintonización y pequeños cambios en el valor de la frecuencia del modo a controlar pueden determinar desempeños sensibles en estructuras con TMD, algo que no sucede en estructuras con disipadores viscosos conectados mediante diagonales.

Con los ejemplos de aplicación desarrollados se ilustró que en ciertos casos pudieron lograrse valores de aceleraciones estructurales inducidas por cargas de vientos para tormentas de recurrencia anual menores a los valores límites establecidos para garantizar un confort en los ocupantes. Para las dos estructuras modeladas, se pudo lograr el objetivo combinando disipadores viscosos y un TMD pequeño o también con la incorporación de un TMD de mayor tamaño. Comparando los dos casos de análisis se puede destacar que, en el primer caso estudiado, los disipadores otorgaron un aporte significativamente menor para reducir las aceleraciones inducidas por viento que la incorporación de un TMD. Se cumplió el criterio de confort combinando los disipadores viscosos lineales con un TMD relativamente pequeño ($\mu=0.8\%$). En el segundo caso estudiado, se llega a cumplir el criterio de confort combinando un TMD de tamaño considerablemente mayor respecto al caso 1 ($\mu=1.6\%$) y disipadores viscosos lineales. Si bien los disipadores no tuvieron un gran aporte como el primero, ayudan a reducir el tamaño del TMD y dan mayor robustez al diseño ante escenarios de cambios de parámetros estructurales esperados en la vida útil de la estructura con TMD.

Se analizaron edificios con disipadores viscosos lineales con dos configuraciones para analizar el aumento de amortiguamiento modal y la reducción de aceleraciones de piso producidas por viento. Como línea de investigación futura, sería interesante comparar estos resultados con los desempeños logrables mediante la incorporación de disipadores viscoelásticos o disipadores viscosos no lineales. También sería interesante estudiar amortiguadores de masa sintonizados múltiples, con dispositivos de control, que es algo cada vez más común en las estructuras civiles.

REFERENCIAS

- [1] Davenport, A. G. (1961), "The application of statistical concepts to the wind loading of structures", *Proceedings of the Institute of Civil Engineers* (19) pp. 449–472. Arslan L. M. y Hansen J. H. L. (1996), "Language accent classification in American English", *Speech Communication*, 18(1):353-367.
- [2] Davenport, A. G. (1964), "Note on the distribution of the largest value of a random function with application to gust loading." *Proceedings of the Institute of Civil Engineers* 28 (2): pp. 187–196.
- [3] Davenport A.G. (1967), Gust loading factors. *ASCE Journal of the Structural Division* 93:11–34.
- [4] Holmes JD, Kwok KCS, Ginger JD (2012), Wind loading handbook for Australia and New Zealand background to AS/NZS1170.2 wind actions. AWES-HB-001-2012. Australasian Wind Engineering Society, 109 pp.
- [5] Inaudi, J. A. and Kelly, J. (1995), "Modal equations of linear structures with viscoelastic dampers", *Earthquake engineering and structural dynamics*, vol. (24), pp.145-151.
- [6] Inaudi, J. A. and Sacco, C. G. (2017), "Stochastic wind-load model for building vibration estimation using large-eddy cfd simulation

- and random turbulence flow generation algorithms”, *Mecánica Computacional*. Vol (35), pp. 595-618.
- [7] Inaudi, J. A., Rendel M. and Vial I. (2017),, “Nonlinear viscous damping and tuned mass damper design for occupant comfort in flexible tall buildings subjected to wind loading”, *Mecánica Computacional*. Vol (35), pp. 567-594.
- [8] INTI-CIRSOC, CIRSOC 102 (2005), Reglamento Argentino de acción del viento sobre las construcciones, INTI CIRSOC, Buenos Aires, Argentina.
- [9] Kareem A. (1992), “Dynamic Response of High-Rise Building to Stochastic Wind Loads”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, (41-44), pp.1101-1112.
- [10] Khodaie, N. (2020), “Vibration control of super-tall buildings using combination of tapering method and TMD system”, *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics* (196) 104031.
- [11] Kwok KCS, Hitchcock PA, Burton MD (2009), “Perception of vibration and occupant comfort in wind-excited tall buildings”. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics* (97):368–380.
- [12] Li, Q. S., Zhi, L.-H., Tuan, A. Y., Kao, C.-S., Su, S.-C., & Wu, C.-F. (2011). Dynamic Behavior of Taipei 101 Tower: Field Measurement and Numerical Analysis. *Journal of Structural Engineering*, 137(1), 143–155.
- [13] Tamura Y. and Kareem A. (2013), *Advanced Structural Wind Engineering*, editors, Springer, Japan.
- [14] Vickery BJ (1968), “Load fluctuations in turbulent flow”. *ASCE Journal of the Engineering Mechanics Division* 94:31–46.
- [15] Warburton, G.B (1982). “Optimum absorber parameters for various combinations of response and excitation parameters”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol, 10, 381-401.
- [16] Wilson, E. (1999), *Three-Dimensional Static and Dynamic Analysis of Structures A Physical Approach, With Emphasis on Earthquake Engineering*, third edition, Computers and Structures, Inc. Berkeley, California, USA.