

Response of one way asymmetric plans to bi-directional earthquakes

Julio J. Hernández y Oscar A. López

Facultad de Ingeniería, Universidad Central de Venezuela, Apartado 17651.
Caracas 1015-A, Venezuela E-mail: oslopez@reacciun.ve

Abstract

This paper aims to investigate the relative importance of the parameters that influence the elastic torsional response of one-way asymmetric buildings: eccentricity, torsional flexibility, damping and spectral shape, considering the simultaneous application of two orthogonal components of serviceability seismic motions. The overall global response is considered but the emphasis is directed to the response of the resisting elements of the plan. It is shown that bi-directional seismic motion should be included in the dynamic analysis in order to reach an accurate determination of responses of the resisting elements located along the symmetric direction of the plan. It is concluded that seismic codes must incorporate greater amplifications for the design of the stiff side of the plan and include the simultaneous action of the two horizontal seismic components.

Key words: Bi-directional action; torsion; one-way asymmetry; resisting elements; seismic codes.

Respuesta de plantas uni-asimétricas a sismo bidireccional

Resumen

En este trabajo se investiga la relativa influencia de las diversas variables que influyen en la respuesta elástica torsional de las plantas asimétricas en una dirección: excentricidad, flexibilidad torsional, amortiguamiento y forma espectral, considerando la acción simultánea de dos componentes ortogonales de sismos de servicio. Se trata la respuesta global de la planta pero el énfasis se dirige a la respuesta de los desplazamientos de los planos resistentes. Se muestra que la inclusión de la bidireccionalidad del sismo en el análisis es muy importante para la correcta determinación de la respuesta de los elementos resistentes localizados en la dirección simétrica de las plantas. Se concluye que las normas sismorresistentes deben incorporar mayores amplificaciones para el diseño de la zona rígida de las plantas e incluir la combinación de las componentes sísmicas ortogonales simultáneas.

Palabras clave: Acción bidireccional; torsión; uni-asimetría; planos resistentes; normas sísmicas.

Introducción

Aunque los estudios modernos han hecho énfasis en la respuesta inelástica de las plantas de edificaciones, últimamente se ha tomado conciencia de que también debemos diseñar para la respuesta elástica ante sismos menores o de servicio [1, 2, 3]. Al diseñar para estos sismos debemos tomar en cuenta todas las variables que influyen substancialmente en el comportamiento

del sistema a fin de garantizar la permanencia en el rango elástico. La omisión de algunas variables importantes puede llevar a una prematura incursión en el rango inelástico y además algunas situaciones que incrementan la respuesta elástica pueden hacerlo igualmente con la inelástica [4, 5, 6, 3]. Por tanto la identificación de parámetros influyentes en la respuesta torsional elástica puede cumplir al menos dos objetivos: a) mejorar la precisión en la evaluación de la propia respuesta

elástica y b) orientar subsiguientes estudios sobre la respuesta torsional inelástica con el fin de estimar más adecuadamente las probables demandas de ductilidad bajo condiciones reales.

La respuesta elástica global de sistemas de un nivel con excentricidad en una dirección ha sido estudiada ampliamente desde hace algún tiempo [7, 8]. Menor atención han recibido los estudios de la respuesta elástica de los planos resistentes de la planta en términos de desplazamientos [9, 10, 11, 3], que es la variable fundamental de la que depende el diseño de los subsistemas estructurales comunes. Además la situación real a que estará sometido el sistema en caso de un terremoto es a una excitación multidireccional simultánea.

El objetivo de este trabajo es investigar la influencia de las diversas variables que influyen en la respuesta elástica torsional de las plantas uni-asimétricas como son la magnitud de la excentricidad, la flexibilidad torsional de la planta, el amortiguamiento y la forma espectral, considerando la acción simultánea de dos componentes ortogonales del sismo y poniendo énfasis en las respuestas de sus planos resistentes.

Hipótesis Generales

Sistema estructural

Sea un sistema estructural de un nivel (Figura 1) constituido por un diafragma horizontal absolutamente rígido en su plano, con masa m , inercia rotacional $j = mr^2$, y una estructura sin masa vinculada al diafragma, empotrada inferiormente y con conducta elástica lineal, siendo $\{X, Y\}$ los ejes principales y $e = e_x$ la única excentricidad entre el centro de rigidez (C.R.) y el centro de masa (C.M.): tipo de planta que denominamos uni-asimétrica. Admitimos movimientos de la masa en el plano horizontal: 2 traslaciones $\{u_x, u_y\}$ y una rotación de eje vertical $\{u_\theta\}$. Los resultados obtenidos con este modelo resultan representativos de la respuesta de las plantas de los edificios regulares, en que sus centros de masa y de rigidez estén casi alineados y las submatrices de rigidez laterales y torsional de cada nivel sean aproximadamente proporcionales entre sí [8].

Se expresan los resultados adimensionalmente mediante la excentricidad relativa $\varepsilon = e/r$

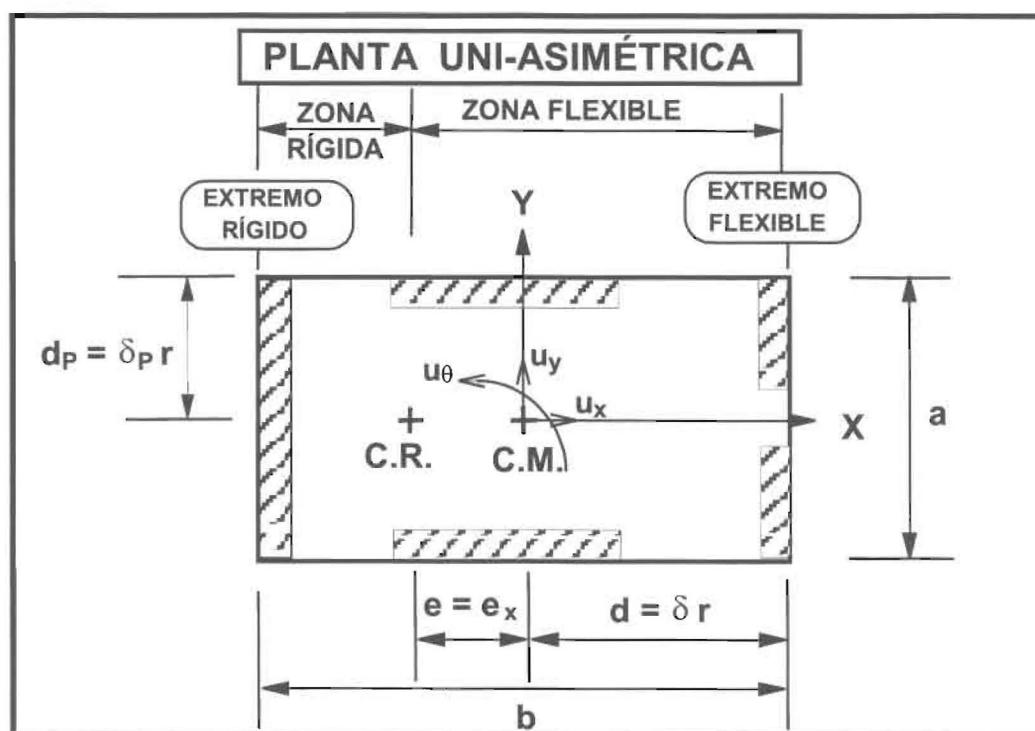


Figura 1. Modelo del sistema estructural.

y el cociente de frecuencias de vibración $\Omega_{ij} = \omega_{\theta i} / \omega_{\theta j}$, siendo $\omega_{\theta i}$ y $\omega_{\theta j}$ las frecuencias de un sistema ideal simétrico (C.R. = C.M) que mantenga la masa, las rigideces traslacionales y la rigidez torsional respecto al C.M. A $\omega_{\theta i}$ y $\omega_{\theta j}$ suelen denominarse frecuencias desacopladas.

Movimientos sísmicos

Los movimientos sísmicos traslacionales de la base se idealizan mediante espectros suavizados de respuesta elástica. Se consideran: a) el caso de excitación en una sola dirección y b) el de excitaciones simultáneas en dos direcciones ortogonales de igual intensidad para cada dirección principal del análisis, aceptando –como es usual– que están poco correlacionadas entre sí.

Con objeto de evaluar la influencia de la forma espectral y su amortiguamiento, se consideran las alternativas de espectros plano, hiperbólico y mixto en el cual coinciden el período desacoplado y el período de esquina T^* (Figura 2), con coeficientes de amortiguamiento viscoso equivalente $\xi = 2\%$ o 5% del crítico.

Cada forma espectral representa una situación límite posible del período desacoplado de la edificación dentro de un espectro real, el cual es semejante al espectro mixto representado. El valor de $\xi = 5\%$ es usualmente adoptado en las normas de diseño; pero bajo la acción de sismos moderados es más realista un amortiguamiento cercano a 2% del crítico.

Métodos de análisis

Ante cada sismo, las distintas respuestas máximas en cada modo de vibración se integran mediante la combinación cuadrática completa a fin de obtener su respuesta máxima probable. Utilizamos el coeficiente de correlación de Rosenblueth-Elorduy, con amortiguamientos iguales en cada modo y sismos de larga duración [7]:

$$C_{ij,RE} = \left[1 + \left(\frac{\sqrt{1 - \xi^2} (1 - a_{ij})}{\xi (1 + a_{ij})} \right)^2 \right]^{-1}$$

donde $a_{ij} = \omega_i / \omega_j$, siendo ω_i y ω_j las frecuencias de vibración de los modos i y j . La alternativa de utilizar el coeficiente de correlación desarrollado por Der Kiureghian:

$$C_{ij,DK} = \frac{8\xi^2(1 + a_{ij})a_{ij}^{3/2}}{(1 - a_{ij}^2)^2 + 4\xi^2 a_{ij}(1 + a_{ij})^2}$$

conduce a resultados prácticamente iguales de las respuestas máximas probables calculadas. Esto se debe a que el cociente entre ambos coeficientes es

$$C_{i,j,DK} / C_{i,j,RE} = \left(\frac{2\sqrt{a_{ij}}}{1 + a_{ij}} \right)^3 \leq 1,$$

que difiere muy poco de 1 para los valores de a_{ij} cercanos a 1 que son los influyentes, y no depende de ξ [12]. Las respuestas máximas probables

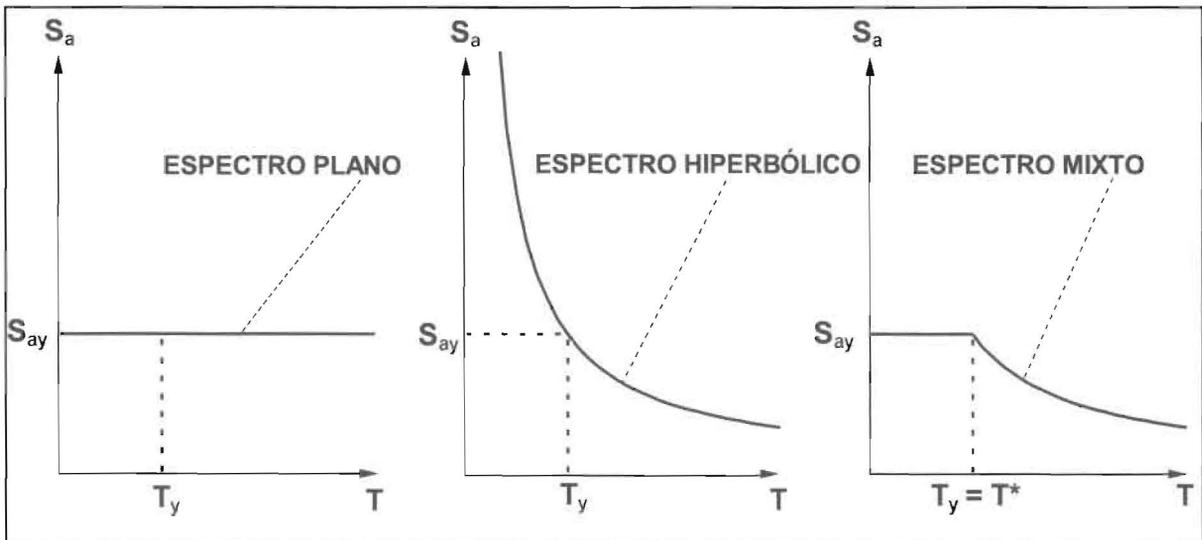


Figura 2. Formas espectrales consideradas; $T_y = 2\pi/\omega_y$.

de cada excitación sísmica se integran entre sí mediante la raíz cuadrada de la suma de sus cuadrados para obtener la respuesta máxima probable ante los movimientos sísmicos simultáneos.

Parámetros de variación

Se ha variado la excentricidad normalizada ε desde 0.01 hasta 0.8 (que representa cerca del 33% del ancho de una planta cuadrada o 25% de la dimensión mayor de una planta rectangular de relación de aspecto $b/a = 2.4$). El cociente de frecuencias Ω_θ se varía desde su valor mínimo posible ε ($\Omega_\theta \geq \varepsilon$ por requisitos de estabilidad) hasta 2 que representa un valor muy grande que cubre todos los casos prácticos. Notemos que: a) un valor pequeño de Ω_θ corresponde a una planta torsionalmente muy flexible; b) los valores cercanos a 1 representan plantas de rigidez torsional moderada (para excentricidades pequeñas), que son muy comunes (p. ej., en una planta cuadrada simétrica con 5 planos resistentes en cada dirección uniformemente separados, se tiene $\Omega_\theta \approx 1.06$ cuando la rigidez lateral es proporcional a su área tributaria); c) el máximo valor de Ω_θ se obtiene cuando toda la rigidez lateral está concentrada en el perímetro y toma el valor $\sqrt{3} = 1.73$ para el caso de rigideces laterales iguales en cada dirección principal.

Para el estudio de la respuesta de los planos resistentes de la planta en dirección Y, se han escogido los parámetros adimensionales $\delta_1 = -1.6$ y $\delta_2 = 1.6$ (Figura 1), que corresponden aproximadamente a los planos extremos (rígido y flexible respectivamente) de una planta con el C.M. situado en el centro geométrico y $b/a = 2.4$. Para una planta muy alargada ($b/a \sim \infty$) y con densidad de masa uniforme se tienen $\delta_1 = -\sqrt{3}$ y $\delta_2 = \sqrt{3}$, valores cercanos a ± 1.6 . La selección de los planos de estudio es referencial y no fundamental ya que disponiendo de las respuestas para estos planos resistentes más otra adicional (por ejemplo el C.M. o el C.R.), puede inferirse la respuesta de un plano situado a cualquier distancia del C.M., tal como se detalla más adelante.

Respuestas de las Plantas

Respuesta global

La respuesta global (solicitaciones sobre el diafragma) de las plantas uni-asimétricas sometidas a sismo traslacional ha sido ampliamente estudiada [7, 8], presentándose el momento torsor T respecto al C.R.: $T = \tau V_0$ y la fuerza cortante horizontal $V = \nu V_0$, siendo V_0 la fuerza cortante que se genera en el caso desacoplado. La única sollicitación global que produce el sismo ortogonal a la asimetría es la fuerza cortante X , la cual es igual a la del sistema desacoplado; por tanto para la respuesta global no es de interés la simultaneidad de los sismos.

En la Figura 3 se observan los valores de los coeficientes τ y ν , en función de ε y Ω_θ , para excitaciones de espectros plano, hiperbólico y mixto, con $\xi = 5\%$. Nótese que las sollicitaciones globales sufren fuertes variaciones respecto al caso desacoplado en el entorno de $\Omega_\theta = 1$. En general y salvo excepciones de menor cuantía, las mayores sollicitaciones globales se producen ante espectro plano y las menores ante espectro mixto. La explicación de este fenómeno yace en el hecho de que el modo acoplado más flexible, que es el que tiene mayor influencia, dispone de mayor respuesta cuando el espectro es plano que cuando es hiperbólico, y a su vez al cambiar de espectro hiperbólico a mixto disminuye la respuesta del modo acoplado más rígido.

Analicemos la influencia del amortiguamiento ξ . Por ejemplo, puede demostrarse que para $\Omega_\theta = 1$, con espectro plano, y con el coeficiente de correlación $C_{ij,RE}$, se obtiene [12]:

$$\tau(\varepsilon; \Omega_\theta = 1) =$$

$$\sqrt{\left(1 + \frac{1 - \xi^2}{\xi^2} \frac{\varepsilon^2 + 1}{2(1 + \sqrt{1 + \varepsilon^2})^2}\right) / \left(1 + \frac{1 - \xi^2}{\xi^2} \frac{\varepsilon^2}{(1 + \sqrt{1 + \varepsilon^2})^2}\right)}$$

$$\cong \sqrt{\frac{7\xi^2 + 1 + \varepsilon^2}{8\xi^2 + 2\varepsilon^2}}$$

y también se puede demostrar que exactamente

$$\lim_{\xi \rightarrow 0} \tau(\varepsilon; \Omega_\theta = 1) = \sqrt{\frac{7\xi^2 + 1}{8\xi^2}}, \text{ el cual es la cota máxima de todos los valores posibles de } \tau. \text{ Para}$$

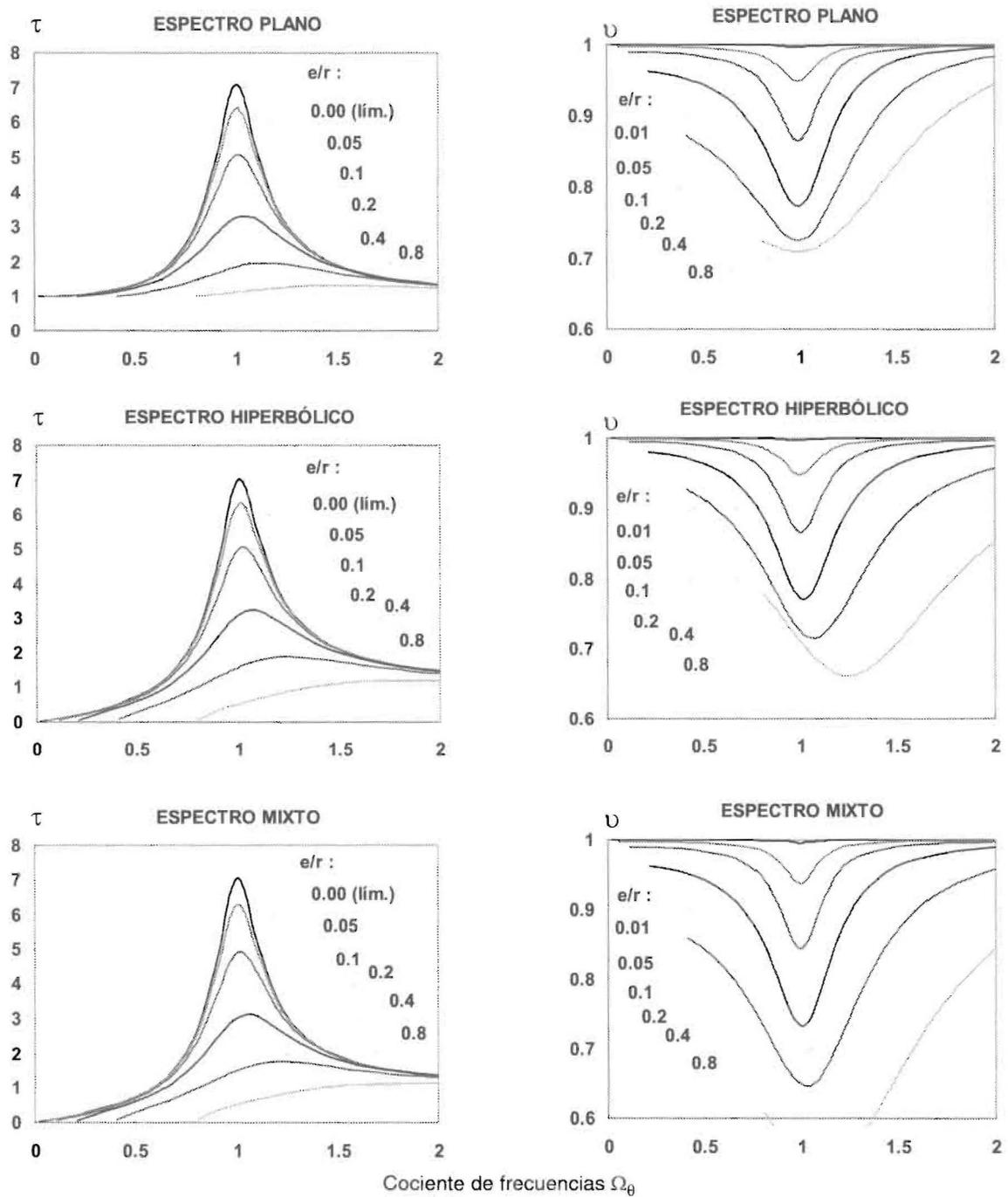


Figura 3. Amplificación torsional τ y reducción de fuerza cortante v ; $\xi = 5\%$.

los casos de $\xi = 5\%$ y 2% , estas cotas máximas de τ son 7.13 y 17.70 respectivamente. La influencia del amortiguamiento en el valor de τ es importante sólo para valores pequeños de ε y $\Omega_0 \cong 1$. Por ejemplo, disminuir el amortiguamiento de 5% a 2% conduce a un aumento de τ de 6.39 a 11.08 si

$\Omega_0 = 1$ y $\varepsilon = 0.05$, pero sólo a una variación de 1.92 a 1.96 para $\Omega_0 = 1.5$ y $\varepsilon = 0.05$ y a un aumento de 3.26 a 3.54 cuando $\Omega_0 = 1$ y $\varepsilon = 0.2$.

La disminución de ξ conduce a valores algo más pequeños del coeficiente v , pero su variación es de menor trascendencia que en el caso de τ ;

por ejemplo al reducir ξ de 5% a 2% de un espectro plano, la mayor variación de v es de sólo un 13%. También se puede obtener, bajo las mismas condiciones antedichas [12]:

$$v(\varepsilon; \Omega_\theta = 1) \cong \sqrt{\frac{8\xi^2 + \varepsilon^2}{8\xi^2 + 2\varepsilon^2}}$$

el cual está comprendido entre 1 y $1/\sqrt{2}$, cotas ya establecidas para todo Ω_θ y ε [8].

Respuesta de los planos resistentes paralelos al sismo

En términos de diseño, interesa la respuesta de los planos resistentes, la cual sin embargo ha sido relativamente menos estudiada en el rango elástico [9, 11, 10]. La variación de desplazamientos máximos probables a lo largo de la planta uni-asimétrica depende notablemente de los parámetros Ω_θ y ε ; en la Figura 4 se presentan los desplazamientos normalizados μ , definidos como desplazamientos máximos probables en cada plano de la planta asimétrica divididos entre el desplazamiento de la planta ideal simétrica, debidas solamente a la acción del sismo en su misma dirección Y, ya que el sismo ortogonal a la asimetría sólo genera respuesta en la dirección X.

Los valores de μ se grafican en función del parámetro adimensional δ . Se puede comprobar en forma general que: 1) para valores elevados de Ω_θ la envolvente de desplazamientos es casi

lineal, con incrementos de desplazamientos en la zona flexible de la planta y decrementos en la zona rígida de la planta; 2) para valores moderados y pequeños de Ω_θ dicha envolvente se curva fuertemente y los desplazamientos se incrementan tanto en la zona flexible como en la zona rígida de la planta; 3) el centro de rigidez de la planta siempre sufre un decremento de desplazamiento, que es igual a la reducción de fuerza cortante v [12]. Por tanto, en todos los casos siempre una porción de la planta cercana al C.R. sufrirá decremento de desplazamientos. Se puede demostrar que basta conocer el desplazamiento de tres planos resistentes para inferir analíticamente el desplazamiento de cualquier otro. En efecto, los desplazamientos normalizados $\mu(\delta)$ de los planos situados a distancias $d = \delta r$ del C.M., guardan la relación [12]:

$$\mu(\delta) = \sqrt{A\delta^2 + B\delta + C},$$

función con tres constantes, por lo que basta conocer la respuesta de tres planos para inferir las del resto; por ejemplo, los extremos rígido y flexible y el plano que pasa por el C.R.

Se consideran en este trabajo cuatro casos de excitación sísmica con el objeto de investigar la importancia del tipo de espectro y del amortiguamiento: a) espectro plano con $\xi = 2\%$; b) espectro plano con $\xi = 5\%$; c) espectro hiperbólico con $\xi = 2\%$; d) espectro mixto con $\xi = 2\%$.

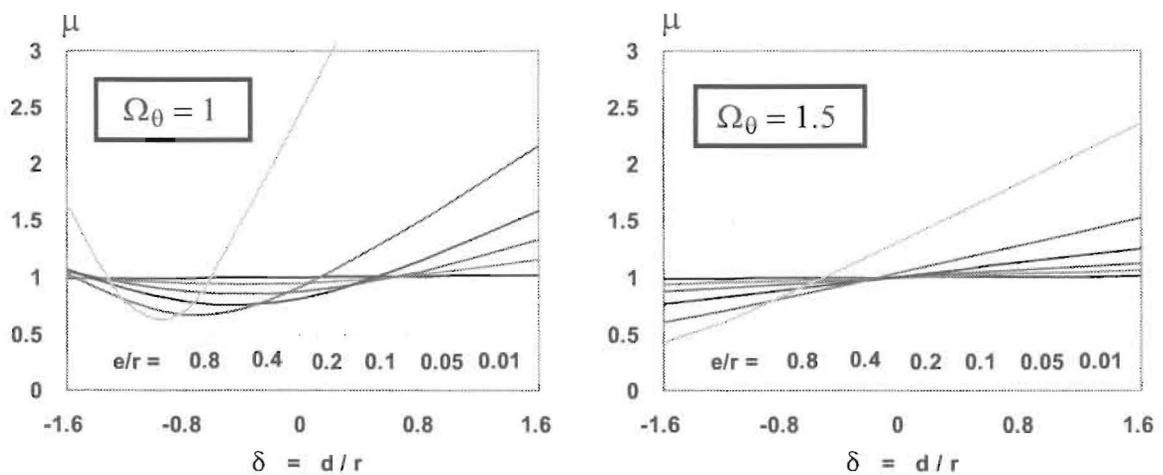


Figura 4. Desplazamientos normalizados a lo largo de la planta. Espectro plano; amortiguamiento $\xi = 2\%$.

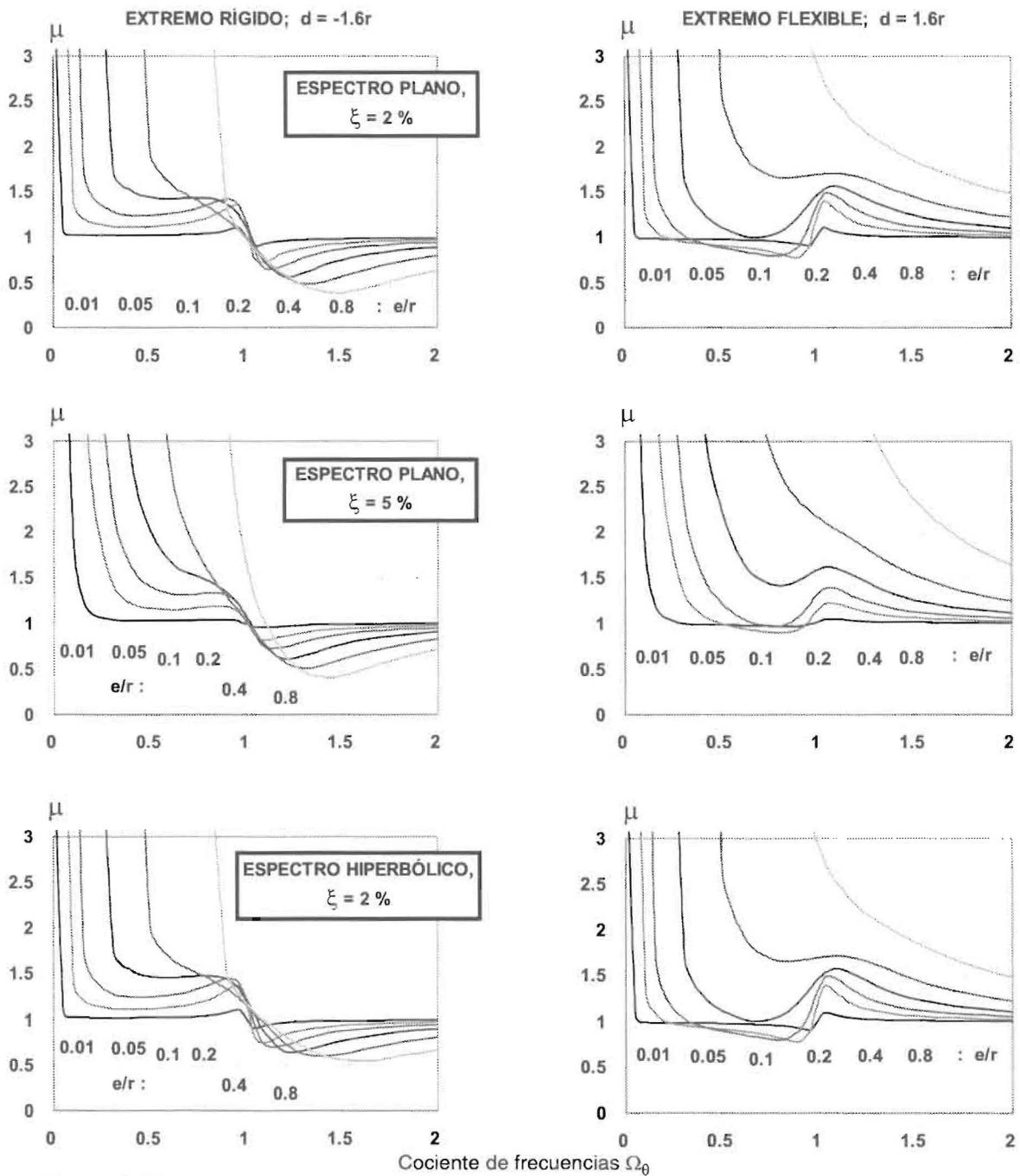


Figura 5. Efectos del acoplamiento dinámico en los desplazamientos normalizados de la planta, para distintos amortiguamientos y formas espectrales.

En la Figura 5 se presentan los valores de μ para los extremos rígido y flexible de la planta en función de Ω_0 y ϵ para los tres primeros casos de excitación sísmica. Nótese que el acoplamiento dinámico incrementa los desplazamientos en el extremo flexible (salvo ligeras excepciones) y en el

extremo rígido de la planta ocurren decrementos para $\Omega_0 \gg 1$, pero siempre incrementos para $\Omega_0 < 1$. Para ambos extremos $\mu \rightarrow \infty$ cuando $\Omega_0 \rightarrow \epsilon$, ya que $\Omega_0 = \epsilon$ es una condición de inestabilidad por hacerse nula la rigidez torsional respecto al C.R

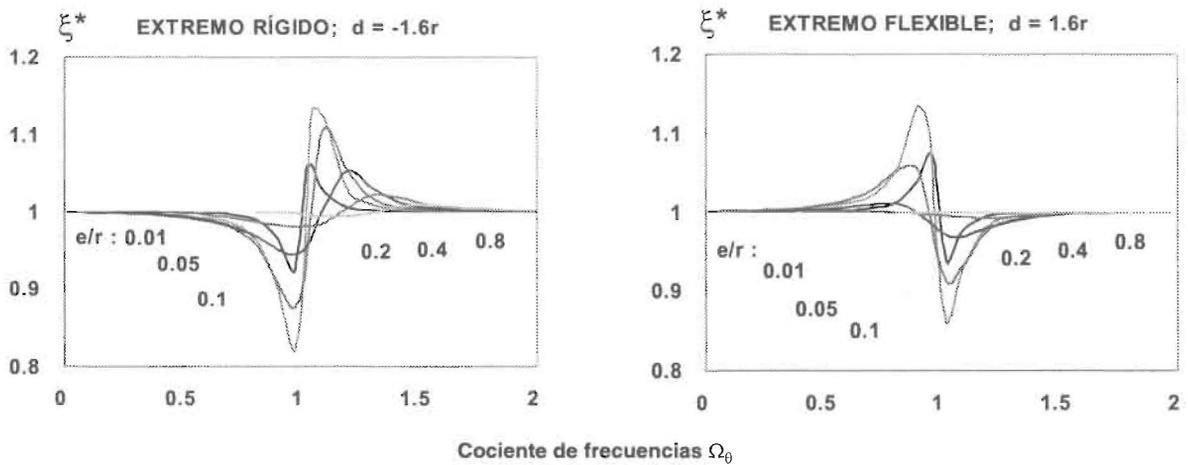


Figura 6. Efecto de ξ en los desplazamientos normalizados μ . Espectros planos.

En la Figura 6 se presenta el efecto del amortiguamiento descrito por el coeficiente ξ^* , como el cociente de los valores de μ para $\xi = 5\%$ y los correspondientes para $\xi = 2\%$, manteniendo la forma espectral plana. Se observan variaciones máximas ligeramente mayores de 10% que ocurren en las cercanías de $\Omega_0 = 1$. Es de notar la sensible diferencia con los resultados de la amplificación torsional de la planta, los cuales cambian substancialmente con el amortiguamiento en el caso de excentricidad pequeña y $\Omega_0 \cong 1$, pero no así para los desplazamientos de los planos resistentes.

En la Figura 7 se muestra el efecto de variar la forma espectral, manteniendo el amortiguamiento en $\xi = 2\%$ mediante los coeficientes S^* y S^{**} definidos por el cociente de los valores correspondientes al espectro considerado entre los del espectro plano para el primer coeficiente y entre los del espectro hiperbólico para el segundo. La importancia de la forma espectral depende de los valores de Ω_0 y ϵ . La hipótesis de espectro plano es la más desfavorable para el extremo flexible y para el extremo rígido en las plantas torsionalmente flexibles; en los casos en que tengamos períodos cortos respecto al período de esquina (como en el caso de suelos blandos) los planos resistentes podrían sufrir las mayores amplificaciones por acoplamiento torsional. Cabe recomendar entonces que los estudios inelásticos incluyan estos valores relativos del período, en lugar de considerarlos solo dentro de la rama hiperbólica, como lo reportan otros autores [3].

Respuesta de los planos resistentes perpendiculares al sismo

La práctica de diseño es la de analizar independientemente los planos de cada dirección únicamente para un sismo actuante en la misma dirección. Sin embargo, como veremos, para estos planos resulta fundamental combinar las dos componentes del sismo que actúan simultáneamente. Como parámetro de respuesta se seleccionó el desplazamiento normalizado μ_p , definido como el cociente del desplazamiento máximo probable de los planos perpendiculares (X) situados a una distancia d_p del C.M., entre el desplazamiento de la planta ideal simétrica sometida a un sismo Y.

En la Figura 8 se presenta μ_p para valores $d_p = \pm 1.225 r$ (extremos de una planta cuadrada, Figura 1), para los casos de espectro plano e hiperbólico y $\xi = 2\%$; observamos que estos desplazamientos pueden ser bastante elevados para excentricidades grandes y/o rigideces torsionales pequeñas, llegando incluso a superar el valor del desplazamiento de la planta ideal simétrica.

Se ha evaluado la importancia de la acción de sismos (X, Y) simultáneos suponiendo que las rigideces laterales k_x y k_y son iguales, situación corriente en la práctica en términos aproximados. En la Figura 9 se muestra el valor de μ_p bajo la acción de los dos sismos simultáneos, para los planos $d_p = \pm 1.225 r$; $\mu_p = 1$ representa el caso en que se considera sólo un sismo en la dirección de los planos resistentes; valores de $\mu_p > 1$ miden la importancia de la simultaneidad de los sismos X

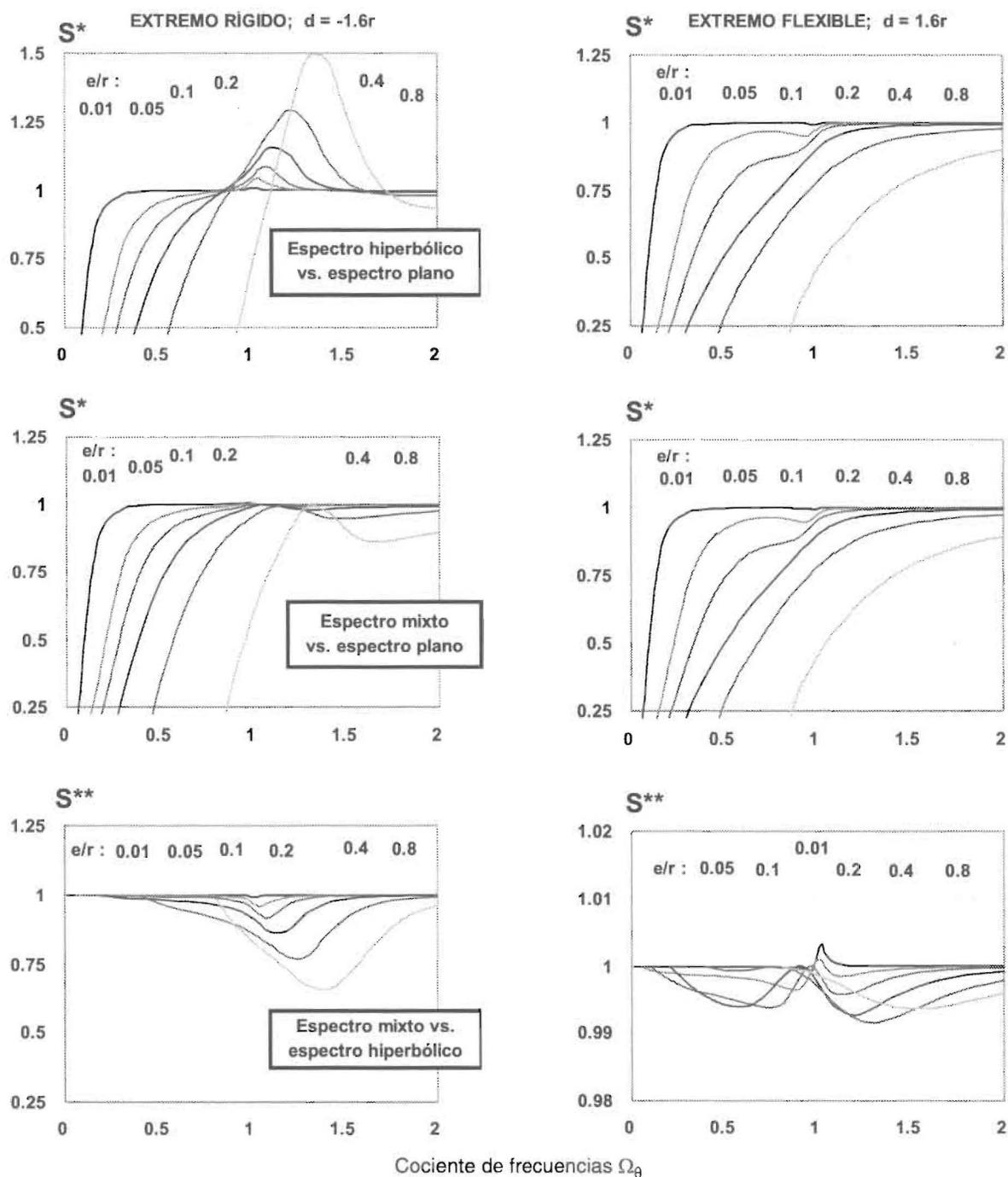


Figura 7. Efecto de la forma espectral en los desplazamientos normalizados μ . $\xi = 2\%$.

y Y. Aun para excentricidades moderadas como $e/r = 0.2$ podemos llegar a tener incrementos del orden del 30% en el caso de $\Omega_0 \cong 1$ o menores, que no son despreciables a efectos de diseño. Y si Ω_0 se acerca a ε los incrementos pueden ser considerablemente mayores; por ejemplo con espectro

plano, si $\varepsilon = 0.4$ la condición $\Omega_0 = 0.8$ duplica el desplazamiento unitario, y $\Omega_0 = 0.6$ la triplica. En general puede comprobarse que los incrementos para espectro hiperbólico son menores que para espectro plano en el caso de plantas torsionalmente flexibles a moderadas.

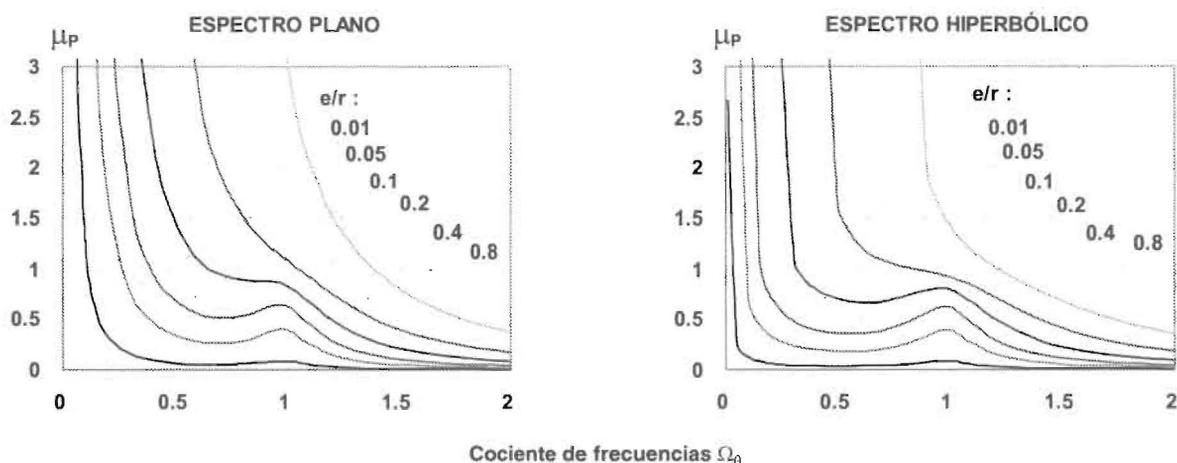


Figura 8. Efecto de sismo en la dirección de la asimetría. Líneas a $d_p = \pm 1.225r$; $\xi = 2\%$.

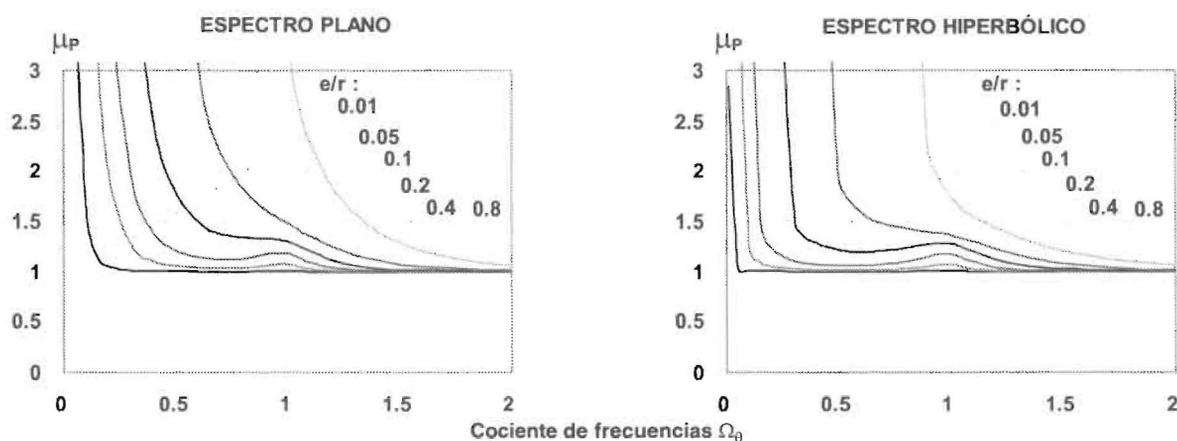


Figura 9. Efecto de los sismos simultáneos X+Y. Líneas a $d_p = \pm 1.225r$; $k_x = k_y$; $\xi = 2\%$.

Conclusiones y Recomendaciones

Las principales conclusiones y recomendaciones inferidas son las siguientes:

a) Las solicitaciones globales sufren fuertes variaciones respecto al caso desacoplado si $\Omega_0 \cong 1$. Los momentos torsores se amplifican en mayor cuantía para excentricidades pequeñas y al contrario, las fuerzas cortantes se reducen en mayor cuantía para excentricidades grandes.

b) A igualdad de amortiguamiento, las mayores solicitaciones globales se obtienen para el caso de espectro plano y las menores para el caso de espectro mixto.

c) El amortiguamiento tiene su mayor influencia en los valores de la amplificación torsional en el caso de excentricidades pequeñas en el entorno de $\Omega_0 = 1$.

d) En general, los desplazamientos del extremo flexible de las plantas se incrementan con la excentricidad. Además dependen notablemente de Ω_0 ; sus menores valores corresponden a plantas torsionalmente rígidas, las que sufren cierta amplificación local en el entorno de $\Omega_0 = 1$, y una amplificación excesiva para plantas torsionalmente flexibles.

e) Los desplazamientos del extremo rígido de las plantas son menores a los del sistema desacoplado para el caso de plantas torsionalmente rígidas a moderadas. Por el contrario, son superiores a los mismos en el caso de plantas torsionalmente flexibles e igualmente pueden hacerse excesivos.

f) Los desplazamientos en cualquier punto de la planta están poco influidos por el amorti-

guamiento, y en menor medida que las sollicitaciones globales de piso.

g) La influencia de la forma espectral es significativa. El extremo flexible de la planta sufre mayores desplazamientos bajo espectro plano que bajo espectros hiperbólico o mixto, e igualmente el extremo rígido en caso de plantas torsionalmente flexibles.

h) Los planos resistentes en la dirección simétrica de las plantas uni-asimétricas pueden incrementar significativamente sus desplazamientos por la acción del sismo en dirección de la asimetría, debido a la torsión que éste genera.

i) A fin de evitar grandes amplificaciones en los desplazamientos de los planos resistentes conviene diseñar plantas con bajas excentricidades y torsionalmente rígidas. Además, las normas deberían especificar mayores amplificaciones para la zona rígida de las plantas torsionalmente flexibles que las que suelen prescribir actualmente, y también incorporar la simultaneidad de los sismos para diseñar adecuadamente los planos resistentes de la dirección simétrica de las plantas torsionalmente flexibles o moderadas; de no ser así estaremos subdiseñando bajo la condición de sismos de servicio y la consecuencia probable será la ocurrencia de incursiones en el rango inelástico, lo cual no es condición aceptable de diseño.

Agradecimiento

Se agradece el financiamiento otorgado por el Consejo de Desarrollo Científico y Humanístico (CDCH) de la Universidad Central de Venezuela, para el desarrollo de esta Investigación.

Referencias

1. SEAOC, "Performance based seismic engineering of buildings", *Vision 2000 Committee*, Structural Engineers Association of California, Sacramento, California, (1995).
2. Goel R. K., y Chopra A. K., "Dual-level earthquake resistant design approach for asymmetric-plan buildings", *5th U. S. Nat. Conf. on Earthquake Engineering*, Chicago, (1994).
3. Chandler A. M. and Duan X. M., "Performance of asymmetric code-designed buildings for serviceability and ultimate limit states", *Earthquake Engng. Struct. Dyn.* 26, 717-735 (1997).
4. Wong C. M., y Tso W. K., "Inelastic seismic response of torsionally unbalanced systems design using elastic dynamic analysis", *Earthquake Engng. Struct. Dyn.* 23, 777-798, (1994).
5. De la Llera, J. C. y Chopra A. K., "Accidental and Natural Torsion in Earthquake Response and Design of Buildings", *Report No. UCB/EERC-94/07*, Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, (1994).
6. De Stefano M., Faella G. y Ramasco R., "Inelastic seismic response of one-way plan asymmetric systems under bi-directional ground motions", *Earthquake Engng. Struct. Dyn.* 27, 363-376 (1998).
7. Rosenblueth E. y Elorduy J., "Responses of linear systems to certain transient disturbances", *4th World Conference on Earthquake Engineering*, Chile, (1969).
8. Kan C. L., y Chopra A. K., "Coupled lateral-torsional response of buildings to ground shaking", *Report No. UCB/EERC-76/13*, Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, (1976).
9. Dempsey K. M. y Tso W. K., "An alternative path to seismic torsional provisions", *International J. Soil Dyn. and Earthquake Engng*, Vol. 1, No. 1, 3-10, (1982).
10. Hejal R., y Chopra A. K., "Earthquake response of torsionally-coupled buildings", *Report No. UCB/EERC-87/20*, Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, (1987).
11. Hernández J. J. y López O. A., "Respuesta de las líneas resistentes de edificios asimétricos a excitaciones sísmicas traslacional y rotacional", *3^a Conferencia Latinoamericana de Ingeniería Sísmica*, Guayaquil, Ecuador, (1984).
12. Hernández J. J., "La torsión dinámica en planta bajo excitación sísmica", *Trabajo de Grado para M. Sc. en Ingeniería Sismorresistente*, Facultad de Ingeniería, Universidad Central de Venezuela, (1997).

Recibido el 23 de Noviembre de 1998

En forma revisada el 27 de Septiembre de 1999