

CONTROL LATERAL-TORSIONAL DE ESTRUCTURAS ASIMÉTRICAS SOMETIDAS A CARGAS DE VIENTO POR MEDIO DE SISTEMAS DE AMORTIGUAMIENTO SUPLEMENTARIO

José Luis Almazán^{a, c} y Carlos Eugenio Segúin^b

^a Pontificia Universidad Católica de Chile, Vicuña Mackenna 4860, Macul, Casilla 306, Correo 22, Santiago de Chile, <http://www.ing.puc.cl/ice>

^b SPD Sistemas de Protección Dinámica, Carmen Sylva 2850, Providencia, Santiago de Chile, <http://www.aesci.com>

^c email: jlalmaza@ing.puc.cl

Keywords: control pasivo, torsión en planta, optimización estructural, cargas de viento.

Abstract. Los sistemas pasivos de control de vibraciones en estructuras han tenido un gran desarrollo en los últimos 40 años. Dos importantes áreas de la ingeniería civil han sido las más activas en este campo: la ingeniería de viento y la ingeniería sísmica. Muchos dispositivos de control (pasivo y semiactivo) de vibraciones pueden usarse indistintamente en una u otra área. Los más difundidos son los Amortiguadores de Masa Sintonizada (AMS) y los Disipadores de Energía (DE). Aunque muy diferentes entre sí, ambos sistemas actúan incorporando amortiguamiento suplementario en los modos de vibración que predominan en la respuesta de la estructura, los que dependen tanto de las propiedades dinámicas del sistema como de la intensidad y el contenido de frecuencia de la excitación. En esta investigación se presenta una metodología para encontrar la ubicación óptima, tanto en planta como en altura, de los dispositivos de control de vibraciones. Aunque esta metodología, denominada Min-Max-Algorithm (MMA) ha sido desarrollada inicialmente para estructuras sometidas a excitación sísmica, su extensión al caso de excitación de viento es directa. La estructura considerada está conformada por pórticos de H^oA^o de 30 pisos de altura. La excitación del viento ha sido modelada en forma clásica, como un campo aleatorio estacionario de ancho de banda limitado. Dos sistemas de control de vibraciones han sido considerados: AMS y DE. Los resultados indican que ambos sistemas pueden reducir y uniformar las deformaciones y aceleraciones máximas de piso. Las mayores reducciones se obtienen en los bordes de mayor deformación de entrepiso en la condición no controlada, alcanzando reducciones entre 50% y 80% para estructuras con DE, y entre 25% y 50% para estructuras con AMS.

1 INTRODUCCION

El uso de sistemas secundarios para absorber parte de la energía proveniente de excitaciones dinámicas, es posiblemente la mejor alternativa que existe en la actualidad para mejorar el desempeño estructural de edificios en altura. Sin embargo, el costo de fabricación e instalación de estos dispositivos hace necesario optimizar su cantidad y ubicación dentro de la estructura. Existe abundante bibliografía en relación a la manera de resolver este problema de optimización, aunque la mayor parte proviene de la ingeniería sísmica.

Basados en diferentes algoritmos de optimización, las primeras investigaciones estudiaron el problema de distribución en altura estructuras lineales de marcos planos (Gluck et al, 1996; Takewaki, 1997; Singh and Moreschi, 2001). Aunque estos métodos proporcionan altos grados de eficiencia, su aplicación práctica no resulta simple. Zhang and Soong (1992) propusieron un procedimiento denominado Sequential Search Algorithm (SSA), cuya aplicación práctica es relativamente simple, entregando resultados comparables con los más sofisticados algoritmos de optimización. El uso de disipadores de energía para controlar problemas torsionales en estructuras asimétricas sometidas a excitación sísmica ha sido estudiado más recientemente. A través de estudios paramétricos con modelos asimétricos de un piso Goel (2001) y Lin and Chopra (2001) proporcionaron las primeras claves del problema. En estos trabajos se sugiere que, en relación al centro de masa, el denominado centro de amortiguamiento suplementario (CAS) debería ubicarse en la posición opuesta al centro de rigidez (mirror criteria). Se concluye también que los disipadores de energía deben situarse en los planos resistentes periféricos.

En una serie de trabajos posteriores (De la Llera et al, 2005; Vial et al, 2006; García et al, 2007) se propuso el concepto de balance torsional, que consiste en distribuir los DE de manera de minimizar la correlación estadística entre los movimientos traslacionales y rotacionales (correlación torsional) en el centro geométrico de la planta. Según este criterio, la ubicación óptima del CAS depende principalmente de la cantidad de amortiguamiento y de la rigidez torsional de la estructura primaria. Cuando la cantidad de amortiguamiento es suficientemente grande, es posible anular la correlación torsional, lo cual conduce a iguales demandas de deformación en los bordes. A través del denominado Min-Max Algorithm (MMA), el concepto de balance torsional ha sido posteriormente extendido al caso de distribución óptima de DE tanto en planta como en altura (Almazán et al 2009; Aguirre et al, 2012). Por otro parte, Lavan and Levy (2005, 2006a, 2006b, 2006c) desarrollaron algoritmos de optimización que introducen explícitamente índices de desempeño como funciones objetivo, tanto para estructuras lineales como no lineales con disipadores de energía. Utilizando una base de registros reales de gran intensidad, se concluye que los DE permiten alcanzar efectivamente los niveles de desempeño establecidos.

Aunque menos abundante, existe también importante bibliografía en relación al control lateral-torsional de estructuras asimétricas por medio de AMS (i.e. Jangrid and Datta, 1997; Lin et al, 1999; Singh et al, 2002; Ueng et al 2008). En una publicación reciente (Almazán et al 2012) se aplicó el procedimiento MMA para estudiar los parámetros óptimos de AMS's para controlar estructuras asimétricas lineales y no-lineales de uno y varios pisos, sometidas a excitaciones sísmicas de ancho de banda amplio y angosto.

Hasta donde los autores conocen, existe poca investigación en relación a la distribución óptima de sistemas de control vibraciones en estructuras sometidas a viento. En este trabajo se aplica el procedimiento MMA a una estructura asimétrica de 30 pisos de planta alargada. En primer lugar se determina la ubicación óptima en planta y en altura de DE viscosos lineales, y

en segundo lugar se determinan los parámetros óptimos y la posición óptima de un AMS ubicado en techo.

2 MODELO CONSIDERADO Y ECUACIONES DEL MOVIMIENTO

La Figura 1 muestra esquemáticamente una planta del modelo considerado en este artículo. Se trata de un edificio 30 pisos de planta rectangular, de lados $L_x=10$ m, $L_y=60$ m, altura $H=90$ m. Se ha considerado un amortiguamiento intrínseco $\xi=0.01$ para todos los modos de vibración. El modelo asume que las losas son diafragmas rígidos en su plano, con 2 grados de libertad (GDL) por piso, uno de ellos traslacional de dirección X y el otro rotacional en torno al eje vertical Z . La estructura resistente está formada por pórticos de $H^{\circ}A^{\circ}$, donde el centro de masa (CM) está situado en el centro geométrico de la planta, mientras que el centro de rigidez (CR) está desplazado una distancia $e_y=L_y/20$ desde el CM. La Tabla 1 presenta los períodos propios y las relaciones de masa modal en las direcciones lateral y rotacional, mientras que en la Figura 2 se han representado los primeros cuatro modos de vibración de la estructura.

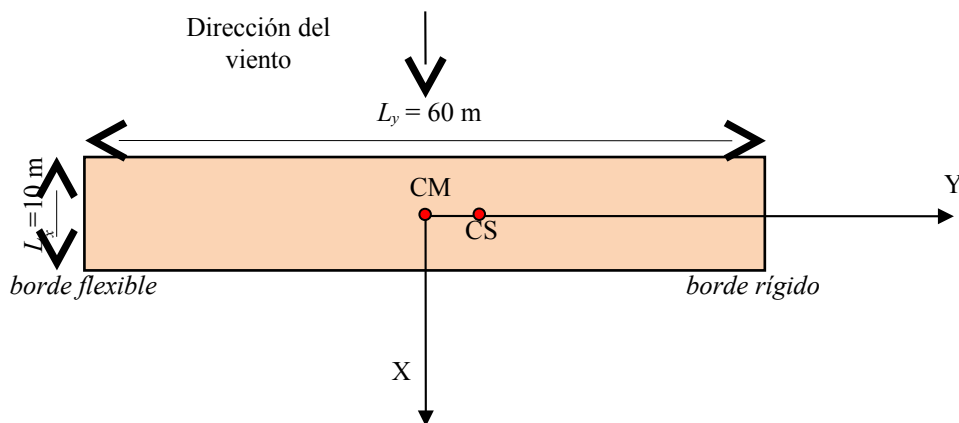


Figura 1. Planta del modelo estructural empleado en este estudio.

Tabla 1. Períodos fundamentales y relaciones de masa modal del modelo considerado.

Modo	Periodo (s)	Relación de Masa Modal Traslacional	Relación de Masa Modal Rotacional
1	4.14	0.642	0.021
2	3.38	0.021	0.642
3	1.16	0.179	0.006
4	0.95	0.006	0.179
5	0.61	0.055	0.002
6	0.50	0.002	0.055
7	0.42	0.021	0.001

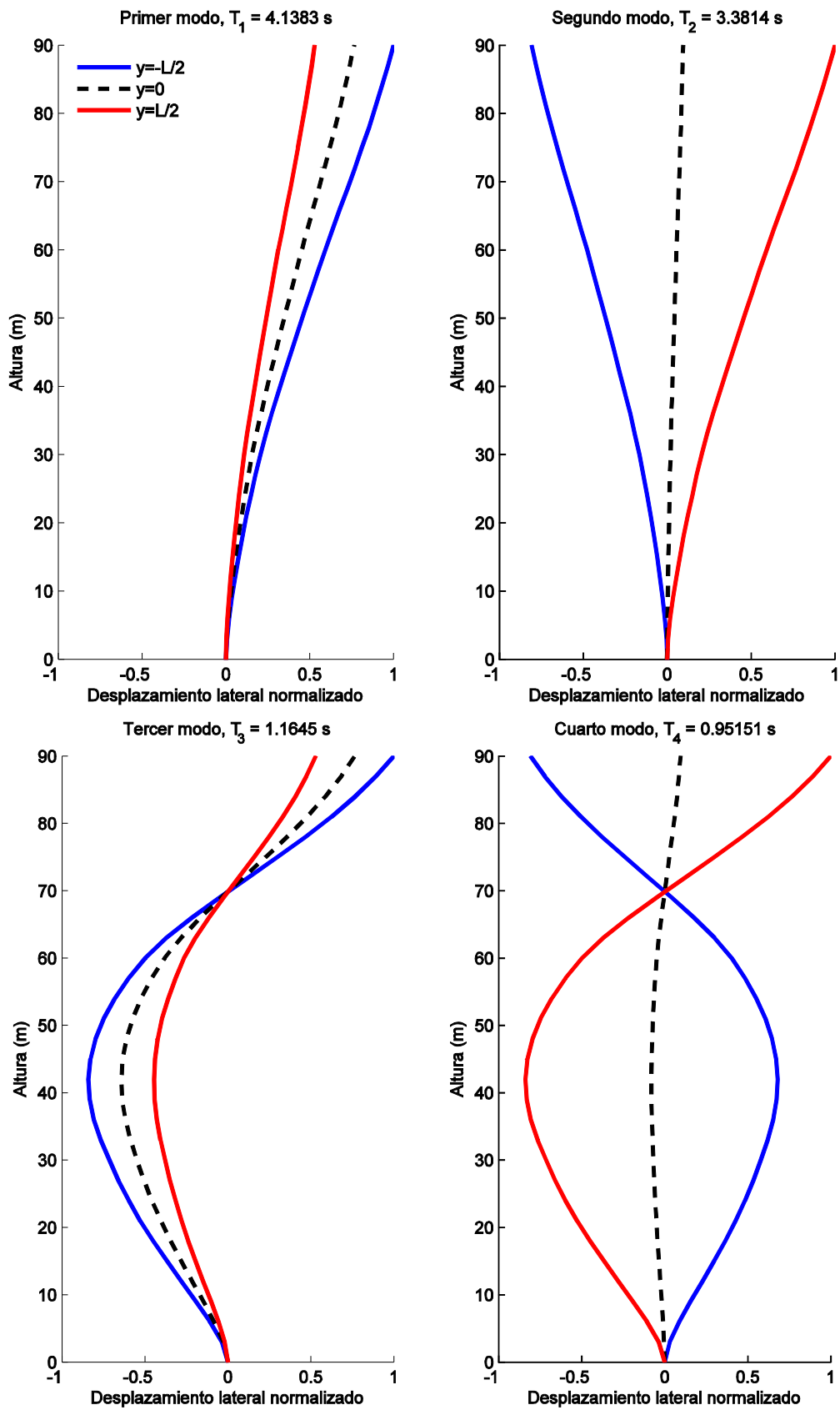


Figura 2: Primeros cuatro modos de vibración del modelo considerado.

Las ecuaciones del movimiento de la estructura rincipal(sin sistemas de reducción de vibraciones) se pueden escribir como:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{q}(t) = \mathbf{F}_w(t) \quad (1)$$

donde $\mathbf{q}(2n \times 1)$ es el vector de grados de libertad (GDL) de la estructura, siendo $n=30$ el número de pisos; \mathbf{M} , \mathbf{C} y \mathbf{K} son las matrices (de orden $2n$) de masa, amortiguamiento clásico y rigidez de la estructura primaria; y $\mathbf{F}_w(t)$ es el vector de cargas de viento aplicadas sobre los GDL \mathbf{q} , calculados en base a la conocida aproximación cuasi-estática (Davenport, 1961):

$$\mathbf{F}_w(t) = [f_{wx}^{(1)}(t), f_{w\theta}^{(1)}(t), \dots, f_{wx}^{(j)}(t), f_{w\theta}^{(j)}(t), \dots, f_{wx}^{(n)}(t), f_{w\theta}^{(n)}(t)]^T \quad (2)$$

$$f_{wx}^{(j)}(t) \approx \frac{1}{2} \rho_a A_j C_x (V(z_j)^2 + 2V(z_j) \Delta v(t)) \quad (3a)$$

$$f_{w\theta}^{(j)}(t) \approx \frac{1}{2} \rho_a A_j C_\theta (V(z_j)^2 + 2V(z_j) \Delta v(t)) \quad (3b)$$

donde ρ_a es la densidad del aire; A_j es el área expuesta a viento asociada al piso j -ésimo; C_x es el coeficiente de arrastre en la dirección X (coincidente con la dirección del viento); C_θ es el coeficiente de arrastre torsional, que se asume igual a cero por simplicidad; $V(z_j)$ es la componente estática de la velocidad del viento en la cota $z = z_j$; y $\Delta v(t)$ es la componente turbulenta. En esta investigación $V(z_j)$ se ha calculado en base a la conocida ley de Hellman:

$$V(z_j) = V_{10} \left(\frac{z_j}{10} \right)^a \quad (4)$$

Por su parte $\Delta v(t)$ se ha modelado como un proceso aleatorio estacionario Gaussiano de media nula, simulado de acuerdo al procedimiento propuesto por Ambrossini (Ambrosini et al., 2002). Para caracterizar este proceso aleatorio se ha utilizado el espectro de Davenport (Davenport, 1961),

$$\frac{f S_v(f)}{\sigma_v^2} = \frac{2}{3} \frac{n^2}{(1+n^2)^{4/3}} \quad (5)$$

donde f es la frecuencia en Hertz; $n = \frac{fL_o}{V_{10}}$ siendo $L_o=1200$ m una escala de longitud; y $\sigma_v^2 = I^2 V_{10}^2$, donde I es la intensidad turbulenta.

Para considerar la correlación espacial de la turbulencia, se ha usado el concepto de longitud de correlación propuesto por Davenport (Davenport, 1992):

$$L_c(f) = \frac{V_{10}}{C_1 f} \quad (6)$$

donde C_1 es un parámetro medido experimentalmente (p.e., Shiotani and Iwatani, 1978).

Los parámetros adoptados para las simulaciones realizadas son: $V_{10}=30.85$ m/s, $I=0.11$, $\alpha=0.15$, $C_1=5$, $C_x=1.4$, $dT=0.04$ s, $f_{\max}=25$ Hz, y $N=512$ ($T_{\max}=20.48$ s). La Figura 3 muestra una simulación correspondiente a la componente turbulenta de velocidad en los pisos 1, 2, 29 y 30. Es evidente que para puntos cercanos existe una alta correlación en bajas frecuencias, la que se pierde completamente cuando los puntos están alejados.

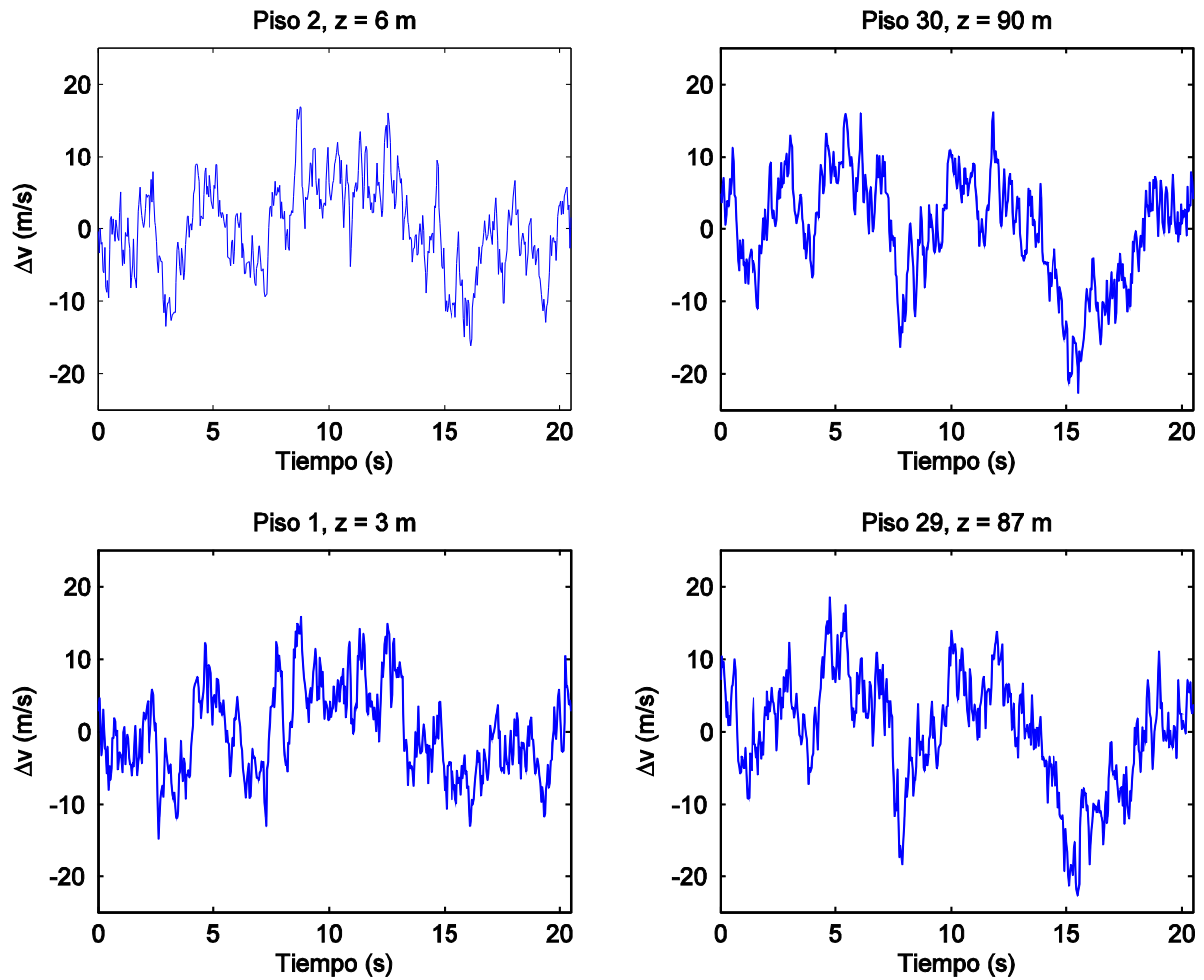


Figura 3. Simulación # 1 de la componente turbulenta de velocidad.

3 ESTRUCTURA CON DISIPADORES DE ENERGIA

El algoritmo de optimización propuesto en esta investigación (Almazán et. al., 2008, Aguirre et. al., 2012), aplicado a la estructura con disipadores de energía se puede expresar como:

$$\text{Minimice: } J = \max(\|\Delta(t)\|) \quad (7)$$

Sujeto a:

$$\left\{ \begin{array}{l} \Delta(t) = \mathbf{L}\mathbf{q}(t) \\ \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) + (\mathbf{C} + \mathbf{L}^T \hat{\mathbf{C}} \mathbf{L})\dot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{K}\ddot{\mathbf{q}}(t) = \mathbf{F}_w(t) \\ \hat{\mathbf{C}} = \text{diag}(c_1, c_2, \dots, c_p) \\ \sum_{i=1}^p c_i = c_{tot} \\ c_i \geq 0 \end{array} \right. \quad (8)$$

donde el funcional de optimización J es el máximo en valor absoluto del vector de deformaciones efectivas de entrepiso $\Delta(p \times 1)$ medido en los planos resistentes periféricos; $\mathbf{L}(p \times 2n)$ es una matriz de transformación cinemática; $\hat{\mathbf{C}}(p \times p)$ es una matriz diagonal que contiene los amortiguamientos de los p disipadores de energía (DE); y c_{tot} es la cantidad total de amortiguamiento a distribuir en toda la estructura.

La Figura 4 presenta las soluciones óptimas obtenidas para 3 simulaciones. Se puede apreciar que los DE tienden a concentrarse en el borde flexible. Nótese también que entre los pisos 10 y 11 como también entre los pisos 20 y 21, que corresponden a los cambios de rigidez, se produce un salto brusco en la cantidad de disipadores que se necesitan, lo cual evidentemente tiende a corregir el efecto del cambio de rigidez. A los fines del diseño, es recomendable utilizar en cada piso un valor promedio de la cantidad de amortiguamiento obtenida en cada simulación.

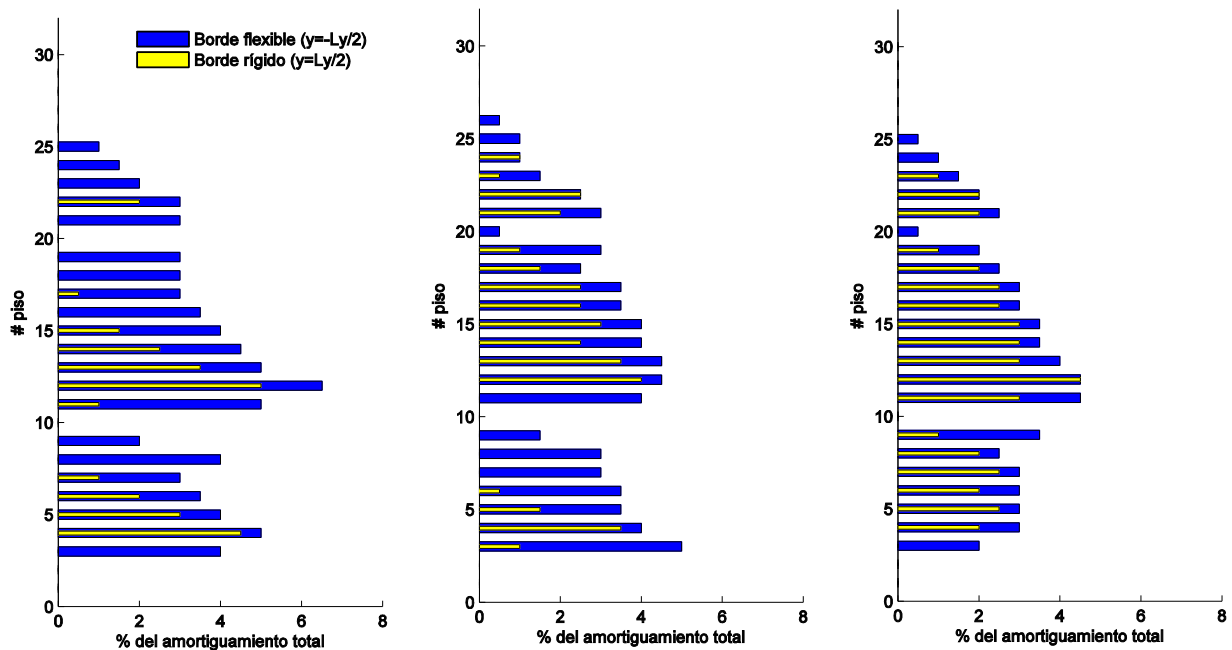


Figura 4. Distribución de DE en planta y en altura para 3 simulaciones de la carga de viento.

La Figura 5 muestra en la parte superior la evolución del algoritmo secuencial MMA, mientras que en la parte superior se comparan las deformaciones máximas efectivas en la iteración inicial (sin DE) y en la iteración final con el 100% de los amortiguadores colocados. Es evidente que el algoritmo es capaz de reducir y uniformar las demandas de deformación tanto en planta como en altura.

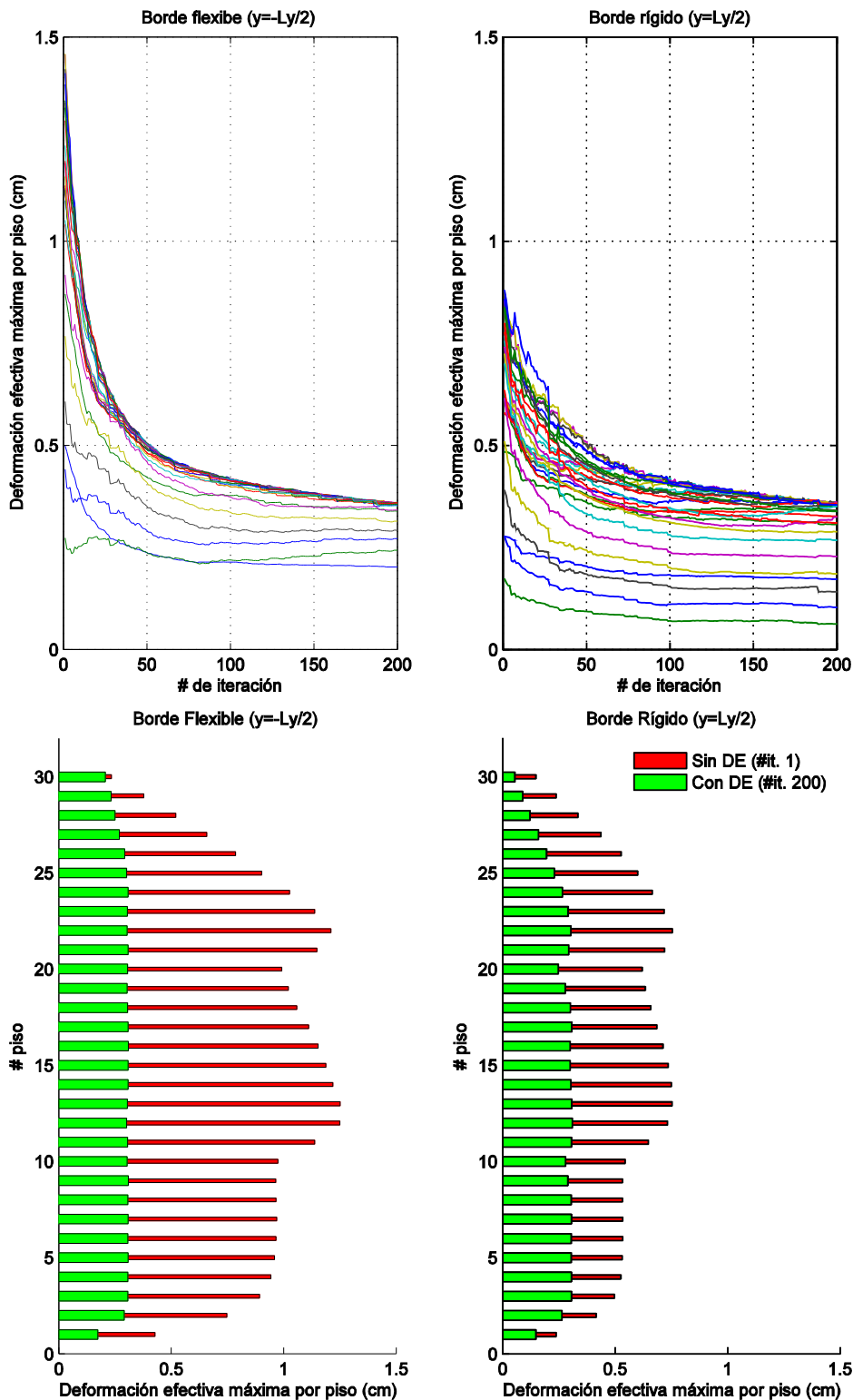


Figura 5. Deformaciones efectivas máximas en los bordes para la simulación # 1. Evolución del algoritmo MMA (arriba); y comparación de resultados sin y con 100% de DE (abajo).

Por otra parte la Figura 6 muestra la evolución del algoritmo MMA pero en términos de las aceleraciones máximas en los bordes. Se puede apreciar que las tendencias son similares a las observadas en la Figura 5, aunque en este caso la reducción de aceleraciones es relativamente uniforme en altura, manteniéndose siempre mayor en el techo. Esto se debe a que el algoritmo

controla deformaciones de entrepiso y no aceleraciones.

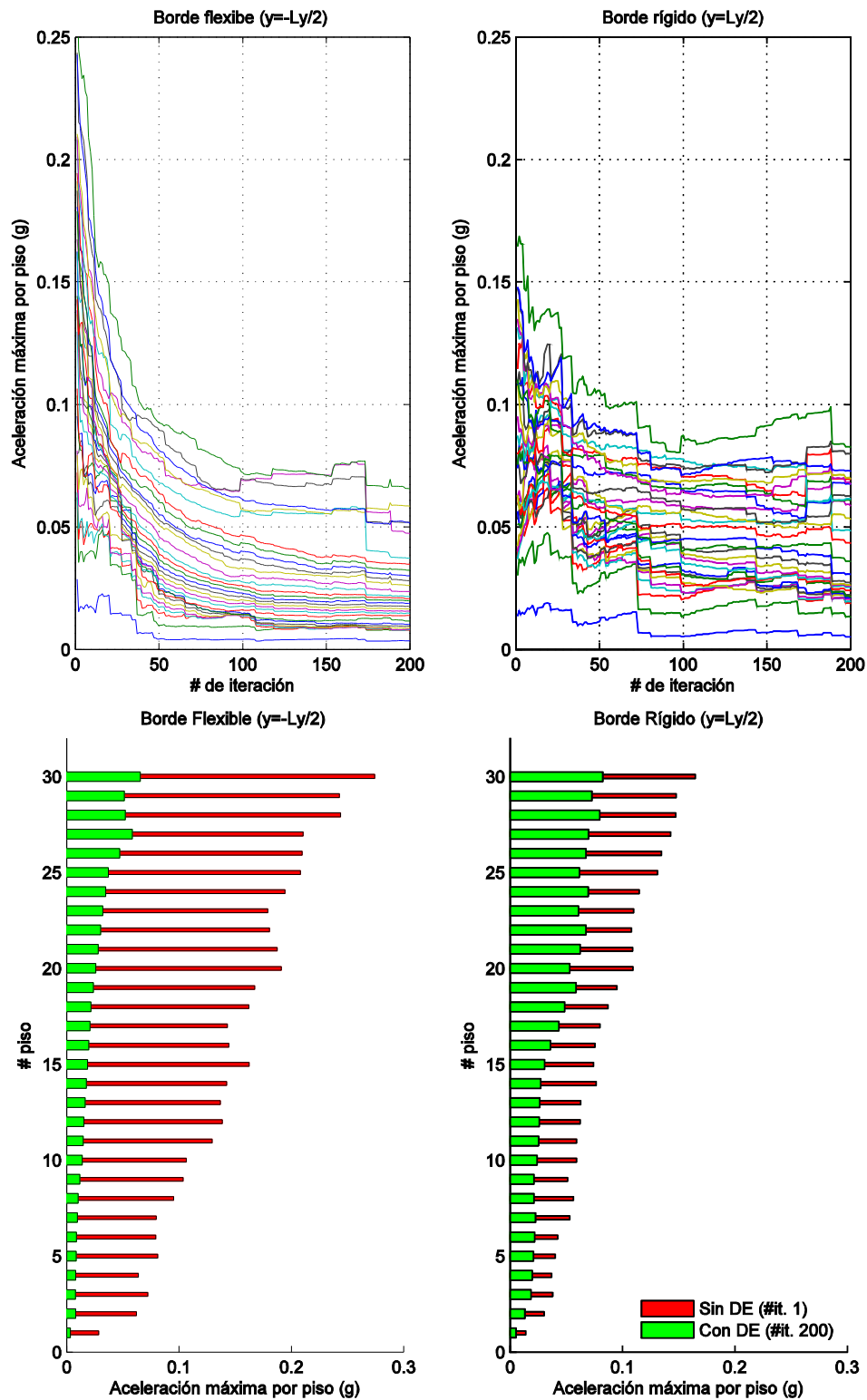


Figura 6. Aceleraciones máximas en los bordes para la simulación # 1. Evolución del algoritmo MMA (arriba); y comparación de resultados sin y con el 100 de DE (abajo).

4 ESTRUCTURA CON AMS

En el caso de la estructura con *un* AMS colocado en el último nivel, el problema de optimización se puede escribir como:

$$\text{Minimice: } J = \max(\|\mathbf{a}(t)\|) \quad (9)$$

Sujeto a:

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{a}(t) = \mathbf{L}_a \ddot{\mathbf{q}}(t) \\ \begin{bmatrix} \mathbf{M} + \mathbf{R}^T m_d \mathbf{R} & m_d \mathbf{R}^T \\ m_d \mathbf{R} & m_d \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{\mathbf{q}} \\ \ddot{y} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{C} & \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0} & c_d \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \dot{\mathbf{q}} \\ \dot{y} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K} & \mathbf{0}^T \\ \mathbf{0} & c_d \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{q} \\ y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \mathbf{F}_w(t) \\ 0 \end{pmatrix} \\ \mathbf{R}(1 \times 2n) = [0, 0, \dots, 1, p]^T \\ c_d = 2\xi_d \omega_d m_d \\ k_d = \omega_d^2 m_d \\ \omega_d > 0 \\ 0 < \xi_d < 1 \\ -L_y/2 < p < L_y/2 \end{array} \right. \quad (10)$$

donde $\mathbf{a}(t)$ es el vector de aceleración en los bordes del edificio en dirección X; y es la deformación del AMS en la dirección X; ω_d y ξ_d son las frecuencia natural y la relación de amortiguamiento del AMS en la dirección X; y p es la posición del AMS en relación al CM.

La Tabla 2 presenta los resultados del algoritmo de optimización para 3 simulaciones.

Tabla 2. Parámetros óptimos del AMS para 3 simulaciones.

Simulación	$T_d = \frac{2\pi}{\omega_d}$	ξ_d	p/L_y
1	3.67 s	0.04	0.11
2	3.78 s	0.11	0
3	4.17 s	0.05	0

La Figura 7 muestra las aceleraciones máximas de borde obtenidas con la solución óptima para la simulación #1. Nótese que las aceleraciones máximas no sólo disminuyen sino también que se vuelven más uniformes cambiando drásticamente la distribución inicial de aceleraciones.

Las historias de aceleración máxima en el techo del edificio se presentan en la Figura 8, que corresponden a la simulación # 1. Nótese que las aceleraciones en ambos bordes se reducen a valores del orden del 10% de la gravedad.

Finalmente la Figura 9 presenta las historias de desplazamiento y aceleración total del AMS para la simulación # 1. Es importante señalar que las aceleraciones máximas son algo mayores que las del edificio (sin las componentes de alta frecuencia), y que los desplazamientos máximos son del orden de 0.8 m.

5 CONCLUSIONES

Los resultados obtenidos en esta investigación indican que tanto los Disipadores de Energía (DE) como los Amortiguadores de Masa Sintonizada (AMS) pueden reducir y uniformar (tanto en planta como en altura) las deformaciones máximas de entrepiso y las aceleraciones medidas en los bordes en edificios asimétricos sometidos a cargas de viento. Las mayores reducciones se obtienen en los bordes de mayor respuesta en la condición no controlada, alcanzando reducciones entre 50% y 80% para estructuras con DE, y entre 25% y 50% para estructuras con AMS. Estos resultados indican que ambas soluciones son aún más eficientes que en el caso de estructuras sometidas a cargas sísmicas.

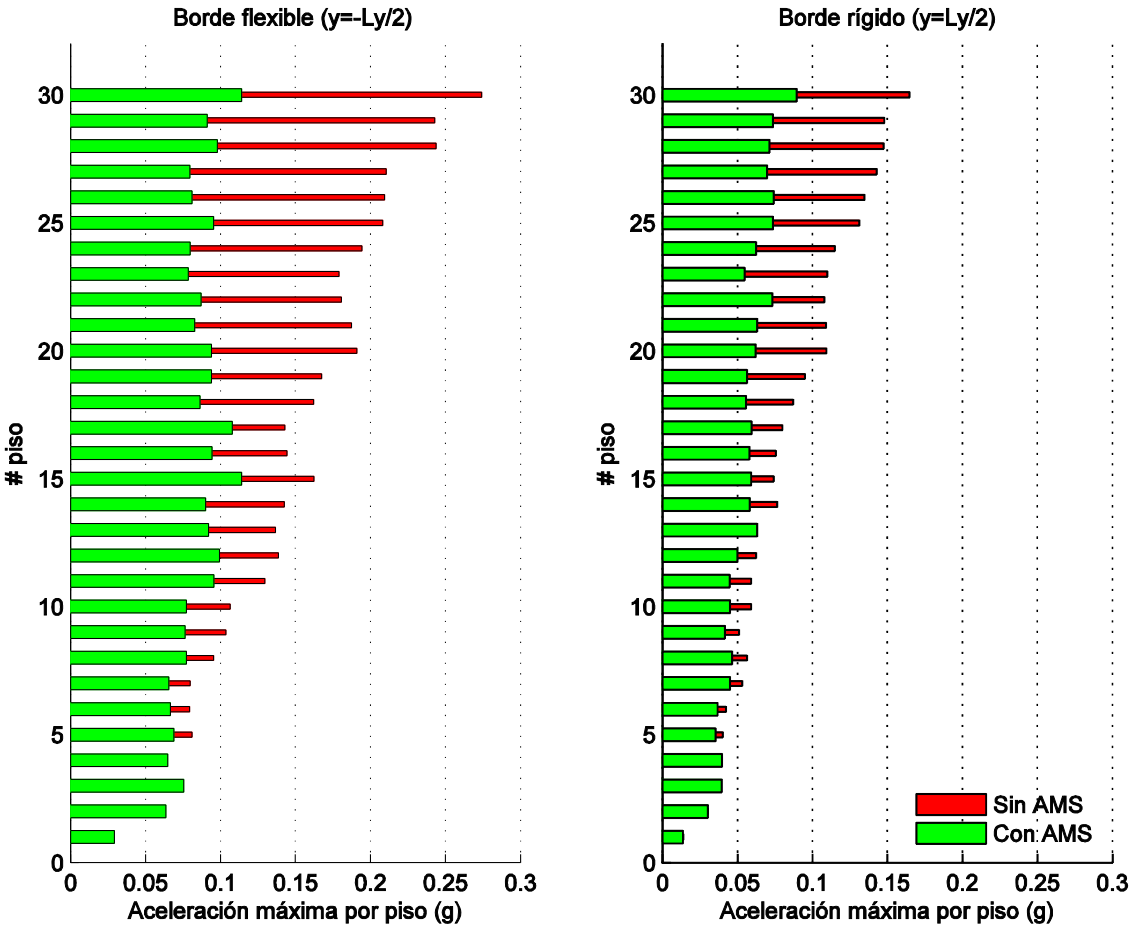


Figura 7: Aceleraciones máximas en altura para el edificio con AMS sometido a la simulación # 1.

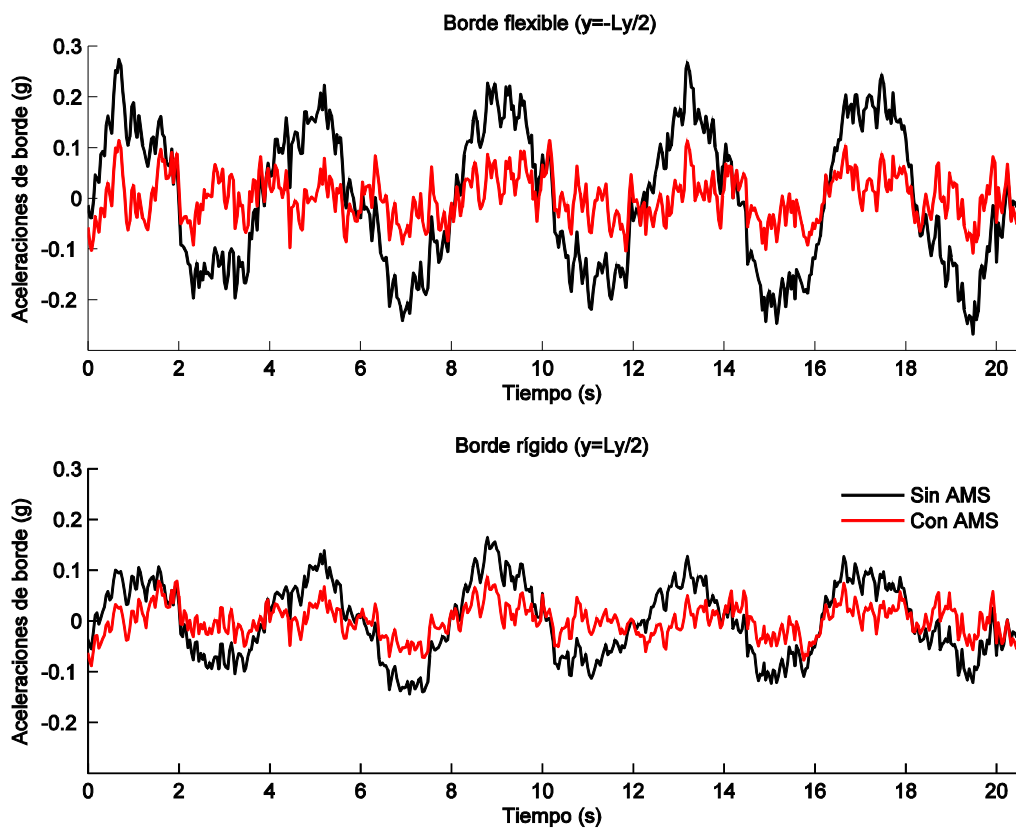


Figura 8. Historias de aceleración en el techo del edificio sin y con AMS para simulación #1.

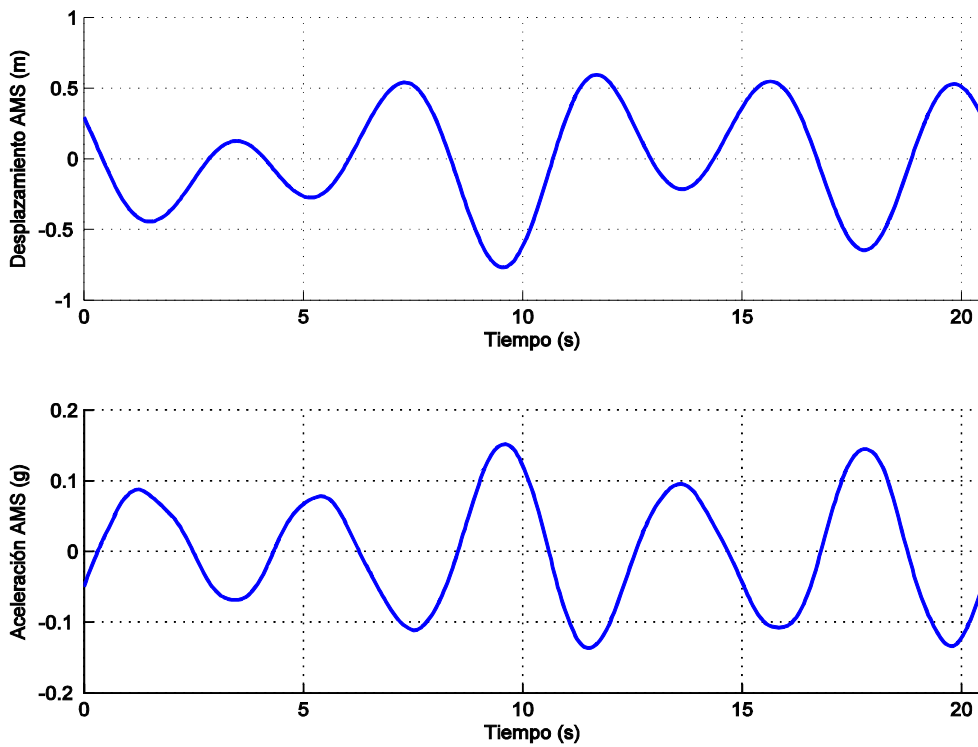


Figura 9. Historias de aceleración y desplazamiento del AMS para la simulación # 1.

6 AGRADECIMIENTOS

Esta investigación ha sido financiada por la Comisión Nacional de Investigación Científica y Tecnológica (CONICYT), a través del Proyecto Fondecyt N°1120937. Los autores agradecen el apoyo recibido.

REFERENCIAS

Almazan J., Espinoza G., and Aguirre J. Torsional balance of asymmetric structures by means of tuned mass dampers. *Engineering Structures* (2012). En prensa.

Almazán J., López-García D., y De la Llera J. Criterio unificado para distribución en planta y altura de disipadores de energía en estructuras asimétricas lineales sometidas a sismo. XVII Congreso sobre Métodos Numéricos y sus Aplicaciones (ENIEF 2008, Argentina).

Ambrossini D., Riera J., and Danesi R. Analysis of structures to random wind loading by simulation in the frequency domain. *Probabilistic Engineering Mechanics* 17 (2002) 233-239.

Davenport AG. The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds. *J R Meteorol Soc.* 11961; 87: 194:211.

De la Llera JC, Almazán JL, Vial IJ. Torsional balance of plan-asymmetric structures with frictional dampers: analytical results. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 34: 1089-1108, 2005.

García M, De la Llera JC, Almazán JL. Torsional balance of plan asymmetric structures with viscoelastic dampers. *Engineering Structures*, 29: 914-932, 2007.

Gluck N, Reinhorn AM, Gluck J, Levy R. Design of supplemental dampers for control of structures. *Journal of Structural Engineering (ASCE)*. 122(12):1394–1399, 1996.

Goel, RK. Simplified analysis of asymmetric structures with supplemental damping. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 30(9): 1399–1416, 2001.

Jangid RS, and Datta TK. Performance of multiple tuned mass dampers for torsionally coupled system. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 1997; 26: 307-17.

Lavan O. and Levy R. Optimal design of supplemental viscous dampers for irregular shear-frames in the presence of yielding. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 34:889–907, 2005.

Lavan O. and Levy R. Optimal design of supplemental viscous dampers for linear framed structures. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 35:337–356, 2006.

Lavan O. and Levy R. Optimal Peripheral Drift Control of 3D Irregular Framed Structures Using Supplemental Viscous Dampers. *Journal of Earthquake Engineering*, 10(6):903–923, 2006.

Levy R. and Lavan O. Fully stressed design of passive controllers in framed structures for seismic loadings. *Struct. Multidisc. Optim.*, 32: 485–498, 2006.

Lin C, Ueng J, Huang T. Seismic response reduction of irregular buildings using passive tuned mass dampers. *Engineering Structures*, 1999; 22: 513-24.

Lin, WH and Chopra, AK. Understanding and predicting effects of supplemental viscous damping on seismic response of asymmetric one-storey systems. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 30(9), 1475–1494, 2001.

Lopez Garcia D. A simple method for the design of optimal damper configurations in MDOF structures. *Earthquake Spectra*, 17(3):387–398, 2001.

Lopez Garcia D. and Soong TT. Efficiency of a simple approach to damper allocation in

MDOF structures. *Journal of Structural Control*, 9: 19–30, 2002.

Shukla AK, Datta TK. Optimal use of viscoelastic dampers in building frames for seismic force. *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, 125(4):401–409, 1999.

Singh MP, Moreschi LM. Optimal seismic response control with dampers. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 30(4):553–572, 2001..

Singh MP, Singh S, Moreschi LM. Tuned mass dampers for response control of torsional buildings. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 2002; 31: 749-69.

Takewaki I. Optimal damper placement for minimum transfer functions. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 26(11):1113–1124, 1997.

Ueng J-M, Chi-Chang L, Wang J-F. Practical design issues of tuned mass dampers for torsionally coupled building under earthquakes loadings. *The Structural Design of Tall and Special Building*, 2008; 17: 133-65.

Vial IJ, de la Llera JC, Almazán JL, Ceballos V. Torsional balance of plan-asymmetric structures with frictional dampers: experimental results. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 35: 1875-1898, 2006.

Wu B, Ou JP, Soong TT. Optimal placement of energy dissipation devices for three-dimensional structures. *Engineering Structures*, 19(2):113–125, 1997.

Zhang RH, Soong TT. Seismic design of viscoelastic dampers for structural applications. *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, 118(5):1375–1392, 1992.