

CONTROL DE VIBRACIONES TORSIONALES DE ESTRUCTURAS SISMORRESISTENTES A TRAVÉS DE DISPOSITIVOS DE MASA PASIVOS

Ricardo Bassotti^{*}, Daniel Ambrosini[†]

^{*} Facultad Regional San Rafael, Universidad Tecnológica Nacional,
Urquiza 317 (M5600), San Rafael, Mendoza, Argentina
e-mail: rbassot@irrigacion.gov.ar, web page: <http://www.frsr.utn.edu.ar>

[†] CONICET, Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Cuyo,
Centro Universitario – Parque Gral. San Martín (M5500), Mendoza, Argentina
e-mail: dambrosini@uncu.edu.ar, web page: <http://www.fing.uncu.edu.ar>

Key words: Disipación de energía, acciones sísmicas, torsión, amortiguadores de masa.

Abstract. *Una de las soluciones alternativas para los problemas de seguridad estructural e incomodidad ante las vibraciones en edificios altos, es la utilización del concepto de control pasivo de vibraciones, en particular los Amortiguadores de Masa Sintonizados (AMS). En edificios asimétricos en los cuales el centro de masa no coincide con el centro de torsión, se produce un acoplamiento entre las vibraciones flexionales y torsionales que puede llevar a un incremento de solicitaciones en secciones críticas conduciendo al colapso estructural. En este caso, la instalación de AMS en posiciones apropiadas tiene un doble beneficio. Por un lado disipa la energía ingresada por el sismo a la estructura y por otro disminuye los esfuerzos torsionales al aplicar un momento torsor fuera de fase con la excitación. En este trabajo se utiliza un modelo físico de la estructura basado en un modelo general de vigas. La formulación inicial, basada en las hipótesis de Vlasov, fue modificada permitiendo la inclusión de deformaciones angulares inducidas por el esfuerzo de corte, sección variable en la dirección longitudinal e inercias rotacionales en las ecuaciones de movimiento. Se utiliza un método de integración numérica conjuntamente con el algoritmo de la transformada rápida de Fourier (FFT) para trabajar en el dominio de la frecuencia. En un trabajo anterior se presentó la formulación acoplada y se realizó la validación de la herramienta numérica. En este trabajo, se realiza un estudio numérico de la eficiencia de los AMS en la disminución de esfuerzos torsionales en edificios. Se realizan ejemplos numéricos con edificios asimétricos para tener una cuantificación de la importancia de la reducción alcanzada.*

INTRODUCCIÓN

Los edificios modernos y las torres tienden a ser muy livianos y delgados, por lo tanto poseen un amortiguamiento natural muy pequeño, lo que los hace más propensos a las oscilaciones del viento y los sismos. Dichas oscilaciones pueden causar daño a la estructura, afectar su funcionalidad y/o causar incomodidad. Los amortiguadores de masa sintonizados (AMS) son una clase de amortiguadores pasivos que se utilizan en torres y edificios para la reducción de vibraciones. Den Hartog¹ demostró que para sistemas de un grado de libertad no amortiguados, la amplitud de vibración del sistema excitado es nula cuando la frecuencia de excitación es igual a la frecuencia del AMS, indicando que toda la energía del sistema fue transferida al AMS.

La frecuencia natural del dispositivo se sintoniza cerca de la frecuencia natural del sistema principal provocando que el AMS vibre en resonancia, disipando la energía absorbida a través de los mecanismos de amortiguamiento del mismo. Los AMS instalados en edificios pueden ser de diferentes formas, en la figura 1 se muestran las implementaciones más usuales. En el caso a) es un simple péndulo, cuyo período de vibración depende solo del largo de mismo. Su desventaja es el gran espacio requerido para su instalación. En el caso b), c) y d) la cuerda del péndulo es una barra rígida y se utilizan dos masas, una de las cuales esta apoyada en el piso. Cuando hay limitaciones de espacio se puede utilizar un amortiguador de péndulo de rodillo (caso e). Otra solución es el péndulo múltiple etapas como el mostrado en la figura f), que reduce el espacio vertical necesario a la mitad (Soong and Dargush²).

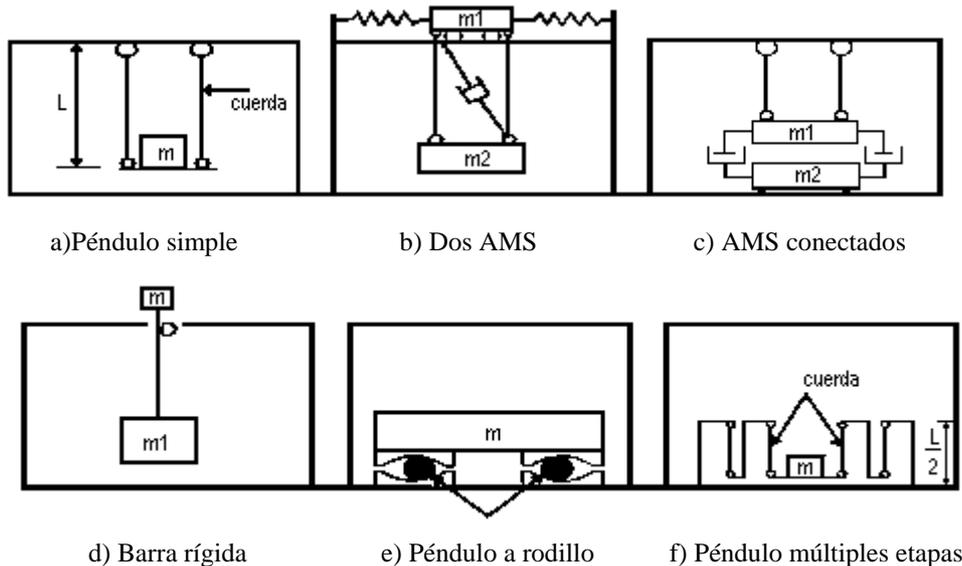


Figura 1: Configuraciones de AMS

Los parámetros de diseño del AMS que se deben hallar para lograr la máxima eficiencia del mismo, son la relación de frecuencia (frecuencia del amortiguador/frecuencia de la estructura), relación de amortiguamiento y la relación de masa. Una de las principales

ventajas de los AMS es que pueden ser colocados en estructuras existentes con problemas de vibraciones excesivas que son perceptibles por las personas o para el mejoramiento de la seguridad sísmica en estructuras levemente dañadas o sanas. Luft³ halla los parámetros óptimos para un sistema principal amortiguado y un AMS sin amortiguamiento sometido a una excitación de ruido blanco. Jensen et. al.⁴ estudiaron como afecta la incertidumbre de los parámetros del sistema principal en la efectividad del AMS para una carga aleatoria de ruido blanco. Abé et. al.⁵ usando el método de perturbación, analizan la efectividad de los AMS para estructuras con frecuencias naturales poco espaciadas y muy espaciadas bajo carga armónica.

Se ha citado en la literatura (Esteva⁶) a la asimetría estructural y por ende a los efectos torsionales como la causa principal de colapso en varias estructuras sometidas a acciones sísmicas. Una idea muy interesante en este sentido es la colocación de amortiguadores pasivos en ubicaciones adecuadas para reducir los efectos torsionales en estructuras. Para el caso de amortiguadores del tipo viscoso ha sido demostrado que la ubicación óptima es tal que la excentricidad de las fuerzas de amortiguamiento es igual, pero de signo contrario, a la excentricidad estructural (Goel et al.⁷ 2001, Goel⁸). Sin embargo, para el caso de AMS todavía se encuentra en discusión la ubicación óptima y la cantidad de AMS a utilizar. Por ejemplo Jangid y Datta⁹ proponen colocar 21 amortiguadores (cantidad óptima según determinan en otros trabajos) distribuidos uniformemente. Lin et al.¹⁰ consideran 2 AMS determinando su posición en planta a través de un proceso analítico. Por otra parte, Singh et al.¹¹ realizan un estudio de optimización mediante un algoritmo genético, usando solamente 4 amortiguadores. En este trabajo, se realiza un estudio numérico de la eficiencia de los AMS en la disminución de esfuerzos torsionales en edificios.

1 MODELOS DESARROLLADOS

1.1 Modelo de estructura

Para modelar la estructura se utilizó una formulación de continuo partiendo de un esquema de análisis de estructuras de pared delgada y sección abierta en el dominio de la frecuencia Ambrosini¹², ver Figura 2.

El modelo físico de la estructura está constituido por las ecuaciones de la teoría de *Vlasov* modificadas con la incorporación de las deformaciones angulares inducidas por el esfuerzo de corte, sección variable en la dirección longitudinal e inercias rotacionales en los esfuerzos internos (Ambrosini et al.¹³). Se adopta una ley constitutiva viscoelástica lineal general, la cual permite introducir amortiguamiento a la estructura. Con estos elementos se llega a un conjunto de tres ecuaciones diferenciales parciales de cuarto orden con tres incógnitas o, luego de realizar la transformada de Fourier para trabajar en el dominio de la frecuencia, un sistema equivalente en variables de estado de doce ecuaciones diferenciales parciales de primer orden con 12 incógnitas.

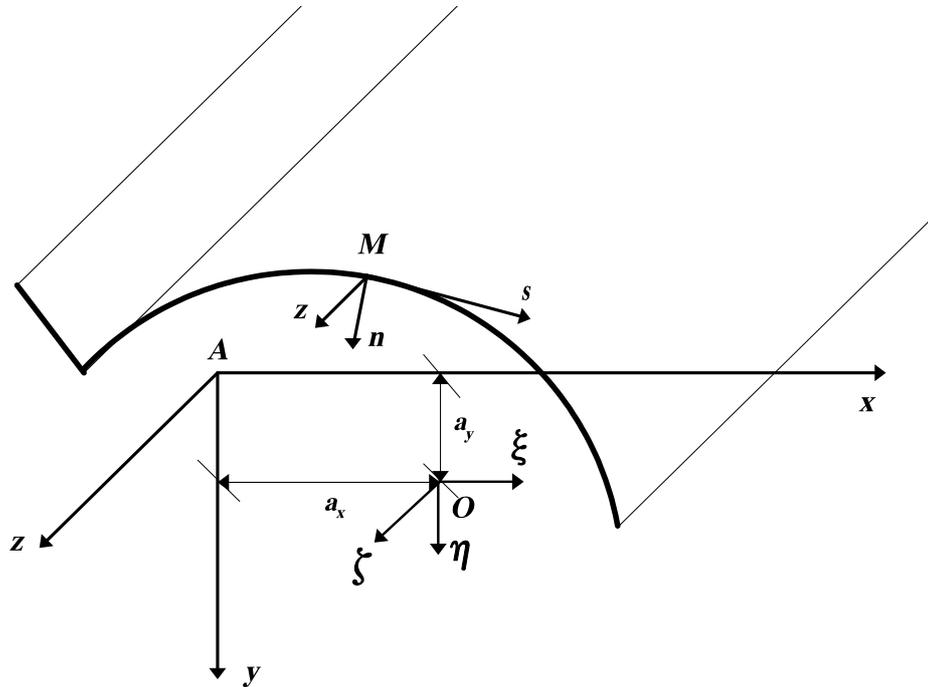


Figura 2. Modelo general de viga. Definición de variables.

Si se adoptan como variables de estado los desplazamientos según los ejes x e y , ξ y η , los giros de flexión respecto de esos ejes, ϕ_x y ϕ_y ; los esfuerzos de corte Q_x y Q_y ; los momentos flectores M_x y M_y ; el giro de torsión y su derivada espacial θ y θ' , el momento torsor total M_T y el bimomento B ; se tiene:

$$\mathbf{v}(z, \omega) = \{ \eta, \phi_y, Q_y, M_x, \xi, \phi_x, Q_x, M_y, \theta, \theta', M_T, B \}^T \quad (1)$$

Con \mathbf{v} = vector de estado. El sistema es:

$$\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial z} = \mathbf{A} \mathbf{v} + \mathbf{q} \quad (2)$$

Donde \mathbf{A} es la matriz del sistema¹³ y \mathbf{q} el vector de carga externa:

$$\mathbf{q}(z, \omega) = \{ 0, 0, -q_x, 0, 0, 0, -q_y, 0, 0, 0, -m_A, 0 \}^T \quad (3)$$

q_x y q_y son cargas externas por unidad de longitud y m_A el momento torsor externo por unidad de longitud. Debe aclararse que, por comodidad, se ha mantenido la notación de las deformaciones y esfuerzos generalizados en el dominio de la frecuencia, aunque estas funciones son dependientes de z y ω y no de z y t como las variables originales. Si, para facilitar la solución numérica, se separan la parte real e imaginaria de todas las funciones y se incorpora la ley constitutiva viscoelástica, el sistema será de 24 ecuaciones con 24 incógnitas.

Obviamente, en aplicaciones numéricas se utiliza el algoritmo de la transformada rápida de Fourier (FFT). Entonces, para cada frecuencia ω , puede resolverse el problema definido por

las ecuaciones (2) más las condiciones de contorno usando métodos de integración numérica estándares como así también técnicas para transformar un problema de valores de borde en dos puntos en un problema de valores iniciales. Si se repite este procedimiento para todo el conjunto de frecuencias ω , se puede obtener la FFT de las componentes del vector de estado. Por último, puede realizarse la transformada inversa de las variables de interés para obtener las mismas en el dominio del tiempo.

1.2 Modelo de AMS

Si se considera un AMS en cada una de las direcciones principales del piso superior (Figura 3) y se plantean las ecuaciones de movimiento para carga sísmica, en el dominio del tiempo, se tiene:

$$\begin{aligned} m_x \ddot{x}(t) + c_x \dot{x}(t) + k_x x(t) &= -m_x \ddot{\xi}_g(t) - m_x \ddot{\xi}_G(t) \\ m_y \ddot{y}(t) + c_y \dot{y}(t) + k_y y(t) &= -m_y \ddot{\eta}_g(t) - m_y \ddot{\eta}_G(t) \end{aligned} \quad (4)$$

Donde x e y son los desplazamientos relativo del AMS respecto a la estructura, m_x, c_x, k_x : m_y, c_y, k_y : masa, amortiguamiento y rigidez de amortiguador en la direcciones x e y respectivamente. $\ddot{\xi}_g$ y $\ddot{\eta}_g$ son las aceleraciones del terreno en la direcciones x e y respecto a un eje de referencia fijo. $\ddot{\xi}$ y $\ddot{\eta}$ son las aceleraciones relativas del último piso de la estructura respecto del terreno, en la direcciones x e y .

Se trabaja en el dominio de la frecuencia, por lo que se realiza la transformada de Fourier de (4) obteniendo:

$$\begin{aligned} -m_x \omega^2 x + ic_x \omega x + k_x x &= \omega^2 m_x \xi - m_x g_1 \\ -m_y \omega^2 y + ic_y \omega y + k_y y &= \omega^2 m_y \eta - m_y g_2 \end{aligned} \quad (5)$$

Donde se llama: $\ddot{\xi}_g = g_1(\omega)$ y $\ddot{\eta}_g = g_2(\omega)$. Entonces:

$$\begin{aligned} x &= \frac{m_x(\omega^2 \xi - g_1)}{-m_x \omega^2 + ic_x \omega + k_x} \\ y &= \frac{m_y(\omega^2 \eta - g_2)}{-m_y \omega^2 + ic_y \omega + k_y} \end{aligned} \quad (6)$$

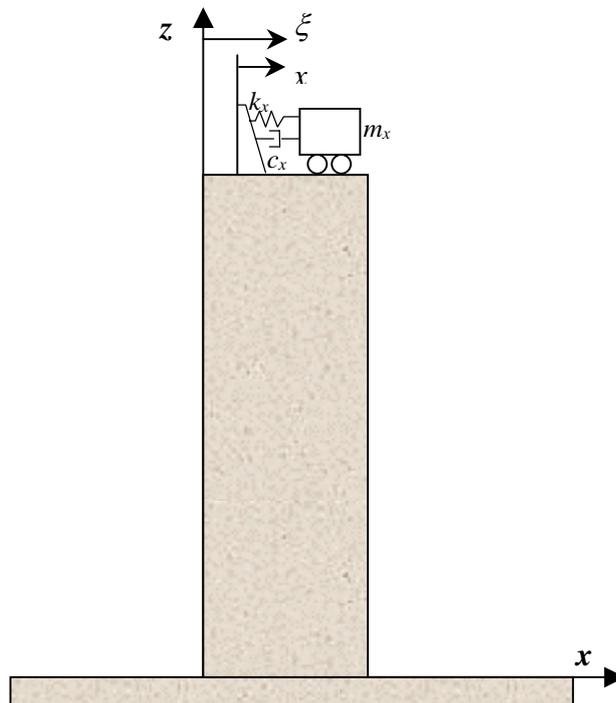


Figura 3. Coordenadas del modelo estructura – AMS (Plano x - z)

Si se llama:

$$r_{1x} = k_x - \omega^2 m_x \quad r_{2x} = \frac{c_x m_x \omega}{r_{1x}^2 + \omega^2 c_x^2} \quad r_{3x} = \frac{r_{1x} m_x}{r_{1x}^2 + \omega^2 c_x^2}$$

$$r_{1y} = k_y - \omega^2 m_y \quad r_{2y} = \frac{c_y m_y \omega}{r_{1y}^2 + \omega^2 c_y^2} \quad r_{3y} = \frac{r_{1y} m_y}{r_{1y}^2 + \omega^2 c_y^2}$$

Y separando la parte real de la imaginaria de las ecuaciones (6) se obtiene:

$$x_r = \omega^2 r_{2x} \xi_i + \omega^2 r_{3x} \xi_r - r_{3x} g_{1r} - r_{2x} g_{1i} \quad (7)$$

$$x_i = \omega^2 r_{3x} \xi_i - \omega^2 r_{2x} \xi_r + r_{2x} g_{1r} - r_{3x} g_{1i}$$

$$y_r = \omega^2 r_{2y} \eta_i + \omega^2 r_{3y} \eta_r - r_{3y} g_{2r} - r_{2y} g_{2i} \quad (8)$$

$$y_i = \omega^2 r_{3y} \eta_i - \omega^2 r_{2y} \eta_r + r_{2y} g_{2r} - r_{3y} g_{2i}$$

Las fuerzas en la dirección x e y y el momento torsor provocados por el amortiguador de masa sintonizado en el extremo superior de la estructura son:

$$f_x = k_x x + c_x \dot{x} \quad (9a)$$

$$f_y = k_y y + c_y \dot{y} \quad (9b)$$

$$M_t = (d_x - a_x)(k_y y + c_y \dot{y}) - (d_y - a_y)(k_x x + c_x \dot{x}) \quad (9c)$$

siendo d_x, d_y las coordenadas de ubicación del disipador en la planta de la estructura y a_x, a_y las coordenadas del centro de corte. En el dominio de la frecuencia se obtiene:

$$f_{xr} + if_{xi} = k_x(x_r + ix_i) + ic_x \omega(x_r + ix_i) \quad (10a)$$

$$f_{yr} + if_{yi} = k_y(y_r + iy_i) + ic_y \omega(y_r + iy_i) \quad (10b)$$

$$M_{tr} + iM_{ti} = (d_x - a_x)(f_{yr} + if_{yi}) - (d_y - a_y)(f_{xr} + if_{xi}) \quad (10c)$$

Separando las partes real e imaginaria :

$$f_{xr} = k_x x_r - c_x \omega x_i \quad (11a)$$

$$f_{xi} = k_x x_i + c_x \omega x_r \quad (11b)$$

$$f_{yr} = k_y y_r - c_y \omega y_i \quad (11c)$$

$$f_{yi} = k_y y_i + c_y \omega y_r \quad (11d)$$

$$M_{tr} = (d_x - a_x)f_{yr} - (d_y - a_y)f_{xr} \quad (11e)$$

$$M_{ti} = (d_x - a_x)f_{yi} - (d_y - a_y)f_{xi} \quad (11f)$$

Combinando las ecuaciones (7), (8) y (11) se obtienen los valores, en el dominio de la frecuencia, de las fuerzas y momento torsor adicionados en la parte superior de la estructura como consecuencia de la incorporación de los AMS en las dos direcciones. Estas fuerzas y momento torsor son incorporadas a la formulación presentada en 2.1 como condiciones de contorno en la parte superior.

2 RESULTADOS NUMÉRICOS

Los modelos presentados en la sección 2 fueron incorporados en un programa computacional y en un trabajo anterior¹⁴ se presentaron una serie de resultados numéricos con el objetivo de verificar la herramienta numérica desarrollada (núcleo aislado) y otros obtenidos sobre una estructura asimétrica (edificio con núcleo y tabiques). Se presentan en el presente trabajo una serie de nuevos resultados obtenidos sobre una estructura asimétrica.

2.1 Edificio con Núcleo Central

Se analiza un edificio con núcleo central¹⁵ de hormigón armado. Se presenta su configuración en planta en Figura 4 y sus características en Tabla 1.

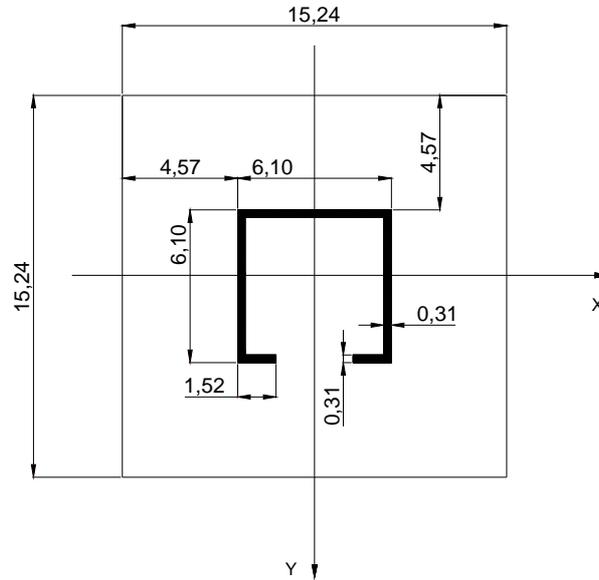


Figura 4. Planta tipo del Edificio con Núcleo Central.

Tabla 1. Características del edificio con núcleo central.

Altura total del edificio	57.2 m
Número de pisos	15 pisos
Altura de piso	3.81 m
Espesor de losas	0.25 m
Masa total del edificio	3.253.250 kg

Esta estructura es considerada de hormigón armado y las propiedades geométricas y mecánicas usadas para aplicar la teoría presentada en este trabajo son:

$$\begin{array}{ll}
 l = 57.20 \text{ m} & F_T = 6.5 \text{ m}^2 \\
 J_x = 36.2 \text{ m}^4 & J_y = 45.3 \text{ m}^4 \\
 J_\varphi = 415.8 \text{ m}^6 & J_d = 0.201 \text{ m}^4 \\
 a_x = 0 \text{ m} & a_y = -6.0 \text{ m} \\
 E = 2,76 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2 & \rho = 8.750 \text{ kg/m}^3 \\
 \nu = 0.2 &
 \end{array}$$

donde l es la altura total del edificio, F_T es el área total de la sección transversal, J_x y J_y los momentos de inercia de la sección transversal con respecto a los ejes baricéntricos, J_ϕ el momento sectorial de inercia, J_d el módulo de torsión, a_x y a_y las coordenadas del centro de corte, E módulo de elasticidad longitudinal del material, ρ la masa específica ficticia de la estructura y ν el módulo de Poisson.

En primer lugar, en Tabla 2 se presentan las frecuencias naturales de la estructura. Se observa que la flexión según el eje y está desacoplada de la torsión y la flexión según el eje x está acoplada.

Tabla 2. Frecuencias de Vibración. Edificio con núcleo central.

Frecuencia	Modo	Frecuencias naturales	Períodos naturales
		Hz	seg
1	1 Flexional -Torsional X	0.355	2.817
2	1 Flexional Y	0.692	1.445
3	2 Torsional-Flexional X	1.626	0.615
4	3 Flexional -Torsional X	1.987	0.503
5	2 Flexional Y	3.656	0.273

Debido a que se quiere estudiar la eficiencia de los AMS en la reducción de los esfuerzos torsionales, se aplicará el sismo en la dirección x . Se utilizan los acelerogramas de Viña del Mar, Loma Prieta y Cauçete, cuyos contenidos de frecuencias se presentan en Figura 5.

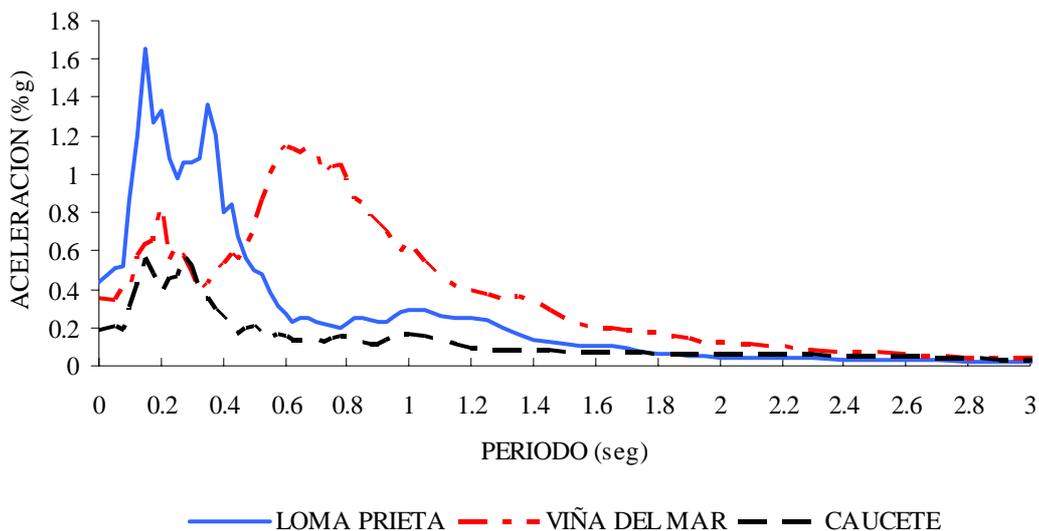


Figura 5. Espectros de los acelerogramas utilizados en el edificio Núcleo Central.

Se adopta una masa del 1% de la masa total de la estructura y se determinan los parámetros del AMS utilizando la formulación propuesta por Chang¹⁶ que se detalla a continuación:

$$\omega_a = \sqrt{\frac{k_a}{m_a}} \quad \omega_s = \sqrt{\frac{k_s}{m_s}} \quad \mu = \frac{m_a}{m_s} \quad (12a)$$

$$\frac{\omega_a}{\omega_s} = \frac{\sqrt{1 - \frac{1}{2}\mu}}{1 + \mu} \quad (12b)$$

$$\xi_a = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\mu \cdot \left(1 - \frac{1}{4}\mu\right)}{(1 + \mu) \cdot \left(1 - \frac{1}{2}\mu\right)}} \quad (12c)$$

donde m_a , k_a y m_s , k_s representan las masa y rigidez del AMS y el sistema principal, respectivamente. Respecto del coeficiente de amortiguamiento se utiliza el obtenido según la ecuación (12c), en general en todos los resultados obtenidos, debiendo tener en cuenta que para cada localización distinta del AMS debería realizarse un estudio paramétrico, para determinar aquel valor que permita obtener la mayor reducción de la respuesta, el cual resultaría como valor óptimo del amortiguamiento.

Se realiza un primer análisis sintonizando el AMS con la primera frecuencia de 0.355 Hz ($T=2,817$ s), y los valores obtenidos resultan:

Masa:	$m_1 \% = 32.532,50$ kg
Resorte:	$k = 157.860$ N/m
Amortiguamiento:	$\xi_a = 4,98$ %

Los resultados obtenidos del momento torsor máximo en la base correspondiente al edificio en estudio, para cada uno de los sismos que se utilizan orientados según X y según las distintas ubicaciones en que se lo emplaza medidas desde el baricentro y en dirección Y, se muestran en Tabla 3.

Puede observarse que se obtiene una reducción en los valores máximos para todos los casos que puede considerarse despreciable y este resultado es absolutamente lógico ya que si se observa en Figura 5 los contenidos de frecuencia máximos de todos los sismos están muy alejados de la frecuencia de sintonización. También puede observarse que a pesar de la pequeña reducción se observa una mejora en los resultados a medida que el AMS se ubica en una posición más alejada del centro de corte y en dirección opuesta respecto de la posición del baricentro.

Tabla 3. Momento torsor máximo en la base. Edificio con núcleo central. T=2,82 s.

POSIC.	VIÑA DEL MAR			LOMA PRIETA			CAUCETE		
	AMS	MNm		MNm		MNm	MNm		
m	s/AMS	c/AMS	Variac.	s/AMS	c/AMS	Variac.	s/AMS	c/AMS	Variac.
d _y = -6.0		36.970	- 0.40		27.185	- 0.02		12.786	- 0.37
d _y = 0.0		36.789	- 0.89		27.112	- 0.29		12.436	- 3.09
d _y = 3.0	37.118	36.663	- 1.23	27.191	27.038	- 0.56	12.833	12.233	- 4.68
d _y = 6.0		36.578	- 1.45		26.969	- 0.82		12.047	- 6.12
d _y = 7.0		36.553	- 1.52		26.948	- 0.89		11.989	- 6.58

Se realiza el análisis sintonizando el AMS con la segunda frecuencia en *x* de 1.626 Hz (T=0,615 s), y los valores obtenidos resultan:

Masa: $m_I \% = 32.532,50$ kg
 Resorte: $k = 3.312.130$ N/m
 Amortiguamiento: $\xi_a = 4,98$ %

Los resultados obtenidos se presentan en Tabla 4.

Tabla 4. Momento torsor máximo en la base. Edificio con núcleo central. T=0,615 s.

POSIC.	VIÑA DEL MAR			LOMA PRIETA			CAUCETE		
	AMS	MNm		MNm		MNm	MNm		
m	s/AMS	c/AMS	Variac.	s/AMS	c/AMS	Variac.	s/AMS	c/AMS	Variac.
d _y = -6.0		40.760	+ 9.81		26.762	- 1.58		12.236	- 4.65
d _y = 0.0		44.256	+ 19.23		26.691	- 1.84		12.34	- 3.84
d _y = 3.0	37.118	27.175	- 26.79	27.191	25.540	- 6.07	12.833	12.335	- 3.88
d _y = 6.0		25.082	- 32.43		25.513	- 6.17		12.177	- 5.11
d _y = 7.0		25.752	- 30.62		25.463	- 6.36		12.153	- 5.30

Se observa que se produce una reducción significativa en los valores máximos del momento torsor en la base, especialmente para el caso del sismo de Viña del Mar, lo cual es un resultado aceptable si se observa en Figura 5 el contenido de frecuencia máximo asociado a este sismo que es similar a la frecuencia de sintonización¹⁷. Además los mejores resultados se obtienen ubicando el AMS alejado del centro de masa y en dirección opuesta al centro de corte⁸.

Se sintoniza ahora el AMS con la tercera frecuencia en x de 1.987 Hz ($T=0,503$ s), y los valores obtenidos resultan:

Masa: $m_1 \% = 32.532,50$ kg
 Resorte: $k = 4.951.330$ N/m
 Amortiguamiento: $\xi_a = 4,98$ %

Los resultados alcanzados se presentan en Tabla 5.

Tabla 5. Momento torsor máximo en la base. Edificio con núcleo central. $T=0,503$ s.

POSIC. AMS	VIÑA DEL MAR			LOMA PRIETA			CAUCETE		
	MNm			MNm			MNm		
m	s/AMS	c/AMS	Variac.	s/AMS	c/AMS	Variac.	s/AMS	c/AMS	Variac.
$d_y = -6.0$		42.230	+13.77		28.035	+ 3.10		12.843	+ 0.08
$d_y = 0.0$		48.200	+ 29.86		32.271	+ 18.68		12.741	- 0.72
$d_y = 3.0$	37.118	45.187	+21.74	27.191	33.489	+ 23.16	12.833	13.597	+ 5.95
$d_y = 6.0$		25.687	- 30.80		25.143	- 7.53		12.272	- 4.37
$d_y = 7.0$		23.839	- 35.78		24.756	- 8.96		11.959	- 6.81

Se observa en general una disminución significativa en la respuesta de torsión a medida que el AMS se ubica más lejos del centro de masa. En referencia a la localización del AMS en la posición $d_y = 3.0$ m, los valores consignados para los sismos de Viña del Mar y Cauce, corresponden a un valor del amortiguamiento $\xi = 30$ %, diferente del utilizado en los demás resultados. Para estos dos casos se realizó una optimización del valor de ξ .

Según se puede apreciar en trabajos anteriores, Lin et al.¹⁰, el posicionamiento adecuado para lograr una mayor reducción en la vibración es a la mayor distancia desde el centro de masa, que en el caso particular de la estructura sería para la distancia $d_y = 7.0$ m, debido a las posibilidades físicas de ubicación del dispositivo. Se puede apreciar en todos los casos que con el posicionamiento del AMS en esa ubicación se obtienen las reducciones mayores en la respuesta máxima.

En la Figura 6 se ve graficada la respuesta en función del tiempo del momento torsor en la base para el sismo de Viña del Mar, con el AMS sintonizado a la frecuencia $T=0,503$ s y con la posición del mismo en $d_y = 7.0$ m. Se pueden apreciar las importantes reducciones de los valores máximos.

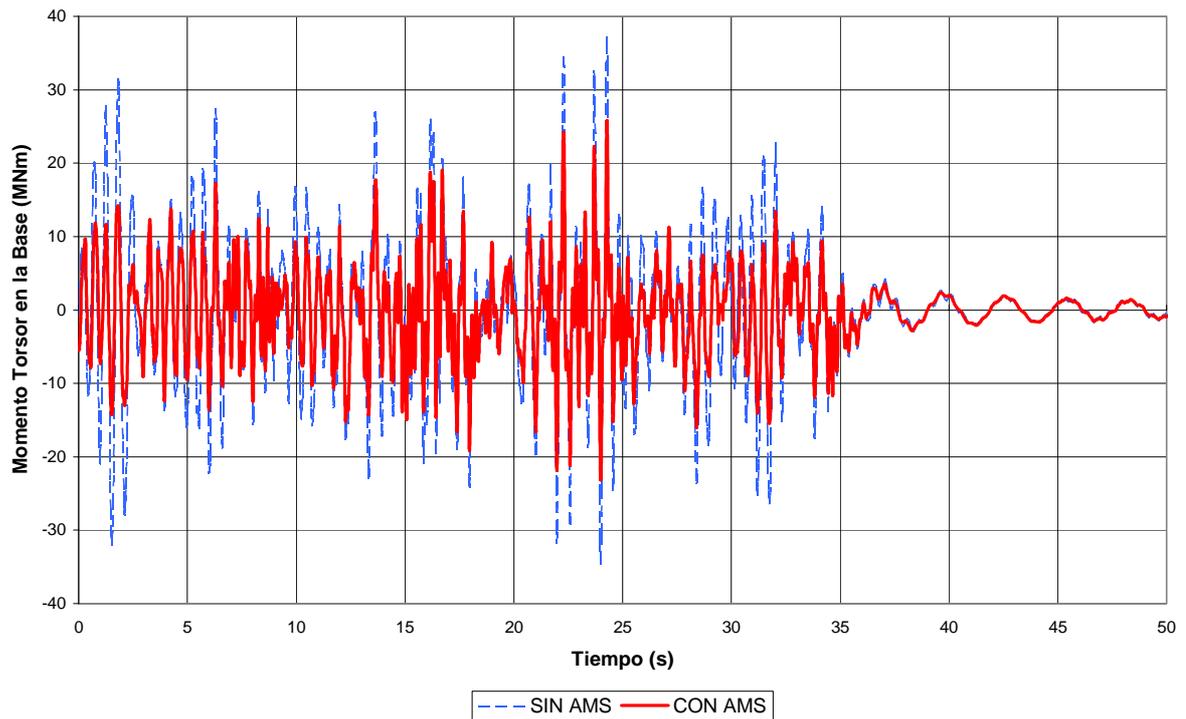


Figura 6: Momento torsor máximo en la base. Sismo Viña del Mar. $T=0,503$ s – $d_y=7$ m.

3 CONCLUSIONES

En este trabajo se presentan una serie de resultados obtenidos sobre una estructura asimétrica sometida a la acción sísmica en una dirección, según un esquema de análisis para estructuras sismorresistentes con la incorporación del sistema de control pasivo de vibraciones denominado en la literatura amortiguador de masa sintonizado (AMS).

En cuanto al modelo físico de la estructura se utiliza un modelo general de vigas. La formulación inicial, basada en las hipótesis de Vlasov, fue modificada permitiendo la inclusión de deformaciones angulares inducidas por el esfuerzo de corte, sección variable en la dirección longitudinal e inercias rotacionales en las ecuaciones de movimiento. Se utiliza un método de integración numérica conjuntamente con el algoritmo de la transformada rápida de Fourier (FFT) para trabajar en el dominio de la frecuencia. Además se formulan las ecuaciones de movimiento para los AMS y se describe su interacción con la estructura.

Con este esquema y teniendo en cuenta el objetivo fundamental del trabajo se estudió numéricamente la respuesta torsional de una estructura asimétrica. Los resultados obtenidos permiten, obtener las siguientes conclusiones:

- El AMS debe sintonizarse con la frecuencia predominantemente torsional para reducir los esfuerzos relacionados, obteniéndose grandes reducciones en la respuesta cuando el máximo contenido de frecuencia de la excitación es similar al de sintonización, lo cual es favorable ya que para este caso se esperan las mayores sollicitaciones.
- La ubicación en planta del AMS resulta de fundamental importancia para controlar la respuesta torsional. La localización lo más alejada posible del centro de masa, permite obtener las mayores reducciones en la respuesta.
- Deben realizarse estudios de optimización del amortiguamiento para cada caso particular una vez definido el posicionamiento del AMS, para alcanzar los mejores resultados.
- Cuando se quiera controlar la respuesta flexional y torsional se requiere al menos de tres AMS, dos para controlar la respuesta flexional sintonizados según las frecuencias respectivas, ubicados en dos direcciones ortogonales y uno para controlar en forma específica la respuesta torsional. Habrá que analizar la interacción de los mismos en la respuesta, según la posición en que se los ubique.

Estas observaciones preliminares deben ser confirmadas por la realización de un conjunto de ejemplos adicionales con la ubicación de varios AMS según dos direcciones y, en relación con la ubicación óptima, pueden resultar de utilidad técnicas del tipo de algoritmos genéticos debido a la gran cantidad de posibilidades existentes en estructuras reales.

REFERENCIAS

- [1] Den Hartog, J.P. Mechanical Vibrations, McGraw-Hill, Inc, New York. (1985).
- [2] Soong, T.T., Dargush, G.F., Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering, John Wiley & Sons. (1997).
- [3] Luft, R., Optimal tuned dampers for buildings, *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol.105, No.ST 12, pag. 2766-2772. (1979).
- [4] Jensen, H., Setarch, M., Peck, R., TMDs for vibration control of systems with uncertain properties, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, vol. 118, No. 18, pag. 3285-3298. (1992).
- [5] Abé, M., Igusa, T., Tuned mass damper for structures with closely spaced natural frequencies, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 24, pag. 247-261. (1995).
- [6] Esteva L. Earthquake engineering research and practice in Mexico after the 1985 earthquake. *Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering*, vol 20, pp. 159-200. (1987).
- [7] Goel R.K. and C.A. Booker, Effects of supplemental viscous damping on inelastic seismic response of asymmetric systems, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 30, pp. 411-430. (2001).
- [8] Goel R.K., Seismic behaviour of asymmetric buildings with supplemental damping, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 29, pp. 461-480. (2000).
- [9] Jangid R.S. and T.K. Datta, Performance of multiple tuned mass damper for torsionally coupled system, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 26, pp. 307-317.
- [10] Lin C., Ueng J., Huang T., , Seismic response reduction of irregular buildings using passive tuned mass dampers, *Engineering Structures*, Vol 22, pp. 513-524. (1999).
- [11] Singh, M., Singh, S., and L. Moreschi, Tuned mass damper for response control of torsional buildings, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 31, pp. 749-769. (2002).
- [12] Ambrosini R.D., *Análisis Dinámico de Estructuras de Pared Delgada y Sección Abierta en el Dominio de la Frecuencia*, Tesis de Magister en Ingeniería Estructural, Universidad Nacional de Tucumán. (1991).
- [13] Ambrosini R.D., J.D. Riera and R.F. Danesi, Dynamic Analysis of Thin-Walled and Variable Open Section Beams with Shear Flexibility, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38(17) pp. 2867-2885. (1995).
- [14] Bassotti R.D., R.D. Ambrosini, Influencia de Amortiguadores de Masa Sintonizados en la Disminución de Efectos Torsionales de Estructuras Sismorresistentes, *Mecánica Computacional Vol. XXIII*, pp.481-497. (2004)

- [15] Liaw, T.C., Torsion of multi-storey spatial core walls, Proc. Institution of Civil Engineers, Part 2, 65, Sept. (1978).
- [16] Chang, C.C., Mass dampers an their optimal designs for building vibration control, Engineering Structures, vol. 21, pp.454-463, (1999).
- [17] Wang J.F. et al, Vibration suppression for high-speed railway bridges using tuned mass dampers, International Journal of Solids and Structures 40, pp. 465-491, (2003).