

## INFLUENCIA DE AMORTIGUADORES DE MASA SINTONIZADOS EN LA DISMINUCIÓN DE EFECTOS TORSIONALES DE ESTRUCTURAS SISMORRESISTENTES

Ricardo Bassotti<sup>\*</sup>, y Daniel Ambrosini<sup>†</sup>

- Facultad Regional San Rafael, Universidad Tecnológica Nacional
- Gral Paz. y Urquiza. (5600) San Rafael, Mendoza. Fax: 54 02627 421078  
e-mail: [rbassot@irrigacion.gov.ar](mailto:rbassot@irrigacion.gov.ar) [rbassotti@frsr.utn.edu.ar](mailto:rbassotti@frsr.utn.edu.ar)

<sup>†</sup> Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Cuyo  
Centro Universitario - Parque Gral. San Martín - (5500) Mendoza. Fax 54 0261 4380120  
e-mail: [dambrosini@uncu.edu.ar](mailto:dambrosini@uncu.edu.ar), web page: <http://fing.uncu.edu.ar/>

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

**Resumen.** *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 Amortiguadores de Masa Sintonizados 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 realiza un estudio numérico de la eficiencia de los AMS en la disminución de esfuerzos torsionales en edificios. 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. Se realizan ejemplos numéricos con edificios asimétricos para tener una cuantificación preliminar de la importancia de la reducción alcanzada.*

## 1 INTRODUCCION

Los edificios modernos y las torres tienden a ser muy livianos y delgados, por lo tanto poseen un amortiguamiento natural muy pequeño, lo que las hace más propensas 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 Hartog<sup>1</sup> 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 Dargush<sup>2</sup>).

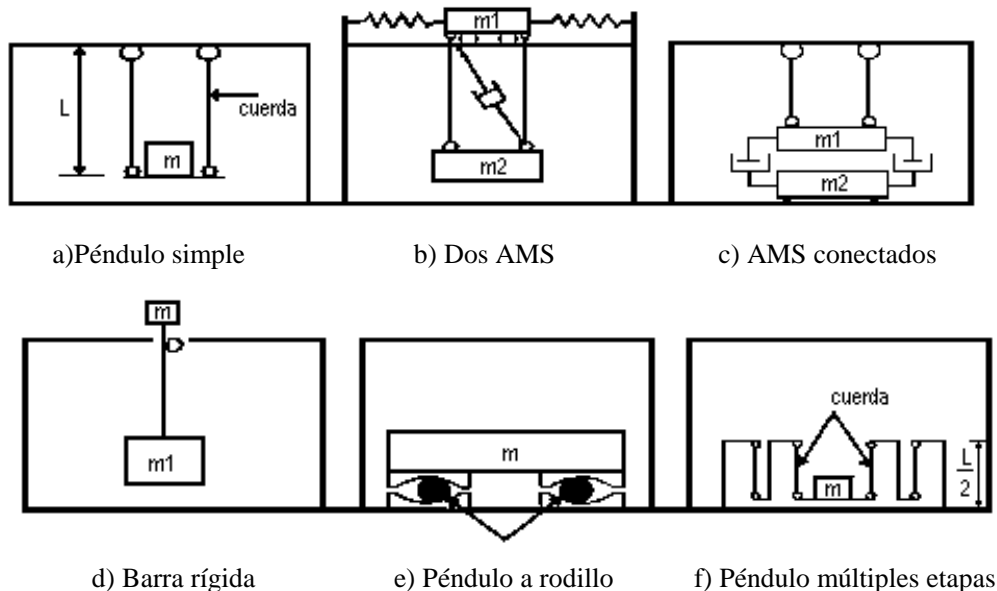


Figura 1: Configuraciones de AMS

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. Luft<sup>3</sup> halla los parámetros óptimos para un sistema principal amortiguado y un AMS sin amortiguamiento sometido a una excitación de ruido blanco. Jensen et. al.<sup>4</sup> 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.<sup>5</sup> 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 (Esteva<sup>6</sup>) 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.<sup>7</sup> 2001, Goel<sup>8</sup>). 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 Datta<sup>9</sup> proponen colocar 21 amortiguadores (Cantidad óptima según determinan en otros trabajos) distribuidos uniformemente. Lin et al.<sup>10</sup> consideran 2 AMS determinando su posición en planta a través de un proceso analítico. Por otra parte, Singh et al<sup>11</sup> 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.

## 2 MODELOS DESARROLLADOS

### 2.1 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 Ambrosini<sup>12</sup>, 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.<sup>13</sup>). 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.

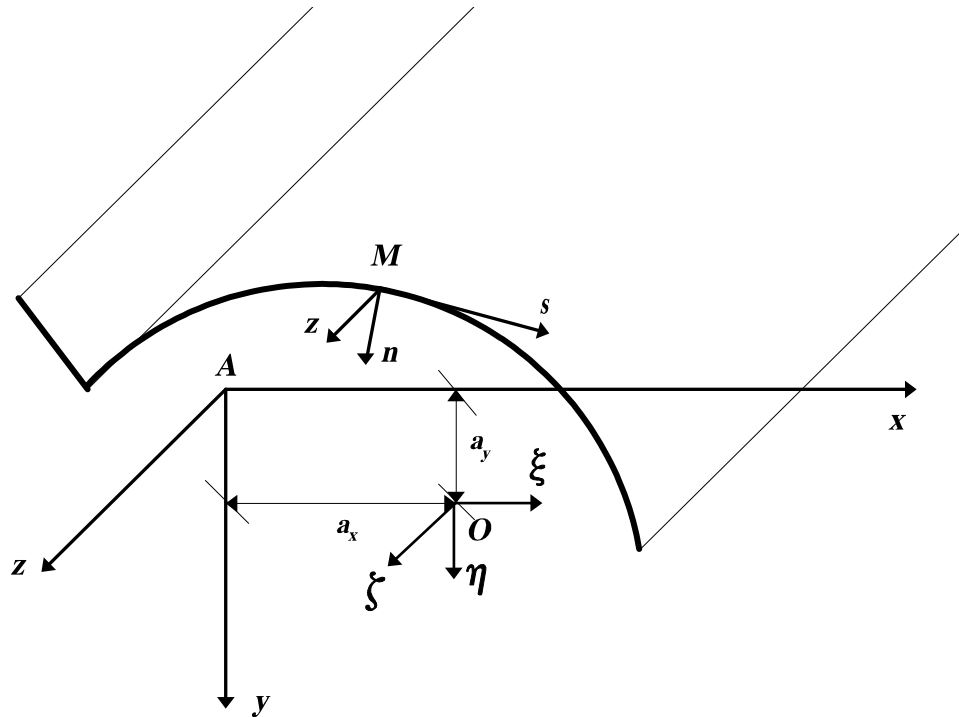


Figura 2. Modelo general de viga. Definición de variables.

Si se adoptan como variables de estado los desplazamientos según los ejes  $x$  e  $y$ ,  $\xi$  y  $\eta$ , los giros de flexión respecto de esos ejes,  $\phi_x$  y  $\phi_y$ ; 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  $\theta$  y  $\theta'$ , 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 sistema<sup>13</sup> 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  $\omega$  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  $\omega$ , puede resolverse el problema definido por

las ecuaciones (2) más la 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  $\omega$ , 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.

## 2.2 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:

$$m_x \ddot{x}(t) + c_x \dot{x}(t) + k_x x(t) = -m_x \ddot{\xi}(t) - m_x \ddot{\xi}_G(t) \quad (4a)$$

$$m_y \ddot{y}(t) + c_y \dot{y}(t) + k_y y(t) = -m_y \ddot{\eta}(t) - m_y \ddot{\eta}_G(t) \quad (4b)$$

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  $y$ .

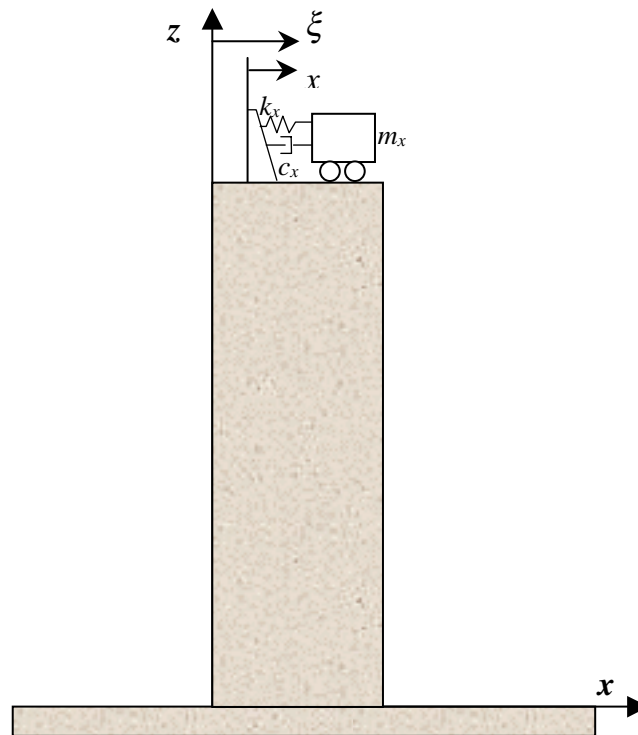


Figura 3. Coordenadas del modelo estructura – AMS (Plano x - z)

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

$$-m_x \omega^2 x + ic_x \omega x + k_x x = \omega^2 \xi m_x - m_x g_1 \quad (5a)$$

$$-m_y \omega^2 y + ic_y \omega y + k_y y = \omega^2 \eta m_y - m_y g_2 \quad (5b)$$

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

$$x = \frac{m_x(\omega^2 \xi - g_1)}{-m_x \omega^2 + ic_x \omega + k_x} \quad (6a)$$

$$y = \frac{m_y(\omega^2 \eta - g_2)}{-m_y \omega^2 + ic_y \omega + k_y} \quad (6b)$$

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

$$x_r = \frac{\omega^2 m_x}{(k_x - m_x \omega^2)^2 + c_x^2 \omega^2} (\xi_r(k_x - m_x \omega^2) + \xi_i c_x \omega) - \frac{m_x (g_{1r}(k_x - m_x \omega^2) + g_{1i} c_x \omega)}{(k_x - m_x \omega^2)^2 + c_x^2 \omega^2} \quad (7a)$$

$$x_i = \frac{\omega^2 m_x}{(k_x - m_x \omega^2)^2 + c_x^2 \omega^2} (\xi_i(k_x - m_x \omega^2) - \xi_r c_x \omega) - \frac{m_x (g_{1i}(k_x - m_x \omega^2) - g_{1r} c_x \omega)}{(k_x - m_x \omega^2)^2 + c_x^2 \omega^2} \quad (7b)$$

$$y_r = \frac{\omega^2 m_y}{(k_y - m_y \omega^2)^2 + c_y^2 \omega^2} (\eta_r(k_y - m_y \omega^2) + \eta_i c_y \omega) - \frac{m_y (g_{2r}(k_y - m_y \omega^2) + g_{2i} c_y \omega)}{(k_y - m_y \omega^2)^2 + c_y^2 \omega^2} \quad (8a)$$

$$y_i = \frac{\omega^2 m_y}{(k_y - m_y \omega^2)^2 + c_y^2 \omega^2} (\eta_i(k_y - m_y \omega^2) - \eta_r c_y \omega) - \frac{m_y (g_{2i}(k_y - m_y \omega^2) - g_{2r} c_y \omega)}{(k_y - m_y \omega^2)^2 + c_y^2 \omega^2} \quad (8b)$$

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:

$$f_x = k_x x + ic_x \omega x \quad (10a)$$

$$f_y = k_y y + ic_y \omega y \quad (10b)$$

$$M_t = (d_x - a_x)(k_y y + ic_y \omega y) - (d_y - a_y)(k_x x + ic_x \omega x) \quad (10c)$$

Separando las partes real e imaginaria :

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

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

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

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

$$M_{tr} = (d_x - a_x)(k_y y_r - c_y \omega y_i) - (d_y - a_y)(k_x x_r - c_x \omega x_i) \quad (11e)$$

$$M_{ti} = (d_x - a_x)(k_y y_i + c_y \omega y_r) - (d_y - a_y)(k_x x_i + c_x \omega x_r) \quad (11f)$$

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.

### 3 RESULTADOS NUMÉRICOS

Los modelos presentados en la sección 2 fueron incorporados en un programa computacional y en este punto se presentan los resultados numéricos obtenidos.

#### 3.1 Núcleo Aislado

En primer lugar, con el objetivo de verificar la herramienta numérica desarrollada, se analiza el caso de un núcleo aislado<sup>12</sup> empotrado-libre, de 30 m de altura, cuya sección transversal se presenta en Figura 4. Para contrastar los resultados obtenidos se utilizó el programa de elementos finitos SAP2000<sup>14</sup>. En este caso se usaron elementos de placa y, tanto el modelo como uno de los modos de vibración, son presentados en Figura 5.

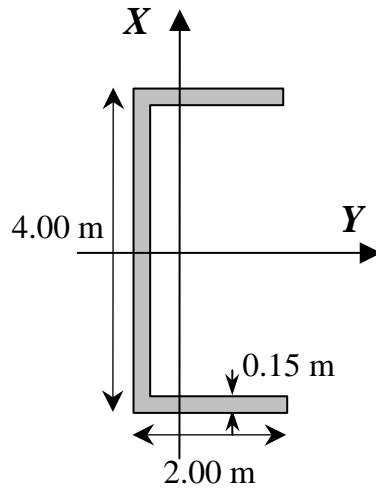


Figura 4. Núcleo aislado

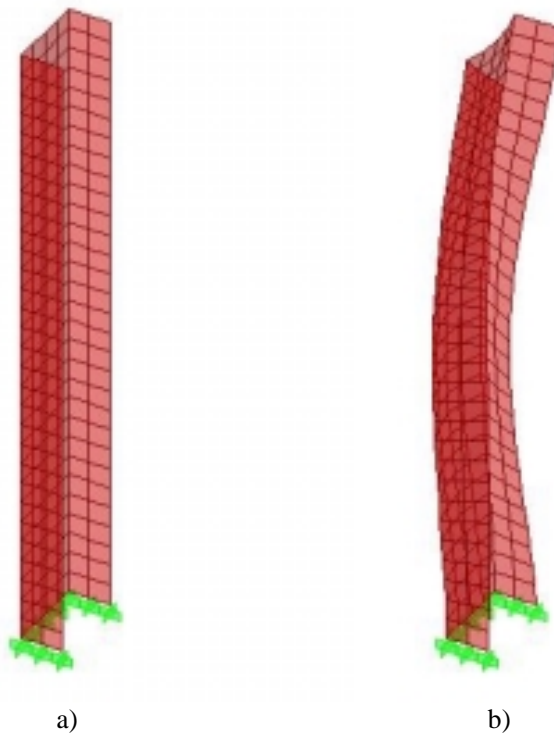


Figura 5. Núcleo aislado. a) Modelo b) Segundo modo de vibración flexional

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

$$l = 30.00 \text{ m}$$

$$J_x = 0.45 \text{ m}^4$$

$$J_\varphi = 1.156 \text{ m}^6$$

$$a_x = 0 \text{ m}$$

$$F_T = 1.155 \text{ m}^2$$

$$J_y = 2.85 \text{ m}^4$$

$$J_d = 0.009 \text{ m}^4$$

$$a_y = -1.20 \text{ m}$$



$$E = 3.50 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$$

$$\nu = 0.2$$

$$\rho = 2500 \text{ kg/m}^3$$

En primer lugar se presentan en Tabla 1 las frecuencias naturales obtenidas.

Tabla 1: Frecuencias de vibración. Nucleo aislado

Frecuencia	Modo	Frecuencias naturales	Frecuencias naturales
		Teoría en 2.1	SAP2000
		Hz	Hz
1	1 Flexional Y	1.45	1.49
2	1 Torsional-Flexional X	1.54	1.50
3	1 Flexotorsión X	4.59	4.52
4	2 Torsional-Flexional X	7.52	7.19
5	2 Flexional Y	9.04	8.13

Puede observarse en Tabla 1 que los modelos son dinámicamente equivalentes.

Para la obtención de la respuesta ante carga sísmica, se utilizaron 2 acelerogramas con contenidos de frecuencias diferentes

a) *Acelerograma de Viña del Mar (Chile 1985)*

Se presenta su registro temporal en Figura 6a. Registro: Viña del Mar S20W

b) *Acelerograma de Caucete (San Juan, Argentina 1977)*

Se presenta su registro temporal en Figura 6b. Registro: San Juan

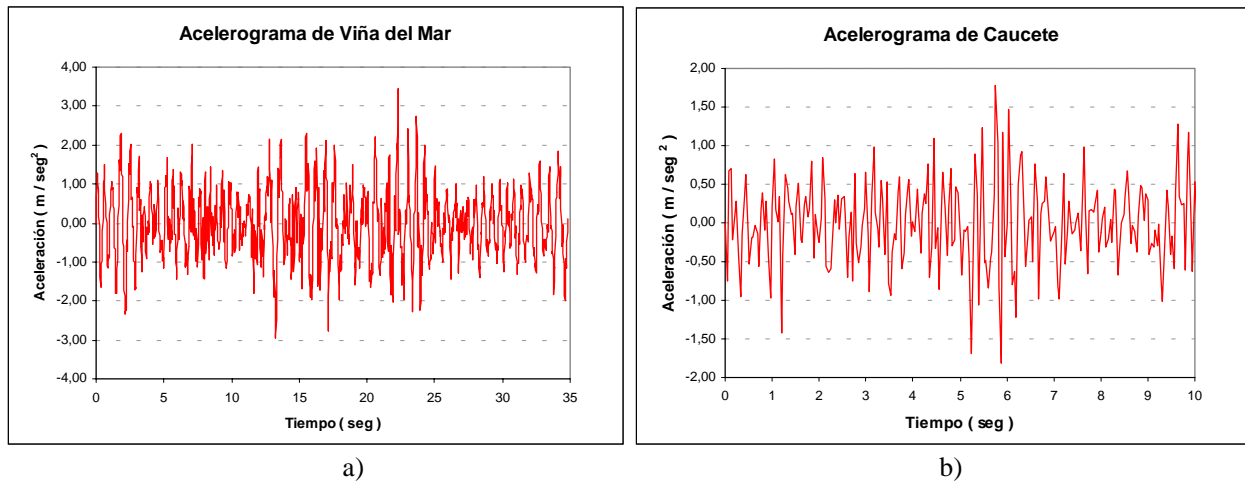


Figura 6. Registros temporales de los acelerogramas usados en el núcleo aislado

Con el objeto de visualizar los contenidos de frecuencias, se presenta en Figura 7 los espectros de pseudoaceleraciones de los sismos utilizados.

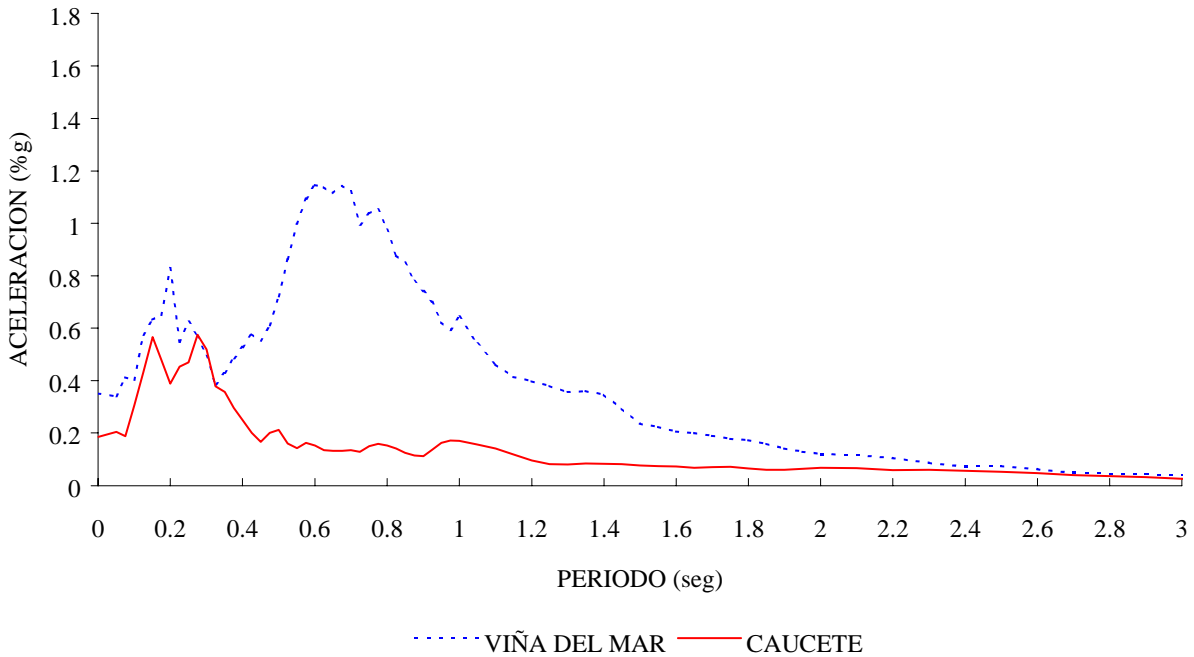


Figura 7. Espectros de los acelerogramas usados en el núcleo aislado

Se realiza el análisis en la dirección  $y$  que, en este caso, está desacoplada de la torsión. Se determinaron los parámetros del AMS considerando sintonía perfecta (Relación de frecuencias igual a 1) y se adoptó una masa del 1% de la masa total de la estructura. Respecto del coeficiente de amortiguamiento, se realizó un estudio paramétrico para determinar su valor óptimo. Los valores obtenidos fueron:

Masa:	$m_{1\%} = 866.25 \text{ kg}$
Resorte:	$k = 71902 \text{ N/m}$
Amortiguamiento:	$\xi_{opt} = 12.7\%$

Como este primer ejemplo tenía por finalidad verificar la herramienta numérica, el AMS se ubicó en el centro de masa de la estructura. En Tabla 2 se presentan los resultados obtenidos para los dos sismos considerados. Debido a que el programa SAP2000 no tiene una forma directa de modelar el AMS, se realiza un modelo equivalente, según lo desarrollado en Ambrosini et al.<sup>15</sup>. Por otra parte, siguiendo la sugerencia de Villaverde and Koyoama<sup>16</sup> se comparan variables significativas para el diseño tales como esfuerzos de corte y momentos flectores máximos en la base y desplazamientos máximos en la parte superior de las estructuras.

Puede observarse en Tabla 2 que las diferencias obtenidas entre el modelo presentado en este trabajo y el programa comercial SAP2000 son, en promedio, 4.5% para el caso sin AMS y 13.0% para el caso con AMS. Se consideran diferencias razonables y se concluye que la herramienta computacional desarrollada es suficientemente confiable para encarar el objetivo propuesto en el trabajo.

Tabla 2: Resultados. Núcleo aislado

Variable	Sismo Viña del Mar				Sismo Cauçete			
	Este trabajo		SAP2000		Este trabajo		SAP2000	
	Sin AMS	Con AMS	Sin AMS	Con AMS	Sin AMS	Con AMS	Sin AMS	Con AMS
$d_{max}$ <i>cm</i>	21.2	14.2	21.10	12.0	2.47	2.23	2.40	2.00
$Q_{max}$ <i>MN</i>	0.651	0.417	0.620	0.375	0.146	0.142	0.126	0.110
$M_{max}$ <i>MNm</i>	13.321	8.837	12.930	7.700	1.665	1.581	1.707	1.470

Puede observarse además en Tabla 2 que para el caso del Sismo de Viña del Mar se obtiene una reducción promedio en los valores máximos del 34.2% y, en el caso del sismo de Cauçete se obtiene una reducción promedio del 5.8%. Este resultado es absolutamente lógico si se observa en Figura 7 que el Sismo de Viña del Mar tiene su contenido de frecuencias máximo coincidente con la frecuencia del primer modo flexional en la dirección analizada. A modo ilustrativo, se presenta en Figura 8 las respuestas obtenidas con y sin AMS, para el caso de momento flector en la base y sismo de Cauçete.

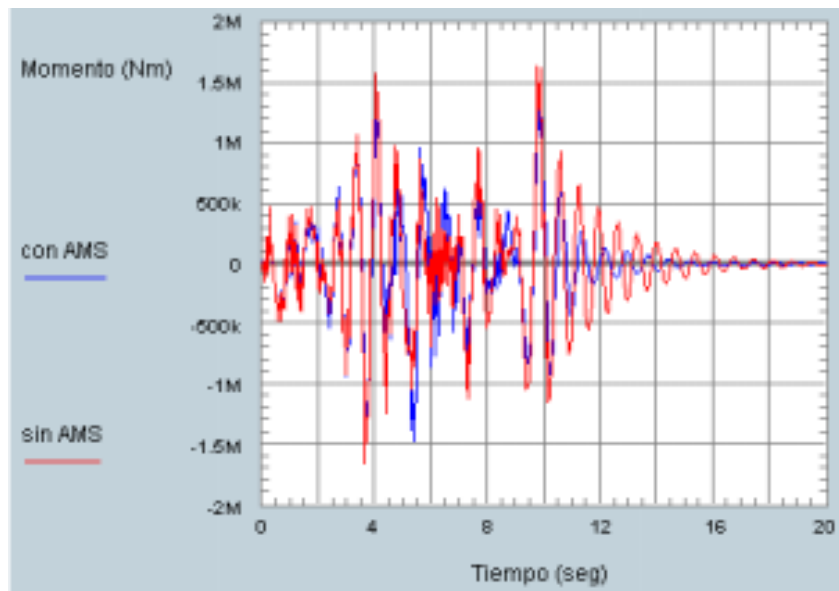


Figura 8. Momento flector en la base. Núcleo aislado

Se observa en Figura 8 el importante efecto del AMS sobre la estructura.

### 3.2 Edificio con núcleo y tabiques

Como segundo ejemplo y con el objetivo de estudiar la influencia de los AMS en la respuesta torsional, se analiza un edificio con núcleo y tabiques<sup>17</sup>. Se presenta la planta en Figura 9 y sus características en Tabla 3.

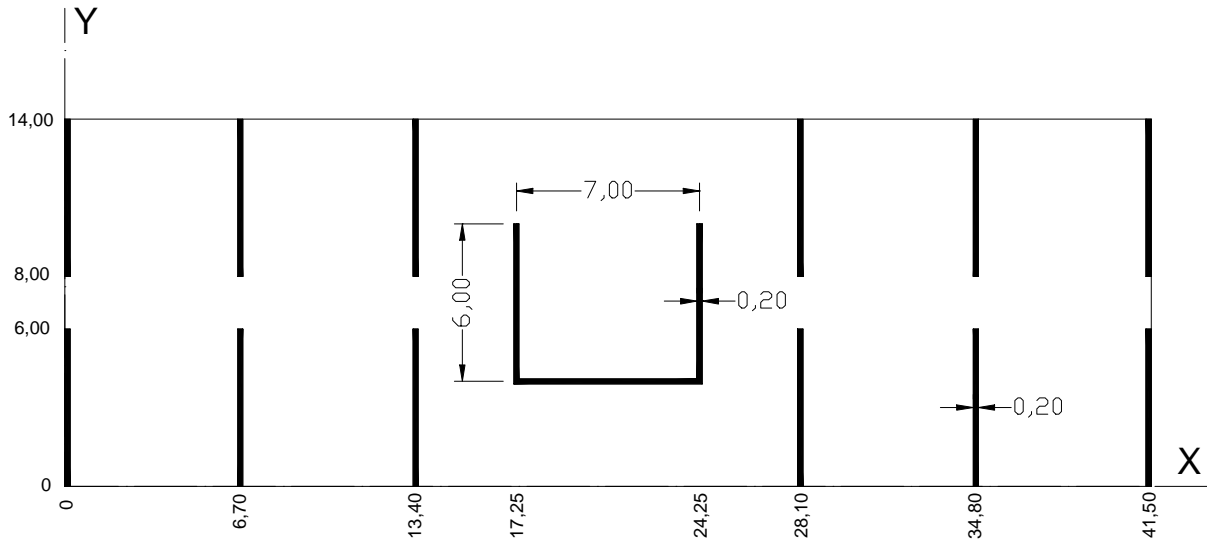


Figura 9. Planta típica del edificio con núcleo y tabiques.

Tabla 3. Características del edificio con núcleo y tabiques

Altura total del edificio	48 m
Número de pisos	20 pisos
Altura de piso	2.40 m
Espesor de losas	0.25 m
Masa total del edificio	11663119 kg

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

$$\begin{aligned}
 l &= 48.00 \text{ m} & F_T &= 18.1 \text{ m}^2 \\
 J_x &= 291.0 \text{ m}^4 & J_y &= 3300.0 \text{ m}^4 \\
 J_\varphi &= 14385.4 \text{ m}^6 & J_d &= 0.242 \text{ m}^4 \\
 a_x &= 0 \text{ m} & a_y &= -3.0 \text{ m} \\
 E &= 2,352 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2 & \rho &= 2400 \text{ kg/m}^3 \\
 \nu &= 0.2 & &
 \end{aligned}$$

En primer lugar, en Tabla 4 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. También es importante destacar que la primer frecuencia es predominantemente torsional.

Tabla 4: Frecuencias de vibración. Edificio con núcleo y tabiques

Frecuencia	Modo	Frecuencias naturales	Períodos naturales
		Hz	seg
1	1 Torsional-Flexional X	0.586	1.706
2	1 Flexional Y	1.152	0.868
3	1 Flexotorsión X	1.376	0.727
4	2 Torsional-Flexional X	3.607	0.277
5	2 Flexotorsión X	4.320	0.231

Debido a que se quiere estudiar la eficiencia de los AMS en la reducción de los esfuerzos torsionales, se aplica el sismo en la dirección  $x$ . En este caso se utiliza el acelerograma de Viña del Mar, cuya variación temporal se presentó en Figura 6a y su contenido de frecuencias en Figura 7.

Se determinaron los parámetros del AMS considerando la relación de sintonía propuesta por Chang<sup>18</sup> para carga sísmica (Relación de frecuencias igual a 0.9876) y se adoptó una masa del 1% de la masa total de la estructura. Respecto del coeficiente de amortiguamiento, se realizó un estudio paramétrico para determinar su valor óptimo. Los valores obtenidos fueron:

- Masa:  $m_{1\%} = 116631.19\text{kg}$
- Resorte:  $k = 8497.4 \text{ MN/m}$
- Amortiguamiento:  $\xi_{opt} = 10.0\%$

Debe aclararse que estos parámetros surgen de considerar como frecuencia de sintonía la correspondiente al primer modo de vibración flexotorsional según  $x$  (1.376 Hz en Tabla 4) y optimizar el valor del amortiguamiento para minimizar la respuesta flexional (desplazamientos y esfuerzos de corte según  $x$ ). El AMS se ubica, inicialmente, en el centro de masa de la estructura. En Tabla 5 se presentan los resultados obtenidos. Como el objetivo del trabajo es el estudio de la respuesta torsional, se incluye en tabla 5 el momento torsor máximo en la base.

Tabla 5: Resultados. Edificio con núcleo y tabiques. Acelerograma Viña del Mar

Variable	Sin AMS	Con AMS	Dif. %
$d_{max}$ <i>cm</i>	16.80	13.66	-18.70
$Q_{max}$ <i>MN</i>	85.066	65.346	-23.18
$M_{Tmax}$ <i>MNm</i>	107.05	111.77	4.42

Se observa en Tabla 5 que, si bien las variables relacionadas con la respuesta flexional en la dirección x se reducen significativamente (21% en promedio) el momento torsor máximo aumenta levemente. Esto indica claramente que, los parámetros considerados para el AMS no son óptimos para la torsión. Debido a ello, se sintoniza el AMS con el primer modo de vibración predominantemente torsional (0.586 Hz en Tabla 4). Los valores obtenidos para este caso son:

$$\begin{aligned} \text{Masa:} & m_{1\%} = 116631.19\text{kg} \\ \text{Resorte:} & k = 1543.1 \text{ MN/m} \\ \text{Amortiguamiento:} & \xi_{opt} = 0.05\% \end{aligned}$$

Por otra parte, teniendo en cuenta el objetivo del trabajo, se ubicó el AMS en diferentes localizaciones en planta. Los resultados se presentan en Tabla 6.

Tabla 6: Resultados. Edificio con núcleo y tabiques. Acelerograma Viña del Mar

Variable	Sin	$d_y = 0 \text{ m}$		$d_y = 6.0 \text{ m}$		$d_y = -3.0 \text{ m}$		$d_y = -6.0 \text{ m}$	
	AMS	Con AMS	Dif. %	Con AMS	Dif. %	Con AMS	Dif. %	Con AMS	Dif. %
$d_{max}$ <i>cm</i>	16.80	16.59	-1.26	16.66	-0.85	16.57	-1.38	16.54	-1.56
$Q_{max}$ <i>MN</i>	85.066	84.589	-0.56	84.932	-0.16	84.471	-0.70	84.387	-0.80
$M_{Tmax}$ <i>MNm</i>	107.05	97.690	-8.74	87.051	-18.68	105.67	-1.29	115.09	7.51

Se observa en Tabla 6 las importantes reducciones obtenidas en el momento torsor máximo en la base para la ubicación  $d_y = 6.0 \text{ m}$ . Obviamente las variables relacionadas con la flexión no registran disminuciones importantes debido a que el dispositivo se encuentra desintonizado de la frecuencia correspondiente. Cuando se ubica el AMS en coincidencia con el centro de corte ( $d_y = -3.0 \text{ m}$ ) prácticamente no hay influencia sobre el momento torsor. Por otra parte, cuando se ubica el AMS en el extremo opuesto de la planta ( $d_y = -6.0 \text{ m}$ ) los resultados son muy desfavorables desde el punto de vista de la torsión.

#### 4 CONCLUSIONES

En este trabajo se presenta 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. Se desarrolló una herramienta computacional con estos modelos, la cual fue verificada mediante el contraste con un programa de elementos finitos.

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, en forma preliminar, obtener las siguientes conclusiones:

- Resulta de fundamental importancia sintonizar el AMS con la primera frecuencia predominantemente torsional para reducir los esfuerzos relacionados. Como esta frecuencia normalmente no coincide con la primera flexotorsional, resulta evidente que, cuando se quiere controlar ambas respuestas se requiere al menos de tres AMS (Dos para controlar la respuesta flexional en dos direcciones ortogonales y uno para controlar en forma específica la respuesta torsional)
- El amortiguamiento óptimo para el control de la respuesta torsional es significativamente diferente del obtenido para controlar la respuesta flexional, por lo que no puede utilizarse el mismo valor y deben realizarse estudios independientes en cada caso.
- La ubicación en planta del AMS resulta de fundamental importancia para controlar la respuesta torsional. Deben realizarse estudios de optimización en cada caso ya que existen ubicaciones que resultan perjudiciales aumentando significativamente los esfuerzos relacionados.

Estas observaciones preliminares deben ser confirmadas por la realización de un conjunto de ejemplos adicionales 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.

## 5 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. (1997)
- [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] SAP2000 Integrated Finite Element Analysis and Design of Structures, v. 7.42. Computers and Structures Inc. (2001).
- [15] Ambrosini R.D., Cutiño G., Rebeco J. Eficiencia de amortiguadores de masa sintonizados en estructuras sismorresistentes. *XIV Congreso sobre Métodos Numéricos y sus Aplicaciones, ENIEF 2004*, En prensa. (2004).



- [16] Villaverde R and L.A. Koyama, Damped resonant appendages to increase inherent damping in buildings, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 22, pp. 491-507. (1993)
- [17] Coull A. "Interactions Between Coupled Shear Walls and Cantilever Cores in Three-Dimensional Regular Symmetrical Cross-Wall Structures", *Proc. ICE*, 2(55), 827-840. (1973).
- [18] Chang, C.C., Mass dampers an their optimal designs for building vibration control, *Engineering Structures*, vol. 21, pp.454-463, (1999).