

EFFECTOS DE LA ASIMETRÍA EN FLUENCIA EN EL COMPORTAMIENTO SÍSMICO DE SISTEMAS ESTRUCTURALES

Amador Terán Gilmore¹, Hugón Juárez García¹ y Myriam Frausto Soberanis¹

RESUMEN

El objetivo de este trabajo es presentar las investigaciones recientes que se han llevado a cabo para ampliar el entendimiento del comportamiento sísmico de estructuras con asimetría en fluencia. En esta investigación se plantea un estudio paramétrico, a partir del cual se estudia de una manera metódica la influencia que las características mecánicas de las estructuras y las propiedades dinámicas de las excitaciones sísmicas, tienen en el comportamiento sísmico de estructuras con asimetría en fluencia. A partir de los resultados obtenidos, se plantea la necesidad de modificar los requerimientos de diseño planteados en las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Reglamento de Construcciones para el DF (México), así como la necesidad de continuar el estudio de sistemas con asimetría en fluencia para que dichas modificaciones reflejen de manera adecuada la complejidad de la respuesta sísmica de estos sistemas.

ABSTRACT

The objective of this paper is to summarize recent research carried out to enhance the current understanding of the seismic behavior of structures with asymmetric force-deformation behavior. During this research, the influence that the mechanical characteristics of structures and the dynamic properties of ground motion have on the seismic behavior of asymmetric structures, was studied from an extensive parametric study. From the outcomes of this study, the need to modify the design requirements layed out by the *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Reglamento de Construcciones para el DF* (México) is discussed, as well as the need to continue the study of asymmetric systems so that any modification to current design requirements reflects in an adequate manner the complexity of the seismic response of these systems.

Artículo recibido el 18 de marzo de 1998 y aprobado para su publicación el 3 de julio de 1998. Se aceptarán comentarios y/o discusiones al artículo hasta cinco meses después de su publicación

1 Departamento de Materiales

Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, Av San Pablo 180, Azcapotzalco, 02200, México, DF, fax 724-4285

INTRODUCCIÓN

En algunas estructuras ubicadas en terreno blando, como es el caso de un gran número de edificios en la ciudad de México, se han observado desplomes importantes, lo cual puede tener como consecuencia que una estructura, originalmente simétrica, exhiba un comportamiento asimétrico ante cargas laterales. Esta asimetría, que también puede presentarse por otras razones, tal como la presencia de mezzanines y apéndices o la asimetría de carga vertical, puede afectar significativamente el comportamiento sísmico de las estructuras.

El efecto de la asimetría en fluencia en el comportamiento de estructuras sismorresistentes fue estudiado por Ruiz et al (1987); como producto de este estudio y algunos más que le siguieron (Ruiz, 1991), se propusieron expresiones en las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo (NTCS, 1993) para la revisión y diseño de estructuras con asimetría en fluencia. Más tarde, Ruiz y Rosas (1990) observaron que las recomendaciones propuestas en las NTCS eran optimistas, y sugirieron que se modificaran las secciones pertinentes de las NTCS para mejorar dicha situación. Terán et al (1993) observaron que en los estudios realizados con anterioridad no se consideraron algunas variables que afectan significativamente el comportamiento sísmico de estructuras con asimetría en fluencia, tales como el comportamiento histerético de la estructura y el contenido de frecuencias de los sismos. Además, observaron que debido a estas limitaciones, las expresiones propuestas en el reglamento podían resultar demasiado o poco conservadoras en muchos casos de interés práctico. Por lo tanto, es de interés continuar con estudios que puedan ampliar el entendimiento de este fenómeno, y que conduzcan a una normatividad que refleje de manera adecuada la complejidad del efecto que la asimetría en fluencia tiene en las estructuras sismorresistentes.

COMPORTAMIENTO MONOTÓNICO DE SISTEMAS CON ASIMETRÍA EN FLUENCIA

Dada la importancia práctica de prevenir el comportamiento inadecuado de estructuras existentes que presentan un desplome significativo, es conveniente que se discuta y cuantifique la relación que existe entre dicho desplome y la asimetría en fluencia que este produce en las estructuras. Para simplificar la presentación, dicha relación se ilustrará en un sistema de un grado de libertad (S1GL) con comportamiento elastoplástico perfecto.

Suponga que un S1GL exhibe fluencia simétrica cuando se le sujeta a desplazamientos laterales, Δ , monótonicamente crecientes en sentidos opuestos. Como se ilustra en la *Figura 1a*, este sistema exhibe un intervalo de comportamiento elástico, limitado en el punto f , caracterizado por un cortante basal de fluencia (V_y) y su correspondiente desplazamiento de fluencia (Δ_y). Como se muestra, V_y es igual a cW , donde c es el coeficiente sísmico del sistema y W su peso reactivo; y la pendiente en el rango elástico es igual a la rigidez lateral del sistema (K). Cabe aclarar que en la *Figura 1* se han despreciado los efectos de segundo orden.

La *Figura 1b* muestra el efecto que un desplome, cuantificado a través del ángulo de inclinación inicial (α), tiene en el comportamiento bajo desplazamiento lateral monótonicamente creciente del sistema mostrado en la *Figura 1a*. El desplome inicial del

S1GL se refleja en un desplazamiento lateral inicial de la masa del sistema (Δ_0), y en un cortante basal inicial (V_0). En la *Figura 1b*, Δ_0 es igual a $L \operatorname{sen} \alpha$ y V_0 a $W \operatorname{sen} \alpha$, expresiones que para α pequeño se reducen a $\Delta_0 = \alpha L$ y $V_0 = \alpha W$, respectivamente. De lo anterior, puede deducirse que Δ_0 y V_0 están relacionados por la expresión: $V_0 = W \Delta_0 / L$. La *Figura 1b* muestra esta recta con líneas punteadas; con O^* se denota el estado inicial de esfuerzo/deformación en el sistema inclinado. Como se indica, la rigidez lateral del sistema inclinado (K^*), que es igual a $K \cos \alpha$, es prácticamente igual a K para α pequeño.

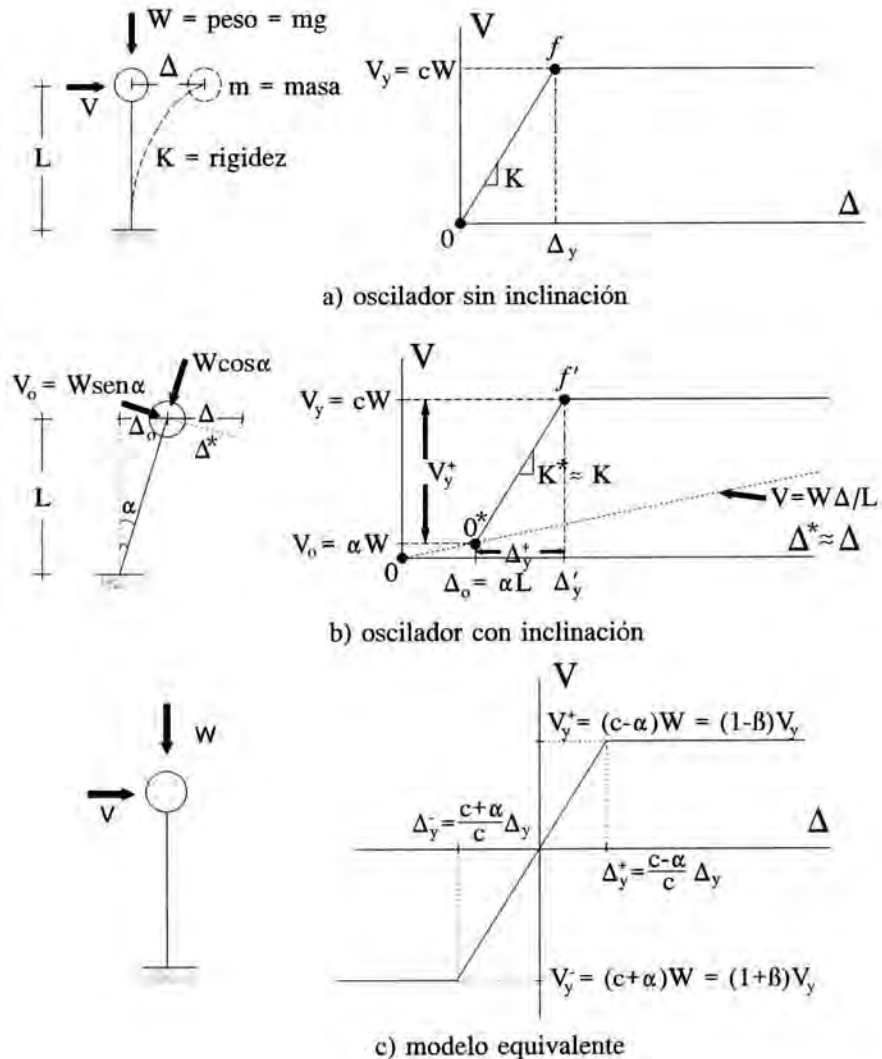


Fig 1. Efecto del desplome en el comportamiento de un S1GL con comportamiento EPP

Si el S1GL sufre un estado de deformación lateral monótonicamente creciente en dirección positiva a partir del punto O^* , terminará fluyendo cuando alcance el punto f' , caracterizado por un cortante y desplazamiento laterales iguales a V_y y Δ_y' , respectivamente. El incremento del cortante basal entre los puntos O^* y f' se denota como V_y^+ y, como se muestra en la *Figura 1b*, es menor que V_y . Puede decirse entonces que el

desplome resulta en una reducción del cortante basal de fluencia en dirección positiva cuando el sistema se deforma a partir del punto O^* . El cortante basal reducido puede estimarse como $V_y^+ = V_y - V_o = (c - \alpha)W$, mientras que el desplazamiento lateral de fluencia, medido a partir del punto O^* , puede estimarse como $\Delta_y^+ = \Delta_y (c - \alpha) / c$. De manera análoga, puede demostrarse que si el desplazamiento crece monotónicamente en dirección negativa, el cortante basal y el desplazamiento de fluencia medidos a partir del punto O^* , pueden estimarse con las expresiones: $V_y^- = (c + \alpha)W$ y $\Delta_y^- = \Delta_y (c + \alpha) / c$, respectivamente. Esto implica que el S1GL exhibe direcciones “débil” y “fuerte” como consecuencia del desplome inicial. Si se desprecian los efectos de segundo orden, el sistema de la *Figura 1b* puede idealizarse como un S1GL sin desplome inicial pero con asimetría en fluencia (*Figura 1c*). Note que cualitativamente el tratamiento matemático de un S1GL con un desplome en dirección contraria al mostrado en la *Figura 1b* es el mismo, excepto que las direcciones débil y fuerte intercambian su sentido.

En este trabajo, el grado de asimetría en fluencia se cuantificará con el parámetro β , cuyo uso se ilustra en la *Figura 1c*. En el caso de un S1GL con un desplome inicial, β es igual a α / c . Nótese que esto implica que una misma inclinación provoca diferente grado de asimetría en fluencia en sistemas con diferente resistencia (esto es, con c diferente). La *Figura 2* ilustra este hecho por medio de los resultados del análisis de tres S1GL con un periodo de 2 s y un amortiguamiento (ξ) de 5 %, y con resistencias caracterizadas por c de 0.05, 0.10 y 0.20. Estos tres sistemas, con y sin ángulo de inclinación $\alpha = 0.005$, se sujetaron a la componente EO del acelerograma registrado en SCT durante 1985. Puede observarse, a partir de las gráficas de desplazamiento lateral vs cortante basal de la *Figura 2*, que el efecto del mismo valor de α es muy diferente en los tres sistemas, y va desde un aumento en el desplazamiento lateral del 26 % para el S1GL con c de 0.20, hasta un aumento del 263 % para el S1GL con c de 0.05. Debido a lo anterior, las NTCS consideran el desplome y la resistencia de las estructuras durante su diseño o refuerzo. Para ello, dichas normas en su capítulo 11 especifican que: "*tratándose de estructuras cuyo comportamiento en sentidos opuestos sea asimétrico por inclinación de la estructura con respecto a la vertical, si el desplome excede de 0.01 veces su altura, se tomará en cuenta la asimetría multiplicando las fuerzas sísmicas de diseño por $1 + 5 Qf$ cuando se use el método de análisis estático o el dinámico modal*"; donde Q es el factor de comportamiento sísmico y f el desplome de la construcción dividido entre la altura de esta. En estos requerimientos, el efecto de la resistencia en la asimetría en fluencia se toma en cuenta por medio del factor Q . A mayor valor de Q , la estructura tendrá menor resistencia y, por tanto, la expresión $1 + 5 Qf$ refleja el hecho de que el efecto de la asimetría en fluencia crece mientras la resistencia decrece.

EVALUACIÓN DEL DESEMPEÑO SISMICO DE ESTRUCTURAS SISMORRESISTENTES

El caso de mayor interés práctico asociado a la asimetría en fluencia, es el efecto que esta pueda tener en el desempeño sísmico de las estructuras para el estado límite de seguridad. En particular, este interés se centra en la influencia de dicha asimetría en el colapso o falla de estructuras sismorresistentes durante sismos intensos. Por lo tanto, es necesario discutir

y definir cómo puede evaluarse el comportamiento sísmico de las estructuras utilizando al colapso o falla como un criterio para juzgar su desempeño.

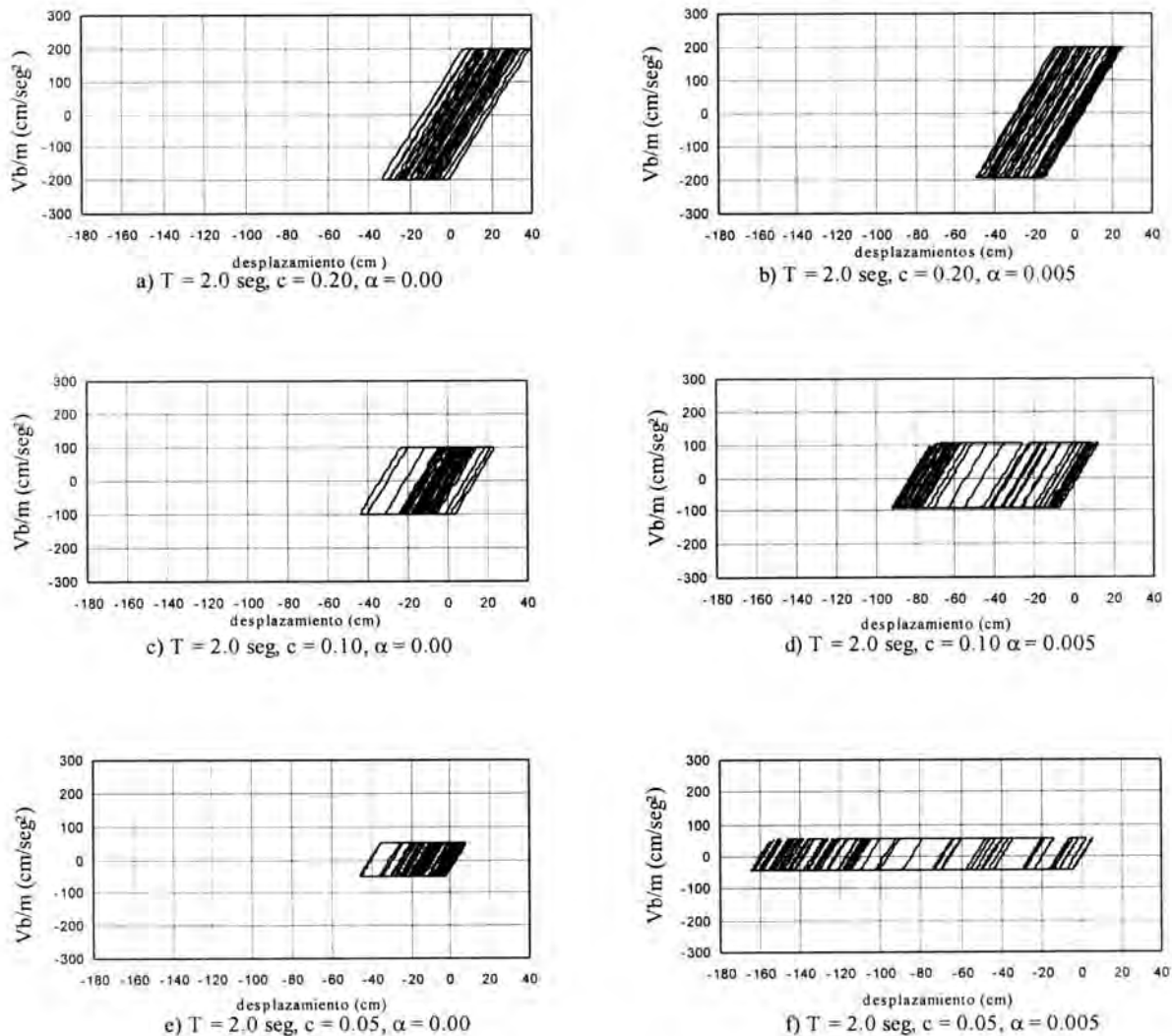


Fig 2. Efecto de un desplome $\alpha = 0.005$ en S1GL con diferente resistencia, c

Actualmente, la posible falla de una estructura sismorresistente se evalúa, como lo sugiere la figura 3, a partir de su demanda máxima de ductilidad ($\mu_{\delta_{\text{máx}}}$), que se define como el desplazamiento lateral máximo ($\delta_{\text{máx}}$) de la estructura durante la excitación sísmica normalizado por el desplazamiento lateral de fluencia (δ_y). El diseño contra colapso de una estructura con ocupación estándar (tipo B) consiste en proveer a la estructura con suficiente resistencia y rigidez de manera que su $\mu_{\delta_{\text{máx}}}$ durante la excitación sísmica de diseño sea menor que la ductilidad última (μ_{δ_u}) que la misma alcanza cuando se le sujeta a un desplazamiento lateral monótonicamente creciente. De acuerdo con este

criterio de evaluación, la estructura exhibe un comportamiento adecuado cuando $\mu_{\delta_{\max}}$ es menor o igual a μ_{δ_u} .

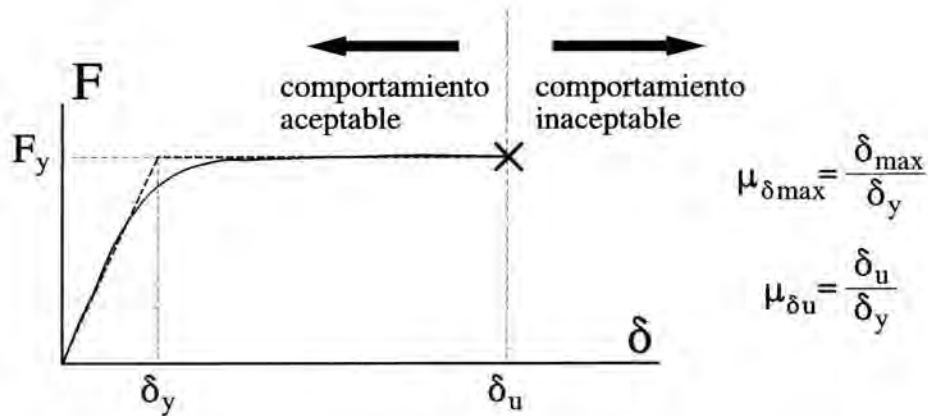


Fig 3. Uso de $\mu_{\delta_{\max}}$ como un criterio de evaluación estructural

En investigaciones recientes se ha demostrado que además de la demanda máxima de deformación, la energía plástica histerética que disipa la estructura durante sismos de larga duración, influye significativamente en el daño que estas exhiben (Fajfar et al, 1992, Krawinkler y Nassar, 1992; Bertero y Bertero, 1992). Por lo tanto, la evaluación del desempeño estructural requiere de la consideración de las demandas de energía en la estructura. Una manera cuantitativa de hacerlo es por medio del uso de índices de daño (Chung et al, 1987; Williams y Sexsmith, 1995; Terán-Gilmore, 1997). Un índice de daño estructural es el resultado de evaluar una expresión matemática que relaciona la respuesta de la estructura durante una excitación sísmica, con el nivel de daño o degradación estructural que esta exhibe después del sismo. A través del valor numérico del índice de daño, es posible evaluarlo de manera cualitativa.

Un índice de daño estructural utilizado comúnmente es aquel planteado y calibrado por Park et al (1987), DMI_{PA} , que puede escribirse como

$$DMI_{PA} = \frac{\mu_{\delta_{\max}}}{\mu_{\delta_u}} + \beta_{PA} \frac{NE_{H\mu}}{\mu_{\delta_u}} \quad (1)$$

donde $NE_{H\mu}$ es la energía plástica disipada durante el movimiento sísmico, normalizada por el producto $F_y \delta_y$ (F_y y δ_y son la resistencia y deformación de fluencia, respectivamente), y $\mu_{\delta_{\max}}$ y μ_{δ_u} se definieron con anterioridad. El parámetro β_{PA} se calibró con base en evidencia experimental, de manera que un DMI_{PA} menor o igual que 0.4 puede interpretarse como daño reparable; de 0.4 a 1.0 como daño irreparable; y mayor o igual que 1.0 como falla. El valor de la mediana de β_{PA} , obtenido con la evidencia experimental resultó igual a 0.15. Cosenza et al (1990) observan que el uso de DMI_{PA} con $\beta_{PA} = 0.15$ da resultados muy similares a los que se obtienen con otros índices de daño calibrados experimentalmente para elementos dúctiles de concreto reforzado. Dado lo anterior, los resultados discutidos en este trabajo se obtuvieron a partir de $\beta_{PA} = 0.15$.

Aunque DMI_{PA} se desarrolló para evaluar el daño en miembros aislados de concreto reforzado, también es posible utilizarlo para evaluar el daño en marcos dúctiles de concreto reforzado cuando estos cumplen con ciertas condiciones de regularidad (Terán-Gilmore, 1996). En estos casos debe manejarse un valor global de DMI_{PA} , con un modelo de un grado de libertad de la estructura, y los términos $\mu_{\delta máx}$, $\mu_{\delta u}$ y δ_y en la Ecuación 1 deben plantearse en función del desplazamiento lateral global de la estructura. En cuanto a β_{PA} , puede considerarse el mismo valor a nivel global que el planteado a nivel elemento.

El criterio que se utilizará en este trabajo para evaluar el desempeño estructural es el colapso o falla. Por lo tanto, el valor de DMI_{PA} debe ser menor que 1.0, lo que implica que la respuesta estructural debe limitarse a

$$\frac{\mu_{\delta máx}}{\mu_{\delta u}} + \beta_{PA} \frac{NE_{H\mu}}{\mu_{\delta u}} \leq 1 \Rightarrow \mu_{\delta máx} \leq \mu_{\delta u} - \beta_{PA} NE_{H\mu} \quad (2)$$

La Ecuación 2 se grafica en la Figura 4 en un plano cartesiano μ_{δ} vs. $NE_{H\mu}$. En ella puede notarse claramente que el valor de $\mu_{\delta máx}$ que puede desarrollar el miembro o estructura durante la excitación sísmica de diseño, decrece con un incremento en su demanda de $NE_{H\mu}$. Este hecho tiene implicaciones importantes, porque plantea que el valor de $\mu_{\delta máx}$ asociado al colapso o falla de la estructura puede ser en algunos casos mucho menor que el valor de $\mu_{\delta u}$.

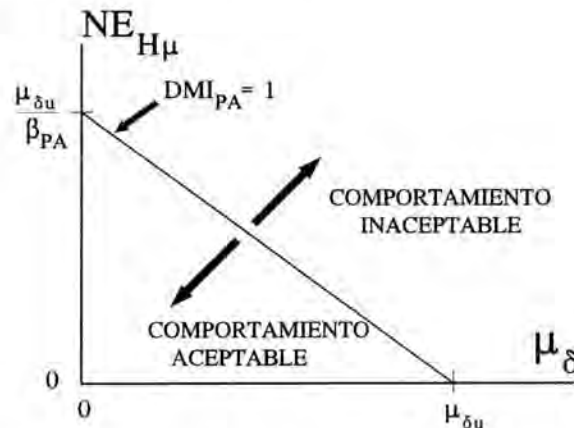


Fig 4. Uso del concepto DMI_{PA} como un criterio de evaluación estructural

Es necesario aclarar que el planteamiento de la Ecuación 1 tiene algunas deficiencias (Chung et al, 1987). Dentro de este contexto, se ha planteado que en algunos casos $\mu_{\delta máx}$ y $NE_{H\mu}$ no pueden considerarse como variables independientes y, por tanto, no es justificable establecer una relación lineal entre ellas. Por ejemplo considere el caso en que la estructura se sujeta a una deformación monótonicamente creciente hasta que alcance $\mu_{\delta máx}$. Como se muestra en la Figura 5, en este caso el valor de $NE_{H\mu}$ es igual a $\mu_{\delta máx} - 1$. Sustituyendo esta expresión en la Ecuación 2 se tiene que

$$\mu_{\delta máx} = \mu_{\delta u} - \beta_{PA} (\mu_{\delta máx} - 1) = \frac{\mu_{\delta u} + \beta_{PA}}{1 + \beta_{PA}} \quad (3)$$

Si la estructura se sujeta a un estado de deformación monótonicamente creciente hasta su estado último, $\mu_{\delta máx} = \mu_{\delta u}$. Sin embargo, en este caso, donde notoriamente existe

una fuerte dependencia entre $\mu_{\delta_{\max}}$ y $NE_{H\mu}$, la *Ecuación 2* subestima el valor de $\mu_{\delta_{\max}}$. La *Tabla 1* provee una idea de esta subestimación para diferentes valores de μ_{δ_u} y $\beta_{PA} = 0.15$. A pesar de lo anterior, el índice de daño de Park y Ang se ha usado con éxito para evaluar el daño en elementos y estructuras de concreto reforzado, porque en la mayoría de los casos provee evaluaciones razonables del daño estructural.

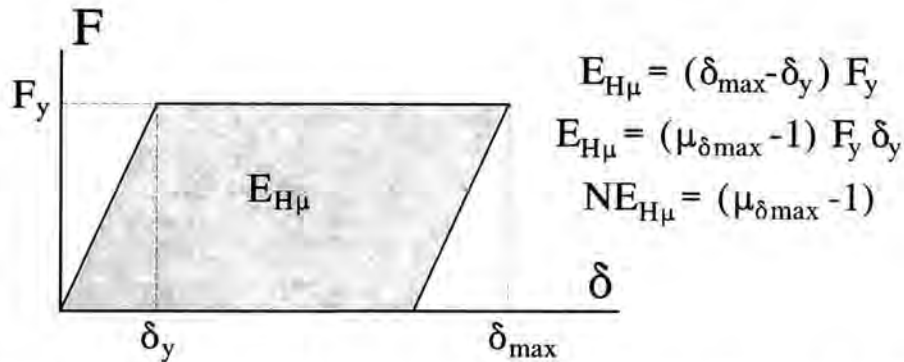


Fig 5. Valor de $NE_{H\mu}$ para desplazamiento lateral monotónicamente creciente

Tabla 1. Estimación de $\mu_{\delta_{\max}}$ de acuerdo con DMI_{PA} para desplazamiento monotónicamente creciente (*Ecuación 3*).

μ_{δ_u}	$\mu_{\delta_{\max}}$ (<i>Ecuación 3</i>)
2	1.9
3	2.7
4	3.6
6	5.3

Retomando la *Ecuación 1*, es necesario hacer notar que, el nivel de daño estructural en un miembro o estructura, puede expresarse como la suma de la componente del daño producto de la deformación máxima (caracterizada a través de $\mu_{\delta_{\max}}$), y la componente de daño producto de la energía plástica disipada (caracterizada a través de $NE_{H\mu}$). Como se observa en la *Tabla 2*, en estructuras sin asimetría en fluencia, sujetas a sismos de larga duración, el porcentaje del daño total producto de la disipación de energía es comparable o mayor a aquel producido por la deformación máxima. Sin embargo, como puede apreciarse en la misma tabla, en el caso de una estructura con asimetría en fluencia, el daño debido a la deformación máxima crece en importancia en comparación con aquel producido por la disipación de energía plástica. Por lo tanto, conforme crece la asimetría en fluencia, el valor de $NE_{H\mu}$ tiende a perder importancia dentro del contexto de la *Ecuación 2* y, como consecuencia, la $\mu_{\delta_{\max}}$ que la estructura puede acomodar durante el sismo de diseño crece.

Tabla 2. Efecto de la asimetría en fluencia en el daño que se induce a un SIGL

Sistema sin inclinación	% de daño debido a		Sistema inclinado	% de daño debido a	
	$\mu_{\delta_{\max}}$	$NE_{H\mu}$		$\mu_{\delta_{\max}}$	$NE_{H\mu}$
Figura 2a	46	54	Figura 2b	52	48
Figura 2c	40	60	Figura 2d	59	41
Figura 2e	35	65	Figura 2f	66	34

ENFOQUE PARAMÉTRICO

En los siguientes párrafos se discute el efecto de la asimetría en fluencia en SIGL con diferentes propiedades mecánicas y sujetos a movimientos sísmicos con diferentes contenidos de frecuencia. Dada la necesidad de llevar a cabo dicho estudio de una manera sistemática, se planteó un estudio paramétrico con el alcance que se describe a continuación.

Características mecánicas de los SIGL

Periodo fundamental de vibración, T . Con la intención de incluir en el estudio un intervalo de valores que contemplará las propiedades dinámicas de la gran mayoría de las estructuras reales, se consideraron valores de T entre 0.2 y 5 s.

Coefficiente de amortiguamiento, ξ . Se supuso un valor de 0.05 por considerarlo representativo de la disipación miscelánea de energía en estructuras de concreto reforzado con agrietamiento importante.

Asimetría en fluencia, β . Se consideró un amplio intervalo de valores de β , que oscilaron entre 0.01 y 0.10, que son valores que se estiman dentro de valores factibles de encontrarse en estructuras reales.

Comportamiento histerético. Se supusieron los cuatro tipos de comportamiento histerético mostrados en la *Figura 6*. Como se muestra en la *Figura 6a*, el primer tipo corresponde al comportamiento elastoplástico perfecto, caracterizado por una zona de comportamiento plástico con pendiente cero. El segundo tipo, ilustrado en la *Figura 6b* y denotado elastoplástico con endurecimiento por deformación, es similar al primero, excepto que en su zona de comportamiento plástico exhibe una pendiente mayor que cero. En el caso particular de este artículo, se muestran resultados para un endurecimiento por deformación de 0.05. El tercero, ilustrado en la *Figura 6c*, corresponde a un comportamiento elastoplástico con una transición suavizada, en el que la fluencia se da en forma gradual. Finalmente, el cuarto comportamiento exhibe una degradación de rigidez, típica de elementos de concreto reforzado, conforme a lo ilustrado en la *Figura 6d*. Este último comportamiento se modeló a partir del modelo de tres parámetros propuesto por *Kunnath et al (1990)*. Los valores asignados a cada uno de los tres parámetros se asigna conforme a lo siguiente: 2 para el parámetro que controla la degradación de rigidez, 0 para

el parámetro que controla la degradación de resistencia, y 1 para el parámetro que controla el adelgazamiento del ciclo histerético.

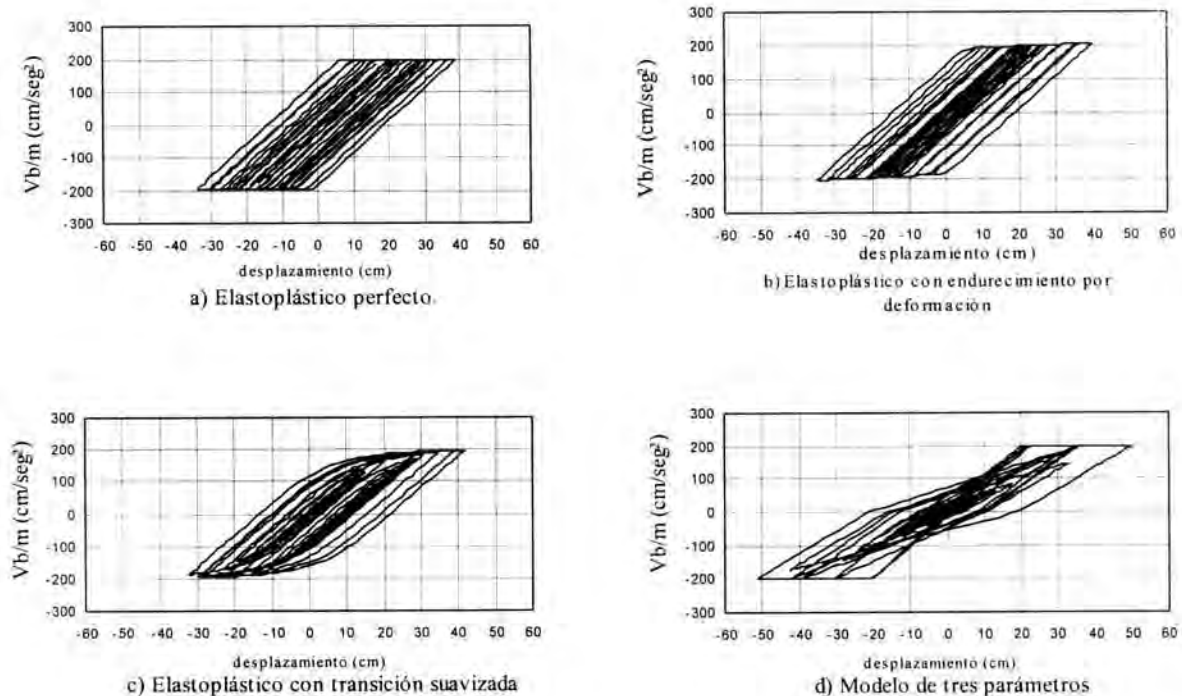


Fig 6. Comportamientos histeréticos utilizados

Ductilidades. Se consideraron S1GL que desarrollan $\mu_{\delta_{m\acute{a}x}}$ de 1, 2, 3 y 4 para establecer espectros de ductilidad constante.

Índice de daño. Se consideraron S1GL que exhiben un DMI_{pA} de 1 para establecer espectros de daño constante.

Patrones predeterminados de resistencia. Se consideraron dos de estos patrones conforme a lo ilustrado en la *Figura 7*. Como se muestra en la *Figura 7*, ambos patrones se obtuvieron multiplicando el espectro especificado por las NTCS para el diseño de estructuras con un factor de comportamiento sísmico (Q) de 4 y ubicadas en la Zona del Lago (zona III), por las curvas de sobrerresistencias resumidas en la *Figura 7b*. Estas curvas fueron propuestas por *Osteraas y Krawinkler (1989)* para edificios de acero diseñados en el Distrito Federal con la normatividad vigente en 1966. Sin embargo, estudios recientes de las características mecánicas de marcos dúctiles de concreto reforzado de Tipo B, diseñados conforme a la normatividad actual, sugieren que la curva denotada como SR1 da una buena aproximación de la sobrerresistencia de este tipo de estructuras (*Araiza et al, 1997; Flores y González, 1997*). Para ilustrar este hecho, en la *Figura 7a* se presenta con círculos sólidos la resistencia última de siete marcos dúctiles de concreto reforzado de tipo B, diseñados para un Q de 4 y en la zona del lago.

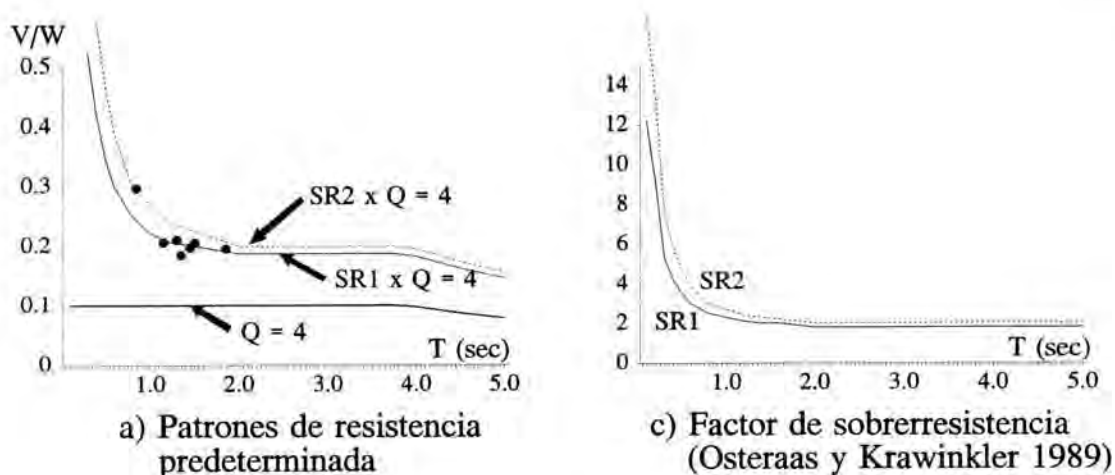


Fig 7. Patrones predeterminados de resistencia

Propiedades de los movimientos del terreno

Acelerogramas sintéticos. Se generaron acelerogramas sintéticos representativos de movimientos generados en terrenos firme, de transición y blando. Para ello, se crearon tres grupos de acelerogramas, cada uno consistente de 20 muestras. Dichas muestras se generaron a partir del filtrado, tanto en el dominio del tiempo como en el de la frecuencia, de muestras de ruido blanco gaussiano discretizadas a intervalos de 0.02 s. En el dominio del tiempo, estas muestras se modularon de acuerdo con las propuestas de *Tung et al (1992)*; mientras que en el dominio de la frecuencia, se modularon usando el filtro de *Hodder (1983)* para eliminar las frecuencias bajas, y el filtro Kanai-Tajimi (*Tajimi, 1960*) para impartirles un determinado contenido de frecuencia. El filtro Kanai-Tajimi se define con los parámetros, ω_g y ξ_g , que están cercanamente asociados a la frecuencia característica, y al amortiguamiento del terreno respectivamente. El valor de ω_g determina el periodo dominante de la excitación, mientras que ξ_g determina el contenido de frecuencias (ancho de banda) alrededor del periodo dominante. Los valores de ω_g y ξ_g , utilizados para generar los acelerogramas sintéticos, se resumen en la Tabla 3. Para facilitar la interpretación de las propiedades dinámicas de los acelerogramas sintéticos, se define el periodo dominante de la excitación, T_g , como $T_g = 2\pi/\omega_g$. Note en la Tabla 3 que un incremento en los valores considerados de T_g va acompañado por una reducción de ξ_g . Esto se debe a que valores pequeños de T_g son característicos de movimientos en suelo firme, en donde el contenido de frecuencias alrededor del periodo predominante es por lo general más rica que aquel característico de movimientos en suelos blandos, que a su vez se caracterizan por valores más grandes de T_g . *Tung et al (1992)* y *Lai (1982)* discuten la asignación de valores de ω_g y ξ_g a diferentes tipos de suelo. En cuanto a la duración de los acelerogramas, la fase intensa del movimiento se definió de acuerdo con las observaciones de *Trifunac y Bray (1975)*, y dado que el efecto de la asimetría en fluencia es mayor conforme a la duración del movimiento del terreno, se eligió una duración t_d de 30 s, representativa de los sismos con mayor duración que hasta la fecha se hayan registrado.

Tabla 3. Valores de ω_g y ξ_g usados para generar los acelerogramas sintéticos

Grupo	Tipo de terreno	ω_g (rad/s)	T_g (s)	ξ_g
1	firme	15.71	0.4	0.35
2	transición	6.28	1.0	0.20
3	blando	3.14	2.0	0.05

Acelerogramas reales. Se utilizó la componente EO del acelerograma registrado cerca de SCT durante 1985, que tiene una fase intensa con duración de 35 segundos.

ANÁLISIS DE RESULTADOS

Para hacer posible una discusión concisa del efecto de la asimetría en fluencia en la respuesta de los S1GL, dicho efecto se describe en espectros de respuesta. En el caso particular de los acelerogramas sintéticos, los espectros que se presentan son la media de los espectros calculados para cada uno de los 20 movimientos que conforman un grupo. Por lo general, los espectros se presentan de manera normalizada, de tal manera que la respuesta de los S1GL con asimetría en fluencia se normaliza por la respuesta de los mismos sin asimetría. Dichas respuestas se calcularon utilizando el método de Newmark con aceleración constante. Dado que, para un grado de asimetría pueden existir dos condiciones diferentes (por ejemplo, el desplome en una estructura puede darse en direcciones horaria o antihoraria) y que de antemano no se sabe cual de estas será más crítica para el desempeño de la estructura, cada uno de los S1GL involucrados en este estudio se analizó dos veces, y la respuesta que se incluye en los espectros corresponde a la condición crítica de los dos análisis.

Espectros de ductilidad constante

Cuando se considera la demanda máxima de ductilidad como medida para evaluar el comportamiento sísmico de las estructuras, un espectro de ductilidad constante ayuda a interpretar el efecto que sobre su desempeño sísmico tiene la asimetría en fluencia. Los S1GL que se contemplan en un espectro de ductilidad constante tienen la particularidad de que su máxima demanda de ductilidad es igual al valor de μ asociado al espectro. En esta sección se discutirán espectros normalizados de resistencia de ductilidad constante. Para facilitar la interpretación de los mismos, considere a manera de ejemplo que una ordenada de 2 en un espectro de resistencia normalizado para valores dados de β y μ implica que la resistencia en el S1GL con asimetría en fluencia de β tiene que ser del doble de aquella asociada al S1GL sin asimetría para que ambos sistemas desarrollen la misma $\mu_{\delta\max}$ durante la excitación sísmica.

La *Figura 8* resume el efecto que varias variables tienen en la respuesta de S1GL con asimetría en fluencia y comportamiento elastoplástico perfecto. Como puede observarse, el efecto de la asimetría en fluencia depende de manera importante del periodo (T) del sistema, y particularmente de la relación que T guarda con el periodo de la

excitación (T_g). Al respecto, la ordenada del espectro normalizado se maximiza cuando el valor de T es igual al valor de T_g , efecto que se vuelve más notorio conforme β aumenta. Conforme el valor de T se aleja paulatinamente del valor de T_g , se aprecia una reducción del efecto de la asimetría en fluencia, hasta que para T lejano de T_g , el valor de la ordenada de los espectros normalizados se vuelve prácticamente independiente del valor de T . Debe hacerse notar que el efecto de la asimetría en fluencia en la respuesta de los SIGL con T cercano a T_g crece considerablemente conforme el valor de T_g se hace mayor (recuerde que un incremento de T_g se da simultaneo con una reducción de ξ_g). Por ejemplo, la ordenada máxima de los espectros normalizados obtenidos a partir de las excitaciones sísmicas con T_g de 0.4 s, *Figuras 8a y 8b*, alcanza valores de entre 1.5 a 2.0, mientras que para T_g de 2 s, *Figuras 8e y 8f*, dichas ordenadas alcanzan valores de entre 3 y 4.

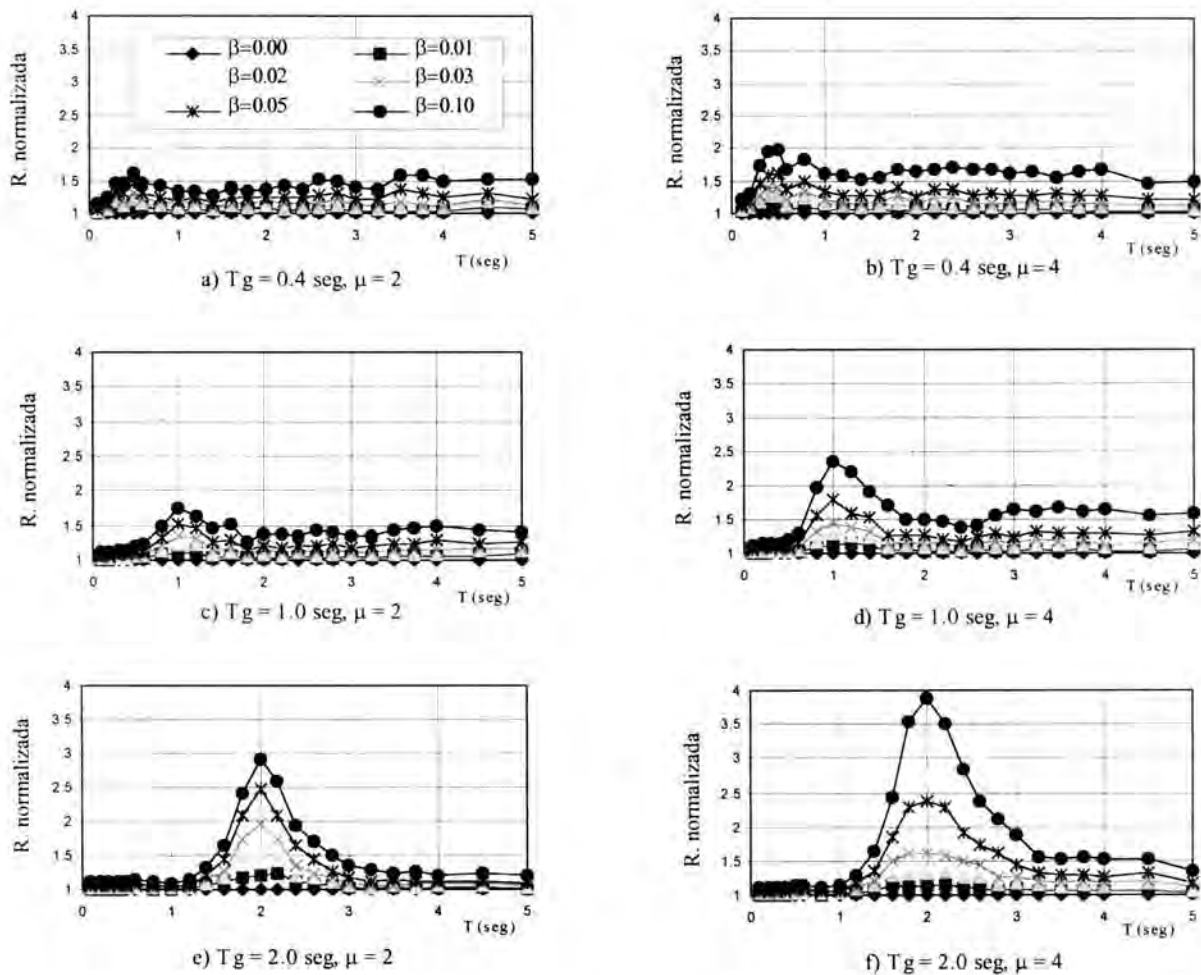


Fig 8. Efecto de la asimetría en fluencia en espectros de ductilidad constante, obtenidos a partir de SIGL con comportamiento elastoplástico perfecto.

Al comparar las *Figuras 8a, 8c y 8e* con las *Figuras 8b, 8d y 8f*, es posible concluir que, conforme la μ que desarrollan los SIGL crece, el efecto de la asimetría en fluencia

tiende a ser más importante. Sin embargo, cabe aclarar que en algunos casos, particularmente para SIGL con T cercano a T_g y valores bajos de β , el efecto de la asimetría en fluencia puede ser mayor para sistemas que desarrollan un μ menor, como se puede concluir al comparar las Figuras 8e y 8f. La Figura 9 ilustra la influencia del valor del endurecimiento por deformación en los espectros normalizados de ductilidad constante. Por medio de la comparación de las Figuras 8 y 9, puede notarse que el endurecimiento por deformación tiende a disminuir el efecto de la asimetría en fluencia. Dicha disminución tiende a ser más importante en SIGL con T cercano a T_g , particularmente para aquellos que desarrollan una μ de 4 y sujetos a excitaciones con T_g de 2 s; esto es, en SIGL que desarrollan demandas importantes de μ y sujetos a excitaciones típicas de suelo compresible.

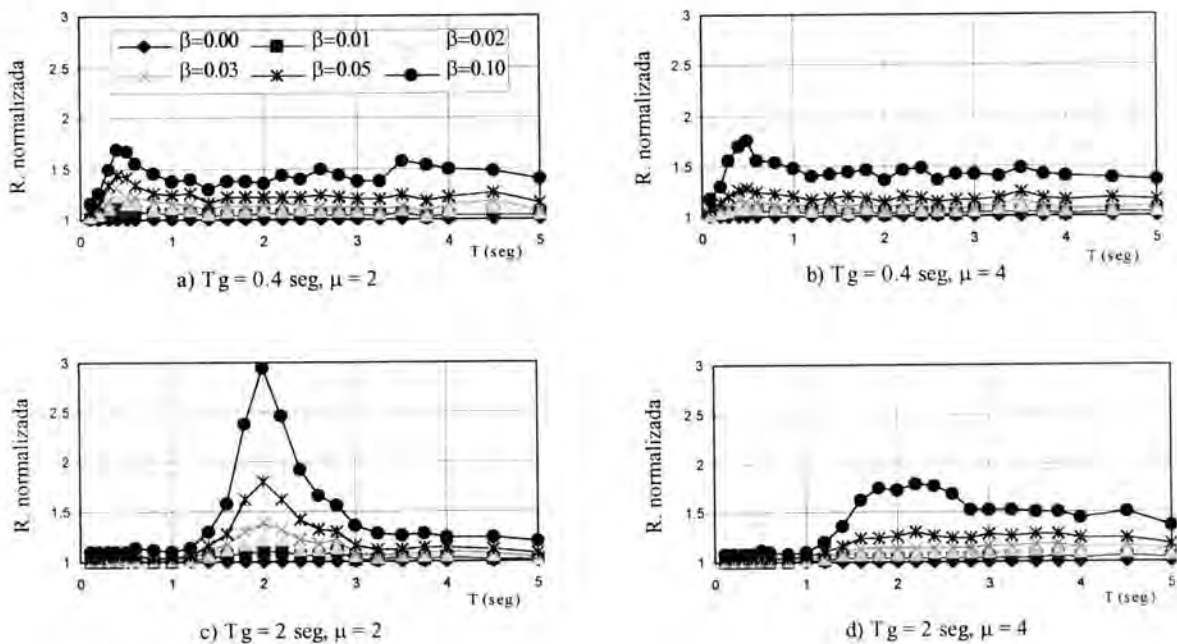


Fig 9. Efecto de la asimetría en fluencia en espectros de ductilidad constante, obtenidos a partir de SIGL con comportamiento elastoplástico con endurecimiento por deformación

Las Figura 10 ilustra la influencia del comportamiento histerético en los espectros normalizados de ductilidad constante. Comparando la Figura 8e con las Figuras 10a y 10c, todas obtenidas para un $\mu_{\delta m \acute{a}x}$ de 2 y excitaciones sísmicas con T_g de 2 s, es posible concluir que el comportamiento histerético de los SIGL con asimetría en fluencia tiene un efecto importante en su respuesta sísmica. En particular, tanto la fluencia gradual como la degradación de la rigidez en los SIGL, se reflejan en reducciones importantes del efecto de la asimetría en fluencia, sobre todo para SIGL con T cercano a T_g . A manera de ejemplo, considere un SIGL con T de 2 s y β de 0.1. Para un comportamiento elastoplástico perfecto, Figura 8e, la ordenada normalizada es aproximadamente igual a 3, mientras que para una fluencia gradual, Figura 10a, y degradación de rigidez, Figura 10c, estas

ordenadas son del orden de 2.2 y 1.6, respectivamente; pueden obtenerse conclusiones similares comparando la *Figura 8f* con las *Figuras 10b* y *10d* para SIGL con un $\mu_{\delta\max} = 4$.

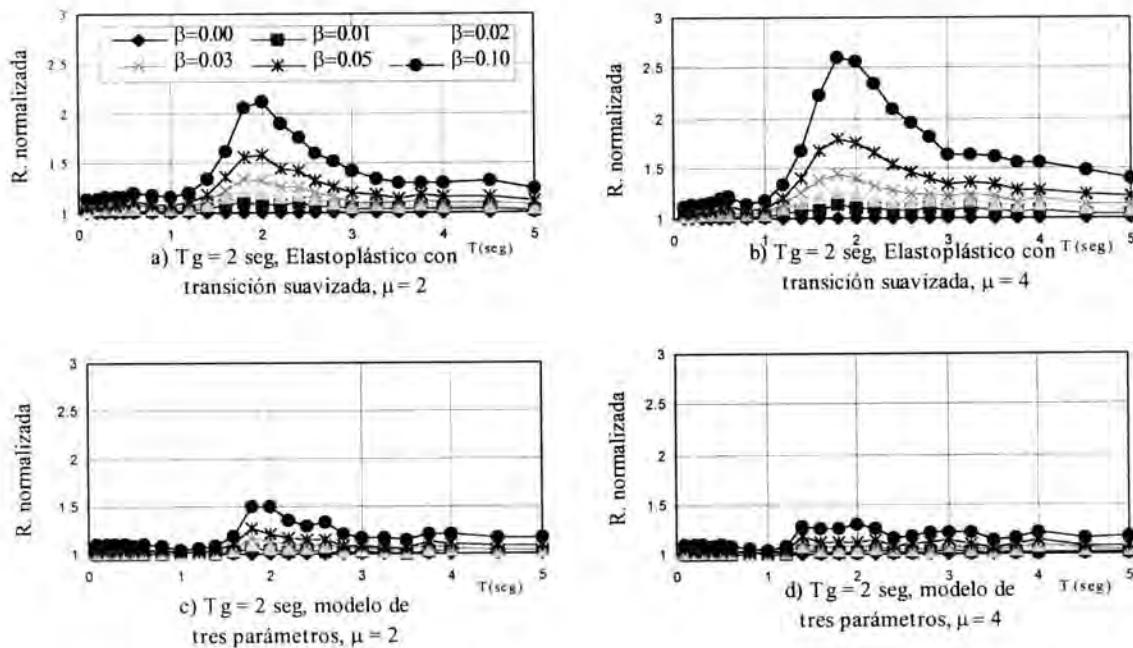


Fig 10. Efecto de la asimetría en fluencia en espectros de ductilidad constante, obtenidos a partir de SIGL con diferentes comportamientos histeréticos

Espectros de daño constante

Cuando se considera el índice de Park y Ang como medida para evaluar el comportamiento sísmico de las estructuras, el uso de un espectro de daño constante ayuda a interpretar el efecto que sobre el desempeño sísmico tiene la asimetría en fluencia. Los SIGL que se estudian en un espectro de daño constante tienen la particularidad de que su valor de DMI_{PA} es igual al valor asociado al espectro. En esta sección se discutirán espectros normalizados de resistencia y de $\mu_{\delta\max}$ de daño constante estimados a partir de suponer que la $\mu_{\delta u}$ que puede desarrollar un marco dúctil ($Q = 4$) de concreto reforzado, diseñado con la reglamentación actual, es de 4. Para facilitar la interpretación de los mismos, considere a manera de ejemplo que una ordenada de 2 en un espectro de resistencia normalizado para valores dados de β y DMI_{PA} implica que la resistencia en el SIGL con asimetría en fluencia de β tiene que ser del doble de aquella asociada al SIGL sin asimetría para que ambos sistemas exhiban el mismo nivel de daño, caracterizado por el valor de DMI_{PA} , después de la excitación sísmica.

La *Figura 11* resume el efecto que la asimetría en fluencia tiene en la respuesta de SIGL con comportamiento elastoplástico perfecto. Como puede observarse, el efecto de la asimetría en fluencia en el espectro de resistencia normalizado (*Figuras 11a* y *11c*) es similar al discutido para la *Figura 8* en lo que se refiere a la relación que T guarda con T_g . Sin embargo, note que las ordenadas de los espectros normalizados de resistencia para daño constante son menores que aquellos asociados a ductilidad constante. Por ejemplo, considere las ordenadas máximas de las *Figuras 8e*, *8f* y *11c*, todas obtenidas a partir de

excitaciones sísmicas con T_g de 2.0 s, que son de 3, 4 y 2.2, respectivamente. Como puede concluirse, el incremento de resistencia para mantener un nivel de daño igual en los S1GL, es menor que aquel requerido para mantener sus $\mu_{\delta\text{máx}}$ iguales. Cuando el desempeño de la estructura se juzga utilizando conceptos más realistas, los incrementos de resistencia sugeridos por la *Figura 8* resultan excesivos. La razón para ello puede entenderse al analizar los espectros normalizados de $\mu_{\delta\text{máx}}$ presentados en las *Figuras 11b* y *11d*. Dichos espectros sugieren que el valor de $\mu_{\delta\text{máx}}$ que pueden desarrollar los S1GL, para mantener un nivel de daño constante, crecen conforme crece el valor de β . Como se sugiere en la *Figura 2* y la *Tabla 2*, esto se debe a que en un sistema sin asimetría en fluencia, las demandas de disipación de energía son mucho más importantes que en un sistema con una asimetría importante. Dentro de este contexto, en la *Ecuación 2*, el término asociado a $NE_{H\mu}$ tiende a perder importancia conforme la asimetría en fluencia del sistema crece y, por lo tanto, el valor de $\mu_{\delta\text{máx}}$ tiende a crecer con un incremento en esta asimetría. Este incremento en el valor de $\mu_{\delta\text{máx}}$ que puede desarrollar un sistema con asimetría en fluencia, ocasiona que disminuya la demanda de resistencia.

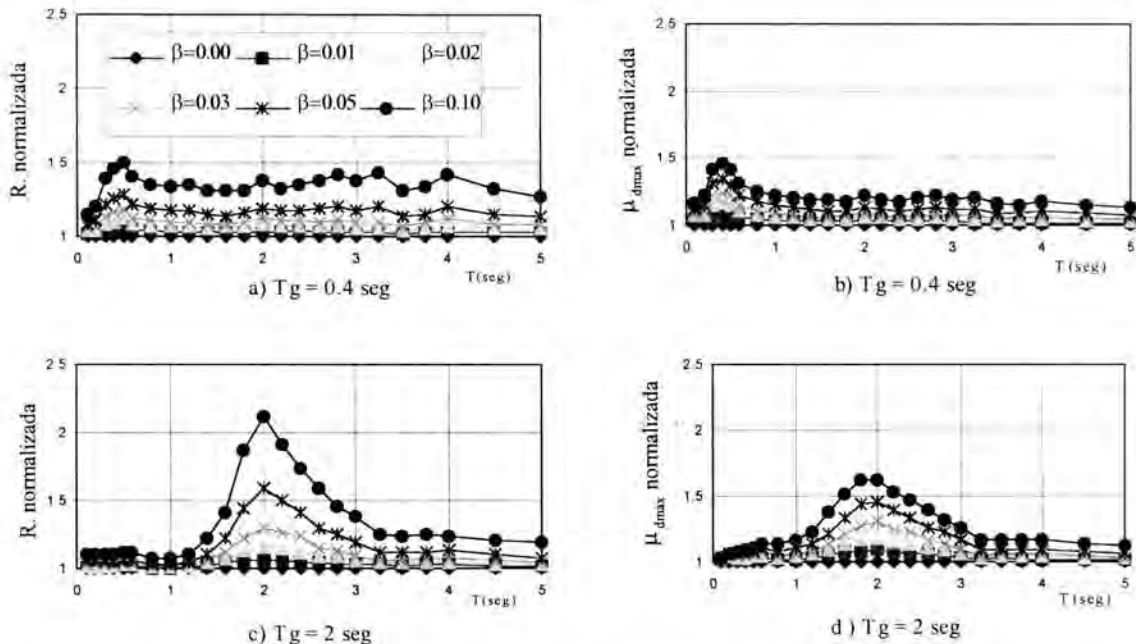


Fig 11. Efecto de la asimetría en fluencia en espectros de daño constante, obtenidos a partir de S1GL con comportamiento elastoplástico perfecto

La *Figura 12* ilustra la influencia del valor del endurecimiento por deformación en los espectros normalizados de resistencia de daño constante. Como se muestra, al igual que en el caso de los espectros normalizados de ductilidad constante, el endurecimiento por deformación tiende a disminuir el efecto de la asimetría en fluencia. Dicha disminución tiende a ser más importante en S1GL con T cercano a T_g , particularmente aquellos sujetos a excitaciones típicas de suelo compresible.

La *Figura 13*, que ilustra espectros de $\mu_{\delta\text{máx}}$ **sin normalizar**, proporciona una idea de los valores de $\mu_{\delta\text{máx}}$ que los S1GL con diferente asimetría pueden desarrollar dado que su

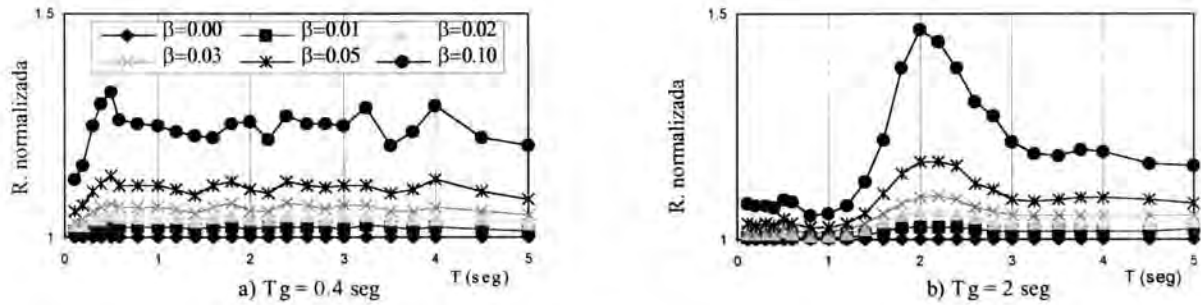


Fig 12. Efecto de la asimetría en fluencia en espectros de daño constante, obtenidos a partir de S1GL con comportamiento elastoplástico con endurecimiento por deformación

$\mu_{\delta_{ll}}$ es igual a 4. Como se ilustra, para S1GL con T cercano a T_g y un β de cero, el valor de $\mu_{\delta_{m\acute{a}x}}$ oscila entre 2.3 y 2.4 para excitaciones sísmicas con T_g de 0.4 s (Figuras 13a y 13b), y es aproximadamente 2.2 para T_g de 2.0 s (Figura 13c y 13d). Conforme a la Ecuación 2, esto implica que las demandas de $NE_{H\mu}$ son importantes en el comportamiento de las estructuras con poca o sin asimetría en fluencia. En la Figura 13 se demuestra que en un S1GL con valores elevados de β , sucede lo contrario. Por ejemplo, considere que en la Figura 13a, los valores de $\mu_{\delta_{m\acute{a}x}}$ para un β de 0.1 oscilan entre 3.4 y 3.6. Para entender las implicaciones de estos valores de $\mu_{\delta_{m\acute{a}x}}$, es necesario analizar la Tabla 1 y la Figura 5. La Tabla 1 resume los valores de $\mu_{\delta_{m\acute{a}x}}$ que, acorde a DMI_{PA} , pueden desarrollar sistemas

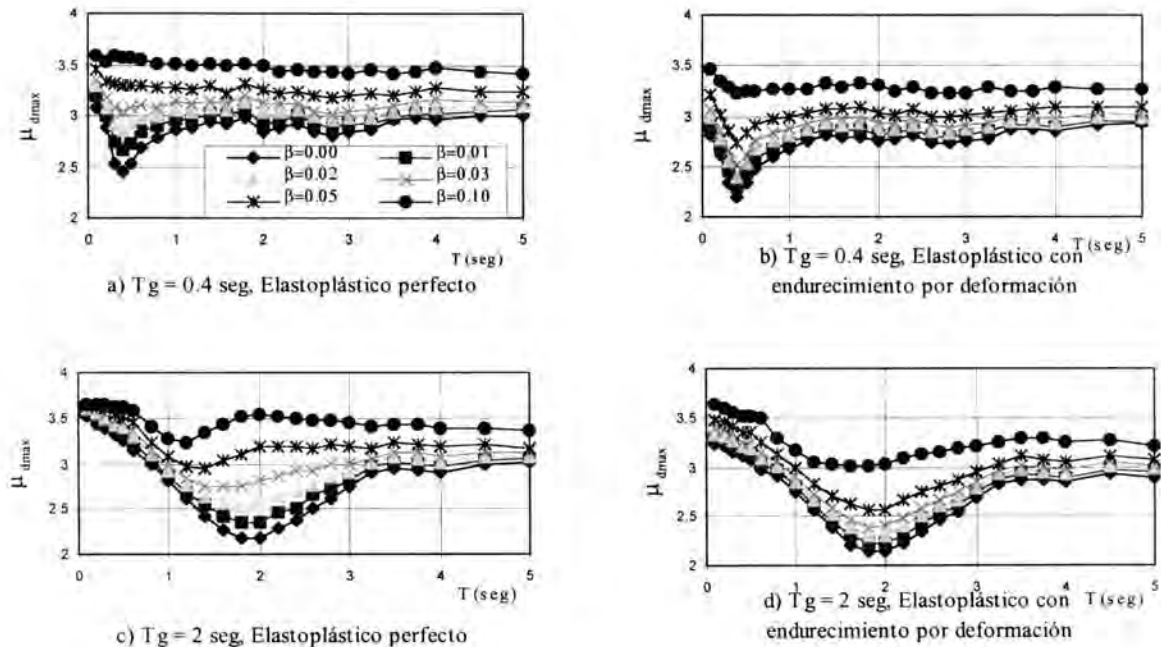


Fig 13. Efecto de la asimetría en fluencia en el valor de $\mu_{\delta_{m\acute{a}x}}$

sujetos a un estado de deformación monótonicamente creciente como el que se ilustra en la *Figura 5*. Note que acorde a la *Tabla 1*, el uso de DMI_{pA} para sistemas con $\mu_{\delta u}$ de 4 da lugar a un $\mu_{\delta máx}$ de 3.6. Si se toma en consideración que los SIGL involucrados en la *Figura 13* alcanzan un $\mu_{\delta u}$ de 4, puede concluirse que los valores de $\mu_{\delta máx}$ de 3.4 a 3.6 en los SIGL con β de 0.10 en la *Figura 13a*, implican que estos exhiben un comportamiento como el ilustrado en la *Figura 5* (esto es, exhiben un solo ciclo de deformación monótonicamente creciente hasta su falla). Finalmente, se puede notar que los valores de $\mu_{\delta máx}$ asociados a los SIGL con endurecimiento por deformación (*Figuras 13b y 13d*) tienden a ser menores que aquellos para sistemas elastoplásticos perfectos (*Figuras 13a y 13c*), sobretodo para T cercano a T_g .

La *Figura 14* ilustra la influencia del comportamiento histerético en los espectros normalizados de resistencia de daño constante. Comparando la *Figura 11c* con la *Figuras 14a y 14b*, todas obtenidas para excitaciones sísmicas con T_g de 2 s, es posible concluir que el comportamiento histerético de los SIGL con asimetría en fluencia tiene un efecto importante en su respuesta sísmica. En particular, tanto la fluencia gradual como la degradación de la rigidez en los SIGL se reflejan en reducciones importantes del efecto de la asimetría en fluencia, sobre todo para SIGL con T cercano a T_g . A manera de ejemplo, considere SIGL con T de 2 s y β de 0.1. Para un comportamiento elastoplástico perfecto, *Figura 11c*, la ordenada normalizada es aproximadamente igual a 2.2, mientras que para una fluencia gradual, *Figura 14a*, y degradación de rigidez, *Figura 14b*, estas ordenadas son del orden de 1.6 y 1.2, respectivamente.

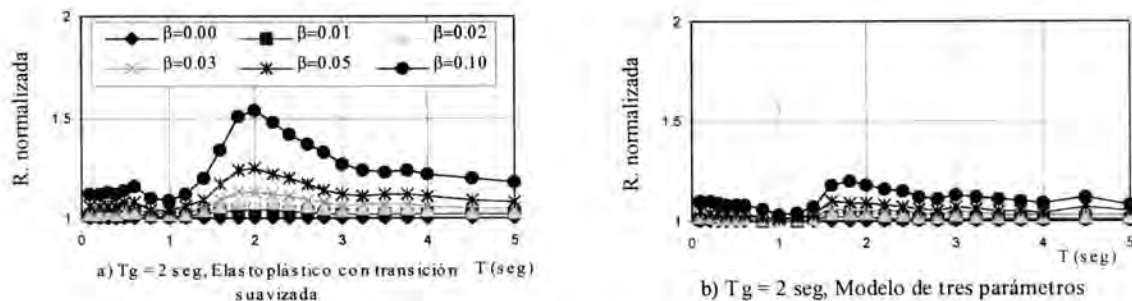


Fig 14. Efecto de la asimetría en fluencia en espectros de daño constante, obtenidos a partir de SIGL, con diferente comportamiento histerético

Espectros de resistencia predeterminada

En este trabajo, se consideran los espectros de resistencia predeterminada para evaluar los requerimientos de las NTCS para la revisión y diseño de estructuras con asimetría en fluencia. Los SIGL que se contemplan en un espectro de resistencia predeterminada tienen la particularidad de que su resistencia se determina siguiendo alguno de los patrones predefinidos de resistencia mostrados en la *Figura 7*. En este artículo se discutirán espectros de daño, evaluados por medio de DMI_{pA} , para resistencias predeterminadas. Para facilitar la interpretación de los mismos, hay que recordar que un DMI_{pA} mayor o igual a 1.0 está asociado a la falla de la estructura y, por lo tanto, representa un comportamiento inaceptable. Finalmente, cabe aclarar que los espectros presentados en esta sección se

obtuvieron a partir de la componente EO del acelerograma registrado cerca de SCT durante 1985.

Como se comentó con anterioridad, las NTCS especifican que: "si el desplome excede de 0.01 veces su altura, se tomará en cuenta la asimetría multiplicando las fuerzas sísmicas de diseño por $1 + 5Qf$...". Interpretando estos requerimientos para el diseño de cada uno de los S1GL que forman parte de los espectros que se presentan en esta sección, se procedió conforme a lo siguiente:

- Se planteó un valor de α (Figura 1b) para caracterizar el desplome del S1GL, $\alpha = f$.
- El cortante basal del S1GL con desplome α , $V_{b\alpha}$, se estimó como $V_{b\alpha} = (1 + 5Q\alpha)V_{bo}$, donde Q es igual a 4 y V_{bo} es el cortante basal resistente (incluyendo sobrerresistencia) del S1GL sin asimetría en fluencia.
- El grado de asimetría en fluencia β_α del S1GL con desplome α se estimó como $\beta_\alpha = \alpha/c_\alpha$ ($\beta_\alpha = f/c_\alpha$), donde c_α es $V_{b\alpha}$ normalizado por el peso del S1GL.
- Finalmente, se analizó la respuesta del S1GL con cortante basal $V_{b\alpha}$ y asimetría en fluencia caracterizada por β_α .

La Figura 15 muestra el comportamiento de S1GL, diseñados para un $Q = 4$ en la zona de suelo blando del DF, y cuyo diseño de resistencia contempló los requerimientos de las NTCS para asimetría en fluencia. Las Figuras 15a y 15b evalúan el desempeño sísmico de S1GL con comportamiento elastoplástico perfecto. Al respecto, la Figura 15a muestra que los S1GL cuya resistencia se estima a partir del patrón SR1 y que tienen un T cercano a T_g , que en este caso es de 2 s, exhiben un comportamiento inadecuado (DMI_{pA} es mayor que 1.0), aún para un desplome (α) de cero. Además, puede concluirse que para S1GL con α mayor que cero y T cercano a T_g , los requerimientos de las NTCS dan lugar a S1GL que exhiben un nivel de daño mayor al que se esperaría si los S1GL no tuvieran asimetría en fluencia. Para otros valores de T , el valor de DMI_{pA} asociado a los S1GL (con o sin asimetría) tiende a ser menor que 1 y a disminuir conforme T se aleja de T_g . Además, para T lejano de T_g , el nivel de daño en los S1GL con asimetría tiende a ser menor que aquel asociado a los S1GL con α de cero. La Figura 15b muestra tendencias similares a la Figura 15a. Sin embargo, puede notarse que los S1GL con T cercano a T_g y resistencia obtenida a partir del patrón SR2 exhiben un DMI_{pA} cercano a 1.0 cuando α es igual a cero. Como en el caso del patrón SR1, cuando los S1GL tienen una resistencia obtenida acorde al patrón SR2, los requerimientos de las NTCS para asimetría en fluencia resultan poco conservadores para T cercano a T_g , y muy conservadores para T lejano a T_g .

Mediante la comparación de las Figuras 15c y 15d con las Figuras 15a y 15b, se observa que los S1GL con comportamiento elastoplástico suavizado y comportamiento elastoplástico perfecto muestran un desempeño sísmico similar para α igual a cero: para el patrón SR1, los S1GL cuyo T es similar a T_g exhiben valores de DMI_{pA} cercanos a 1.35; mientras que para el patrón SR2, los valores de DMI_{pA} son ligeramente mayores que 1.0. Sin embargo, en lo que se refiere al comportamiento de S1GL con T cercano a T_g , cabe aclarar que, a diferencia de S1GL con comportamiento elastoplástico perfecto, las NTCS producen S1GL con comportamiento elastoplástico suavizado cuyo nivel de daño tiende a decrecer con un incremento en α . Como puede verse en las Figuras 15c y 15d, este decremento también se observa para S1GL con T lejano a T_g .

Las Figuras 15e y 15f muestran que para SIGL con comportamiento histerético con degradación de rigidez y un α de cero, el patrón de resistencias SR1 produce SIGL con T cercanos a T_g que exhiben valores de DMI_{PA} cercanos a 1.70; mientras que el patrón SR2 conduce, en las mismas circunstancias, a valores de DMI_{PA} alrededor de 1.4. En lo que se refiere al comportamiento de SIGL con T cercano a T_g , puede notarse que las NTCS producen SIGL cuyo nivel de daño decrece de manera muy importante con un incremento en α . Como puede verse en las Figuras 15c y 15d, este decremento también se observa para SIGL con T lejano a T_g .

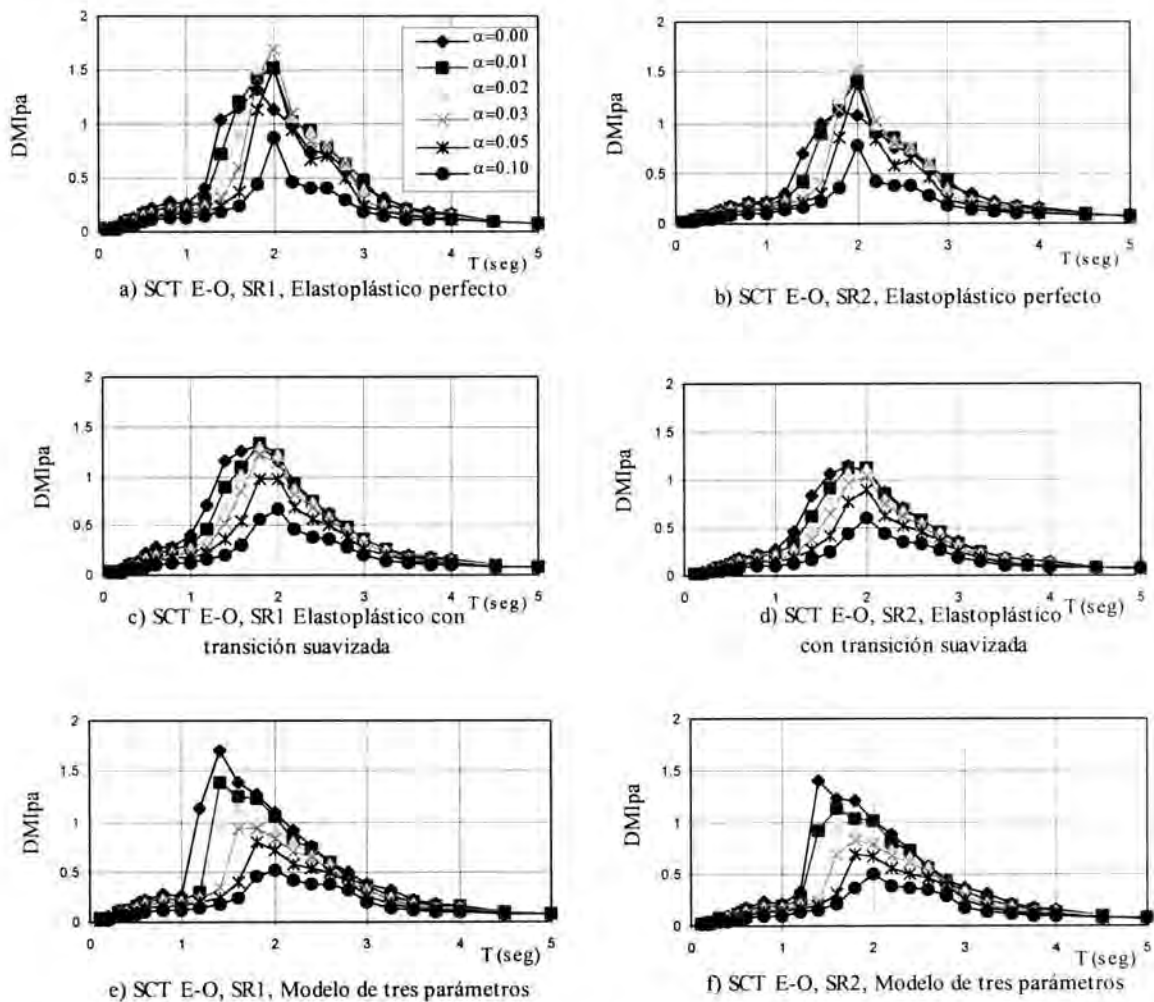


Fig 15. Efecto de la asimetría en fluencia en el valor de DMI_{PA} , para espectros con resistencia predeterminada

CONCLUSIONES

La respuesta sísmica de estructuras sismorresistentes con asimetría en fluencia sólo podrá entenderse si se consideran de manera sistemática varias de las características de las estructuras y de los movimientos del terreno. Dentro de este contexto, la resistencia y comportamiento histerético de las estructuras, así como el contenido de frecuencias de la

excitación juegan un papel tan importante, que una normatividad que no las contemple explícitamente conducirá en muchos casos a diseños o revisiones poco adecuados.

Se ha hecho notar que, aunque por lo general las NTCS contemplan requerimientos muy conservadores para la revisión o diseño de sistemas con asimetría en fluencia, en algunos casos pueden conducir a diseños poco conservadores. Para mejorar estas circunstancias, se recomienda elaborar una reglamentación que cuantifique el efecto de asimetría en fluencia en función del tipo de suelo donde se ubica la estructura, de la relación que guarda su periodo fundamental de traslación con aquel de la excitación y, de ser posible, del comportamiento histerético que exhibe la estructura. Además, dado que el desplome (α) no proporciona información suficiente para caracterizar el grado de asimetría en fluencia, la racionalización de las NTCS debería contemplar la necesidad de estimar la resistencia última de la estructura con miras a cuantificar el grado de asimetría en fluencia por medio del parámetro $\beta = \alpha/c$.

El estudio presentado aquí se limitó a la respuesta de sistemas sobresimplificados de un grado de libertad y a sismos con contenidos de frecuencias limitados. Por tanto, es necesario continuar el estudio del comportamiento de estructuras con asimetría en fluencia. Dado que actualmente se lleva a cabo un proyecto de investigación enfocado a estudiar el efecto que la asimetría en fluencia tiene en sistemas de varios grados de libertad, así como la influencia de los efectos de segundo orden en este fenómeno, por el momento no se presenta una propuesta concreta para modificar las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo.

AGRADECIMIENTO

Los autores agradecen a los profesores Vitelmo Bertero y Emilio Sordo las fructíferas discusiones que sostuvieron en el tema que trata este artículo.

REFERENCIAS

- Araiza, F., Arroyo, D., Márquez R., Cano A. y Bravo O.*, 1997; "Características Mecánicas y desempeño sísmico de marcos dúctiles de concreto reforzado en la zona de terreno compresible del Distrito Federal;" Proyectos Terminales, Area de Estructuras; Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco.
- Bertero, R.D. y Bertero, V.V.*, 1992; "Tall reinforced concrete buildings: conceptual earthquake-resistant design methodology;" Reporte No. UCB/EERC-92/16; Universidad de California, Berkeley.
- Chung, Y.S., Meyer, C. y Shinozuka, M.*, 1987; "Seismic damage assessment of reinforced concrete members;" Reporte Técnico NCEER-87-0022; National Center for Earthquake Engineering Research; Búfalo, Nueva York.
- Cosenza, E., Manfredi, G. y Ramasco, R.*, 1990; "An evaluation of the use of damage functionals in earthquake-resistant design;" Memorias del IX Congreso Europeo de Ingeniería Sísmica, Vol. 9, pp. 303-312; Moscú.

- Fajfar, P., Vidic, T. y Fischinger, M., 1992; "On energy demand and supply in SDOF systems;" Nonlinear seismic analysis and design of reinforced concrete buildings, pp. 41-62; Elsevier Applied Science.
- Flores, F. y González, G., 1997; "Uso de sistemas pasivos de disipación de energía en edificios localizados en la Cd. de México". Proyectos Terminales, Area de Estructuras; Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco.
- Hodder, S.B., 1983; "Computer processing of New Zealand strong-motion accelerograms;" Memorias de la Tercera Conferencia Regional del Pacífico del Sur de Ingeniería Sísmica; Vol. 1; Nueva Zelanda.
- Krawinkler, H. y Nassar A.A., 1992; "Seismic design based on ductility and cumulative damage demands and capacities;" Nonlinear seismic analysis and design of reinforced concrete buildings, pp. 95-104; Elsevier Applied Science.
- Kunnath, S.K. et al, 1990; "Analytical modeling of inelastic seismic response of R/C structures;" *Journal of Structural Engineering*, ASCE Vol. 116, No.4, pp. 996-1017.
- Lai, S.P. 1982; "Statistical characterization of strong ground motions using power spectral density function;" *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 72, No.1, pp. 259-274.
- Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo, 1993; *Gaceta Oficial del Departamento del Distrito Federal*.
- Osteraas, J. y Krawinkler, H., 1989; "Behavior of steel buildings;" *Earthquake Spectra*, Vol. 5, No. 1, pp. 1-26; California.
- Park, Y.J., Ang, A.H. y Wen, Y.K., 1987; "Damage-limiting aseismic design of buildings;" *Earthquake Spectra*, Vol. 3, No. 1, pp. 1-26; California.
- Ruiz, S., Rosenblueth, E., y Diederich, R., 1987; "Respuesta sísmica de estructuras con asimetría en fluencia;" Memorias del VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, pp. C45-C59; Querétaro.
- Ruiz, S.E. y Rosas, H., 1990; "Factor de amplificación de la respuesta de estructuras con resistencia asimétrica;" *Revista de la Sociedad Mexicana de Ingeniería Sísmica*, No. 39, pp. 15-26.
- Ruiz, S.E. 1991; "Influence of intensity of motion on the seismic response of structures with asymmetric force-deformation curves;" *Journal of earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 20, pp. 1-9.
- Tajimi, H., 1960; "A statistical method for determining the maximum response of a building structure during an earthquake;" Memorias del Segundo Congreso Mundial de Ingeniería Sísmica, Vol. 11; Tokio.
- Terán, A., Carballo, J.E. y Bertero, V.V., 1993, "Comportamiento No Lineal de Estructuras Inclinadas;" Memorias del X Congreso nacional de Ingeniería Sísmica, Puerto Vallarta, Jalisco.
- Terán-Gilmore, A., 1996; "Performance-based earthquake-resistant design of framed buildings using energy concepts;" Ph.D. Dissertation, Department of Civil Engineering; University of California at Berkeley.

- Terán-Gilmore, A.*, 1997; "Energy Concepts and Damage Indices; Memorias del Symposium CUREe-EERC en honor al Prof. Vitelmo Bertero, pp. 133-140.
- Trifunac, M.D.*, y *Bray, A.G.*, 1975; "A study on the duration of strong earthquake ground motion;" *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 65, No.3, pp. 581-626.
- Tung, A.T.Y.* et al, 1992; "Statistical parameters of AM and PSD functions for the generation of site-specific strong ground motions;" Memorias del X Congreso Mundial de Ingeniería Sísmica, Vol. 2, pp. 867-872; Madrid.
- Williams, M.S.* y *Sexsmith, R.G.*, 1995; "Seismic damage indices for concrete structures: a state-of-the-art review;" *Earthquake Spectra*, Vol. 11, No. 2, pp. 319-349; California.