

## FACTORES DE AMPLIFICACIÓN DE RESISTENCIA PARA EL DISEÑO DE ESTRUCTURAS CON ASIMETRÍA EN FLUENCIA

Federico Valenzuela Beltrán<sup>(1)</sup>, Sonia E. Ruiz Gómez<sup>(1)</sup>, Alfredo Reyes Salazar<sup>(2)</sup> y Amador Terán Gilmore<sup>(3)</sup>

### RESUMEN

Se presenta un criterio basado en un análisis de confiabilidad para estimar factores de amplificación de resistencia para estructuras con asimetría en fluencia. La metodología involucra el cálculo de tasas medias anuales de excedencia de la demanda estructural de sistemas con diferentes niveles de asimetría. Se proponen expresiones matemáticas simplificadas para varias condiciones del suelo del valle de México. Las expresiones dependen de la ductilidad de los sistemas estructurales, su nivel de asimetría, su periodo fundamental de vibración y el periodo dominante del suelo. Las expresiones resultantes se comparan con las recomendadas en las *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo* (NTCDS-2004) del *Reglamento de Construcciones del Distrito Federal* (RCDF-2004), así como con las que se especifican en el *Manual de Obras Civiles: Diseño por Sismo* (MOC-2015). Finalmente, la validez de las expresiones propuestas se comprueba mediante un ejemplo de aplicación a un edificio regular de concreto reforzado de 9 niveles que exhibe asimetría en fluencia producto de un desplomo. Las expresiones aquí propuestas se recomiendan en la sección 2.5 de la nueva versión de las *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo* (NTCDS-2017).

**Palabras clave:** confiabilidad estructural; asimetría en fluencia; diseño sísmico; análisis de riesgo sísmico

## STRENGTH AMPLIFICATION FACTORS FOR THE DESIGN OF STRUCTURES WITH ASYMMETRIC YIELDING

### ABSTRACT

A reliability-based criterion to estimate strength amplification factors for structures with asymmetric yielding is presented. The methodology involves the calculation of mean annual rates of exceedance of the structural demand of systems with different levels of asymmetric yielding. Simplified mathematical expressions are proposed for different soil conditions of the valley of Mexico. The expressions depend on several factors: the ductility of the structural systems, their level of asymmetric yielding, their fundamental vibration period and the dominant period of the soil. The resultant expressions are compared with those recommended by the *Complementary Technical Norms for*

---

Artículo recibido el 25 de abril de 2017 y aprobado para su publicación el 29 de octubre de 2018. Se aceptarán comentarios y/o discusiones hasta cinco meses después de su publicación

<sup>1</sup> Instituto de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México, Ciudad Universitaria, Del. Coyoacán, C.P. 04510, Ciudad de México, México. E-mail: [FValenzuelaB@iingen.unam.mx](mailto:FValenzuelaB@iingen.unam.mx), [SRuizG@iingen.unam.mx](mailto:SRuizG@iingen.unam.mx).

<sup>2</sup> Facultad de Ingeniería, Universidad Autónoma de Sinaloa, Ciudad Universitaria, Culiacán, Sinaloa, México. E-mail: [reyes@uas.edu.mx](mailto:reyes@uas.edu.mx).

<sup>3</sup> Departamento de Materiales, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, Av. San Pablo No. 180, Col. Reynosa Tamaulipas, Del. Azcapotzalco, C.P. 02200, Ciudad de México, México. E-mail: [tga@correo.azc.uam.mx](mailto:tga@correo.azc.uam.mx).

*Earthquake Resistant Design (NTCDS-2004)* of the *Mexico City Building Code (RCDF-2004)*, as well as to those specified in the *Manual de Obras Civiles: Diseño por Sismo (MOC-2015)*. Finally, the validity of the proposed expressions is verified with an illustrative example of a 9-story regular reinforced concrete building exhibiting asymmetric yielding produced by tilting. The expressions proposed here were included in Section 2.5 of the new version of the *Complementary Technical Norms for Earthquake Resistant Design (NTCDS-2017)*.

**Keywords:** structural reliability; asymmetric yielding; seismic design; seismic risk analysis

## INTRODUCCIÓN

El valle de México se compone de distintos tipos de suelo, que van desde suelo firme hasta suelo muy blando. Las estructuras desplantadas en suelos blandos son las que generalmente presentan mayores problemas estructurales. Una de esas complicaciones es que las edificaciones pueden sufrir inclinación debido a asentamientos diferenciales, lo que conduce a tener un comportamiento asimétrico en fluencia; es decir, que la estructura presenta diferentes resistencias de fluencia en los dos sentidos de una dirección de análisis. Las estructuras simétricas en fluencia tienden a oscilar alrededor de su posición no deformada cuando se ven sujetas a excitaciones sísmicas, y sus demandas de deformación plástica tienen a contrarrestarse entre ellas. Por otro lado, las estructuras con asimetría en fluencia tienden a acumular las demandas de deformación plástica en su dirección más débil, es decir, que desarrollan direcciones “fuerte” y “débil”. Existen varias razones por las que una estructura tiene resistencias de fluencia diferentes en direcciones opuestas, por ejemplo: asimetría en las cargas verticales, estructuras con fachadas inclinadas, estructuras con elementos estructurales que respondan de manera diferente en cada sentido de la excitación sísmica, presencia de mezzanines, desplomo de la construcción, etc. (ver Figs. 1a, 1b y 1c). Este comportamiento, que en lo sucesivo se llama “asimetría en fluencia” o “comportamiento asimétrico” puede afectar significativamente el desempeño sísmico de las edificaciones, especialmente cuando se ven sujetas a movimientos sísmicos intensos de larga duración, como los que se presentan en el suelo blando del valle de México.

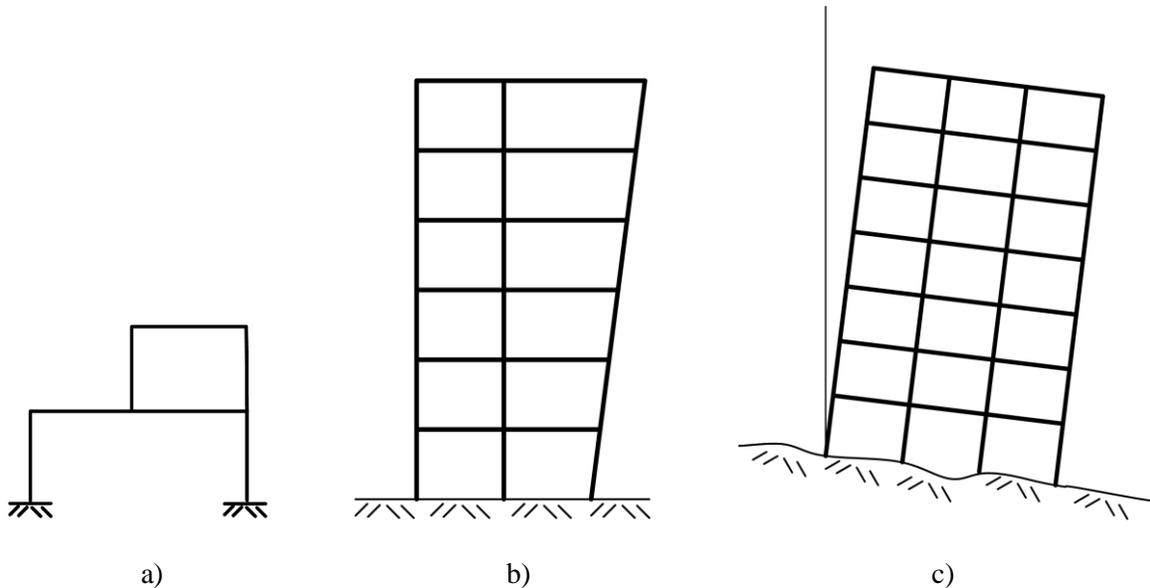


Fig. 1. Algunos ejemplos de estructuras con asimetría en fluencia: a) asimetría en cargas verticales, b) estructuras con fachadas inclinadas, c) estructuras con desplomo

Existen varias soluciones para mejorar el comportamiento deficiente de un edificio con asimetría en fluencia sujeto a movimientos sísmicos intensos. La solución depende de cada problema particular. Algunas soluciones pueden ser de tipo geotécnico, otras de tipo estructural (reforzando la estructura), o bien combinando ambos tipos de soluciones (García Jarque, 2016; Camba, 2016; comunicación personal).

El presente estudio se enfoca en soluciones exclusivamente del tipo estructural. Bajo ese enfoque, una estructura que exhibe un comportamiento asimétrico en fluencia se debe diseñar para fuerzas sísmicas más grandes que una estructura con las mismas características, pero sin asimetría en fluencia. Lo anterior lleva a la necesidad de contar con *factores de amplificación de resistencia (FA)* del espectro de diseño con el objetivo de que la estructura con asimetría en fluencia presente una *confiabilidad* similar a la de su contraparte simétrica.

Los códigos de diseño futuros estarán orientados no sólo a garantizar un desempeño sísmico satisfactorio, sino niveles adecuados de confiabilidad estructural, lo que permitirá a los ingenieros estructurales diseñar para un desempeño pre-establecido en las estructuras. El presente trabajo se enfoca desde ese punto de vista. En la primera parte se proponen expresiones matemáticas sobre *factores de amplificación de resistencia* del espectro de diseño sísmico para el diseño o el refuerzo de estructuras con asimetría en fluencia, de manera que las estructuras con asimetría (cuya resistencia lateral se amplifica con los factores propuestos en este estudio) presenten una tasa media anual de excedencia de su demanda estructural similar a la de estructuras sin asimetría en fluencia. En la segunda parte, se presenta un ejemplo ilustrativo de un edificio de 9 niveles que exhibe asimetría en fluencia producto de un desplomo, en donde se emplean las expresiones propuestas.

## REVISIÓN DE LINEAMIENTOS DE DISEÑO EN MÉXICO

Debido a que el resultado de esta investigación sirvió de base para proponer nuevas expresiones para el cálculo de factores de amplificación de resistencia para estructuras con comportamiento asimétrico que se incluyeron en las NTCDS-2017, es interesante mencionar las recomendaciones sobre el diseño y refuerzo de estructuras con asimetría en fluencia que se especificaban: a) en las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo (NTCDS-2004) del Reglamento de Construcciones del Distrito Federal (RCDF-2004), y b) las que actualmente se especifican en el Manual de Obras Civiles - Diseño por Sismo (MOC-2015) de la Comisión Federal de Electricidad, con el fin de ilustrar sus diferencias.

### a) *Especificaciones de las NTCDS-2004*

Los procedimientos de diseño del refuerzo de estructuras con asimetría en fluencia que recomiendan las NTCDS-2004 se basan en estudios simples (Ruiz *et al.*, 1989; Ruiz y Rosas, 1990) y en juicio ingenieril. Tales procedimientos fueron establecidos en 1987, y no consideran el efecto de factores importantes en el desempeño sísmico de estructuras con asimetría en fluencia, que en algunos casos pueden llevar a situaciones del lado de la inseguridad. La Sección 8.8 de las NTCDS-2004 titulada “*Comportamiento asimétrico*” especifica lo siguiente:

*“En el diseño de estructuras cuyas relaciones fuerza–deformación difieran en sentidos opuestos, se dividirán los factores de resistencia que corresponden según las Normas respectivas, entre el siguiente valor:*

$$1+2.5dQ \tag{1}$$

donde  $Q$  es el factor de comportamiento sísmico,  $d$  es la diferencia en los valores de  $a/Q'$ , expresados como fracción de la gravedad, que causarían la falla o fluencia plástica de la estructura en uno y otro sentido de la dirección de análisis,  $a$  es la ordenada del espectro de diseño como fracción de la gravedad y  $Q'$  es factor de reducción de las fuerzas sísmicas con fines de diseño, función del periodo natural”.

Para estructuras que exhiban asimetría en fluencia producto de un desplomo, las NTCDS-2004 en su Sección 11 titulada “Estructuras existentes” recomiendan lo siguiente:

“Tratándose de estructuras cuyo comportamiento en sentidos opuestos sea asimétrico por inclinación de la estructura con respecto a la vertical, si el desplomo de la construcción excede de 0.01 veces su altura, se tomará en cuenta la asimetría multiplicando las fuerzas sísmicas de diseño por  $1+10f$  cuando se use el método simplificado de análisis sísmico, o por  $1+5Qf$  cuando se use el estático o el dinámico modal, siendo  $f$  el desplomo de la construcción dividido entre su altura. Si se emplea el método dinámico de análisis paso a paso se hará consideración explícita de la inclinación”.

b) Especificaciones del MOC-2015

Los lineamientos del MOC-2015 para estructuras con comportamiento asimétrico, se derivaron usando un criterio de daño constante mediante el índice de daño de Park y Ang (Terán y Arroyo, 2005). Los lineamientos no consideran sistemas estructurales ubicados en suelos con periodos dominantes mayores a 2 s. En el MOC-2015 se recomienda lo siguiente:

“En el diseño de estructuras cuyas relaciones fuerza-deformación difieran en sentidos opuestos se dividirán los factores de resistencia correspondientes entre el factor  $A_{ca}(T_{e0})$ , siendo para terrenos Tipo I”:

$$A_{ca}(T_{e0}) = 1 + d \left( 1 + \frac{k_1 T_{e0}^{k_2}}{k_3 + T_{e0}^{k_2}} \right) \quad (2)$$

y para terreno blando (Tipo II y III):

$$A_{ca}(T_{e0}) = 1 + d \left[ 1 + \frac{k_1 \left( \frac{T_{e0}}{T_s} \right)^{k_2}}{k_3 + \left| \frac{T_{e0}}{T_s} - 1 \right|} \right] \quad (3)$$

donde:

$A_{ca}(T_{e0})$ : factor de amplificación por comportamiento asimétrico

$T_{e0}$ : periodo fundamental de la estructura

$T_s$ : periodo dominante del terreno

$d$ : es la diferencia entre el valor de la relación  $a(T_{e0}, \beta) / [Q'(T_{e0}, Q)R(T_{e0}, R_0)\rho]$  o  $a(T_{e0}, \beta)A_{ca}(T_{e0}) / [Q'(T_{e0}, Q)R(T_{e0}, R_0)\rho]$  según sea el caso, que causarían la falla o la fluencia plástica de la construcción en uno y otro sentido, expresados como fracción de la gravedad, en donde el factor de amortiguamiento,  $\beta(T_{e0}, \xi_e)$ , se evalúa en  $T_{e0}$ ;  $a(T_{e0}, \beta)$  es la ordenada espectral normalizada,  $Q'(T_{e0}, Q)$  es el factor reductor por ductilidad,  $R(T_{e0}, R_0)$  es el factor reductor por sobre-resistencia,  $Q$  es el factor de comportamiento sísmico,  $\rho$  es el factor por redundancia y  $A_{ca}(T_{e0})$  es el factor de amplificación por comportamiento histerético degradante

$k_1, k_2, k_3$ : son parámetros que dependen del tipo de terreno y del comportamiento histerético supuesto para el sistema estructural y cuyos valores se proporcionan en la Tabla 1”

Tabla 1. Valores de los parámetros  $k_1, k_2$  y  $k_3$

Tipo de Terreno	Comportamiento	$k_1$	$k_2$	$k_3$
Blando (Tipo II y III)	Elastoplástico	1.7 - 2.9d	0.6	0.2
	Degradante	4.2 -8.6d	1.5	0.6
Firme o roca (Tipo I)	Elastoplástico	0.25 - 0.1d	0.6	0.2
	Degradante	1	1.5	0.6

Se puede observar que las expresiones que se recomendaban en las NTCDS-2004 no tomaban en cuenta varios parámetros que, según estudios recientes sobre el tema (Terán y Arroyo, 2005; Valenzuela-Beltrán *et al.*, 2018) son importantes para el desempeño sísmico de las estructuras que exhiben asimetría en fluencia. Además, los factores de amplificación de resistencia obtenidos con dichas expresiones no tomaban en cuenta el efecto del tipo de suelo sobre el que están desplantadas las estructuras. Por otra parte, de las Ecs. 2 y 3, así como de la Tabla 1, se puede observar que las expresiones recomendadas actualmente en el MOC-2015 sí consideran factores como el periodo dominante del suelo donde se desplanta la estructura, así como diferentes comportamientos histeréticos; sin embargo, esas expresiones se obtuvieron considerando un catálogo limitado de registros sísmicos y no se basan en un análisis de confiabilidad. Más adelante se presenta un análisis comparativo de las expresiones mencionadas en esta sección con las resultantes del presente estudio.

## ESTUDIOS REALIZADOS EN MÉXICO Y OBJETIVOS DE LA INVESTIGACIÓN

Algunas expresiones matemáticas para obtener factores que permitan amplificar la resistencia lateral de diseño de estructuras con asimetría en fluencia se introdujeron por primera vez en el RCDF en 1987; desde entonces varios investigadores mexicanos han estudiado este tema. Ruiz *et al.* (1989), usando sistemas de un grado de libertad (S1GL) con comportamiento histerético bilineal, encontraron que las demandas de ductilidad de sistemas con asimetría en fluencia sometidos a la acción de sismos de banda angosta tienden a ser mucho mayores que las correspondientes a estructuras simétricas, y propusieron expresiones para considerar dicho incremento en la demanda de ductilidad. Ruiz y Rosas (1990) dedujeron una expresión para calcular el factor esperado de amplificación de las fuerzas sísmicas de diseño para tomar en cuenta la asimetría en fluencia de las estructuras; concluyeron que la expresión obtenida era más conservadora que los requerimientos incluidos en las NTCDS del RCDF-1987, y sugirieron que era necesaria una modificación a las normas. Ruiz (1991) estudió la influencia de la duración del movimiento sísmico en la respuesta de estructuras con asimetría en fluencia. Terán-Gilmore *et al.* (2000) estudiaron la respuesta dinámica de S1GL con asimetría en fluencia diseñados con los requerimientos del RCDF, concluyeron que para el diseño de estructuras con asimetría en fluencia era necesario tomar en cuenta factores como el comportamiento histerético y la resistencia lateral de la estructura, el contenido de frecuencias y la duración de la excitación sísmica. Terán y Arroyo (2005) a través del estudio de S1GL con comportamiento elasto-plástico perfecto y comportamientos histeréticos con diferentes niveles de degradación, propusieron expresiones para estimar un factor de amplificación de resistencia para el diseño de estructuras sismo-resistentes con asimetría en fluencia; en su estudio emplean tres conjuntos de acelerogramas artificiales basados en las características estadísticas de tres movimientos sísmicos correspondientes a registros obtenidos en terrenos firme, intermedio y blando. Terán Gilmore y Ruiz Martínez (2006) aplicaron las expresiones propuestas por Terán y Arroyo (2005) a un edificio de varios niveles y crujiás, con asimetría en fluencia, y alternativamente sin ésta; concluyeron que dichas expresiones pueden aplicarse para la

evaluación y diseño de estructuras sismo-resistentes complejas, asimismo mencionan que para los casos que ellos analizaron, los efectos P- $\Delta$  no tienen una influencia de importancia en el desempeño sísmico de dichas edificaciones.

A pesar de las contribuciones mencionadas en el párrafo anterior acerca de estudios realizados sobre estructuras con asimetría en fluencia en el valle de México, todos ellos se han limitado a análisis estadísticos de SIGL sujetos a análisis sísmicos unidireccionales; además, los factores de amplificación de resistencia propuestos corresponden sólo a algunos sitios del valle de México. La consideración explícita del nivel de asimetría, la influencia de dos componentes ortogonales de los movimientos sísmicos, y los niveles de confiabilidad implícitos en la estimación de los factores de amplificación de resistencia, no había sido discutida. En el estudio por Valenzuela-Beltrán *et al.* (2018) se propuso una metodología basada en un análisis de confiabilidad y se tomaron en cuenta algunos de los parámetros mencionados; sin embargo, en el estudio en cuestión no se consideró la influencia del tipo de suelo en las expresiones propuestas y solo se usó un número limitado de movimientos sísmicos registrados en el suelo blando de la Ciudad de México. El presente estudio se enfoca desde el punto de vista de análisis de riesgo sísmico y se consideran algunos de los aspectos antes mencionados; además, se considera una gran cantidad de movimientos sísmicos registrados en suelos con diferentes características del valle de México.

Los principales objetivos de esta investigación son los siguientes: 1) aplicar una metodología que se basa en un análisis de confiabilidad para estimar factores de amplificación de resistencia para estructuras con asimetría en fluencia, 2) proponer expresiones matemáticas simplificadas para ese propósito, correspondientes a zonas con diferentes condiciones de suelo del valle de México, y 3) verificar la validez de las expresiones propuestas mediante un ejemplo de aplicación a un edificio de concreto reforzado de varios niveles y crujeas ubicado en la Ciudad de México.

## METODOLOGÍA

### Evaluación de la confiabilidad estructural

Uno de los principales objetivos de la Ingeniería Sísmica es estimar los niveles de confiabilidad en las estructuras considerando las posibles intensidades de los temblores que pueden ocurrir en un sitio, durante un intervalo dado de tiempo. En los lineamientos de diseño sísmico existen varios formatos basados en confiabilidad (Ruiz, 2006), por ejemplo: a) semi-probabilístico (Rosenblueth, 1972), b) primer orden y segundos momentos (FOSM) (Cornell, 1969; Hao *et al.*, 2013), c) diseño por factores de carga y resistencia (LRFD) (Galambos y Ravindra, 1973; Basha y Babu, 2014), d) los basados en un *análisis de riesgo sísmico* (Cornell, 1996; Cornell *et al.*, 2002; Montiel y Ruiz, 2007; Baker y Gupta, 2016; Bradley *et al.*, 2015) y e) los basados en optimización (Frangopol, 1985; Esteva, 1980; Miller y Baker, 2015). En el presente estudio, la confiabilidad estructural se evalúa por medio de un formato basado en un *análisis de riesgo sísmico*. Usando este análisis, la confiabilidad sísmica de las estructuras se puede estimar combinando las relaciones entre las intensidades de los movimientos sísmicos y la respuesta estructural por medio de modelos de peligro sísmico (Cornell, 1968; Esteva, 1967; 1968; Bazzurro y Cornell, 1994; Cornell y Krawinkler, 2000; Deierlein, 2004). Las medidas de intensidad escalares ( $MI$ ), como la aceleración espectral en el periodo fundamental de vibración de la estructura ( $S_a(T_1)$ ), se usan frecuentemente para establecer la relación entre el peligro sísmico y la respuesta estructural. Se han propuesto enfoques para estimar la confiabilidad estructural que no se basan en  $MI$  escalares sino en vectoriales (Han y Wen, 1997; Bazzurro *et al.*, 1998; Jalayer *et al.*, 2004; Bojórquez *et al.*, 2012); sin embargo, estas están fuera del alcance de este estudio.

En este estudio la *confiabilidad estructural* se evalúa, primeramente, estimando la probabilidad condicional de exceder un cierto nivel de un *Parámetro de Demanda Estructural (PDE)* para un nivel dado de *MI*, el cual se puede combinar con la curva de peligro sísmico asociada al sitio en estudio,  $v_{MI}$ , y al periodo fundamental de vibración del sistema estructural; esto, con el fin de estimar la tasa media anual de excedencia,  $v$ , de un valor particular de *PDE*, correspondiente a una intensidad  $y$ ,  $v_{EDP}(y)$ , de la siguiente manera (Esteva, 1967; Cornell, 1968):

$$v_{PDE}(y) = \int_{MI} \left| \frac{dv_{MI}(mi)}{d(mi)} \right| P(PDE > y | MI = mi) d(mi) \quad (4)$$

donde  $P(EDP > y | MI = mi)$  es la probabilidad condicional que  $PDE > y$ , para una  $MI = mi$ .  $\left| \frac{dv_{MI}(mi)}{d(mi)} \right|$  es el valor absoluto de la derivada de la curva de peligro sísmico asociada al sitio donde se localiza la estructura y a su periodo fundamental de vibración ( $T_1$ ).

En el presente estudio, la aceleración espectral en el periodo fundamental de vibración, como fracción de la gravedad ( $S_a(g)$ ), así como la demanda global de ductilidad ( $\mu$ ) de las estructuras se seleccionan como *MI* y *PDE*, respectivamente.

### Proceso de análisis

Los pasos a seguir en la metodología son los siguientes:

- 1) Se estima la respuesta sísmica de varios sistemas estructurales simplificados con diferentes características de coeficiente sísmico ( $c$ ), nivel de asimetría ( $\alpha$ ), y periodo de vibración ( $T_1$ ). Para ello se realiza un gran número de análisis no lineales paso a paso con el objetivo de obtener las demandas estructurales en función de la intensidad sísmica.
- 2) Una vez obtenida la demanda estructural en función de la intensidad, se calculan la mediana ( $D$ ) y la desviación estándar de sus logaritmos ( $\sigma_{\ln D}$ ).
- 3) Se obtienen *curvas de fragilidad* usando la Ec. (5):

$$P(PDE > y | MI = mi) = 1 - \Phi \left( \frac{\ln(y/D)}{\sigma_{\ln D}} \right) \quad (5)$$

donde todas las variables se han definido previamente, y  $\Phi$  representa la función de probabilidad acumulada Gaussiana.

- 4) Se calculan *curvas de tasas medias anuales de excedencia de ductilidad (CPD)* usando la Ec. (4) para sistemas estructurales simétricos, y alternativamente, para sistemas con diferentes niveles de asimetría en fluencia.
- 5) Con base en las *CPD* correspondientes a un gran número de sistemas estructurales con diferentes características, se obtienen *espectros de tasa de excedencia uniforme de ductilidad ( $\mu$ -ETEUE)* correspondientes a varios valores de tasa media anual de excedencia. Con el objetivo de mostrar explícitamente el incremento en la demanda de ductilidad esperada de sistemas con asimetría en fluencia con respecto a sistemas simétricos, se calculan cocientes entre los  $\mu$ -ETEUE correspondientes a sistemas con asimetría en fluencia con respecto a los asociados a sistemas simétricos.

- 6) En el siguiente paso se obtienen espectros de resistencia ( $ER$ ) para sistemas estructurales tanto simétricos como asimétricos en fluencia. Los  $ER$  se calculan a partir de los  $\mu$ - $E\text{TEU}$  usando un proceso de interpolación lineal (los detalles de este proceso de interpolación se pueden consultar en Valenzuela-Beltrán *et al.*, 2018).
- 7) Con la finalidad de cuantificar la resistencia lateral adicional de sistemas con asimetría en fluencia de manera que se logre una confiabilidad estructural y un desempeño sísmico equivalentes a sus contrapartes simétricos, se calculan relaciones entre los  $ER$  de sistemas estructurales con diferentes niveles de asimetría en fluencia con respecto a sistemas simétricos, como sigue:

$$R_{ER} = \frac{c[ER(T_1, \nu, \mu, \alpha)]}{c[ER(T_1, \nu, \mu, \alpha=0)]} \quad (6)$$

- 8) Se ajusta una expresión matemática simplificada a las relaciones entre los  $ER$  obtenidos en el paso 7), para ello se usa el método de *mínimos cuadrados*. La expresión propuesta resulta función del nivel de asimetría de los sistemas, de la relación entre su periodo fundamental de vibración con respecto al periodo dominante del suelo, y de la demanda de ductilidad de los sistemas. Las expresiones matemáticas resultantes se comparan con las que se recomiendan en las NTCDS-2004 y el MOC-15.
- 9) Se repiten los pasos 1) a 8) para varias zonas del valle de México con diferentes periodos dominantes (abarcando desde suelo firme hasta suelo muy blando). Las expresiones matemáticas resultantes para cada zona se comparan entre sí para evaluar la influencia del periodo dominante del suelo en los factores de amplificación de resistencia. A partir de lo anterior, se establecen reglas generales para toda la región (en este caso para todo el valle de México).
- 10) Finalmente, se verifica la aplicabilidad de las expresiones matemáticas propuestas mediante un ejemplo de aplicación a un edificio de concreto reforzado que exhibe asimetría en fluencia.

## MODELOS ESTRUCTURALES

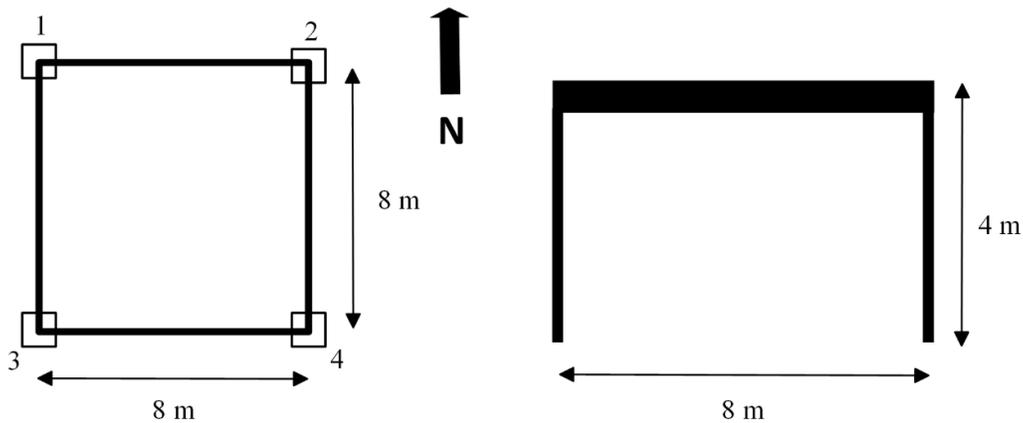
Los modelos estructurales simplificados que se usan en este estudio son modelos tridimensionales que presentan solamente un grado de libertad traslacional en cada dirección ortogonal (N-S y E-O), como se muestra en la Fig. 2. Los sistemas estructurales se consideran simétricos tanto en resistencia como en geometría. Toda la masa de los sistemas se concentra en la losa. El comportamiento histerético de los elementos estructurales se modela como elasto-plástico perfecto. Aunque se reconoce que algunas estructuras pueden presentar comportamiento estructural con degradación de rigidez y de resistencia, este efecto queda fuera del alcance del presente estudio. Se debe notar que los modelos estructurales usados en este estudio no son estrictamente sistemas de un grado de libertad (S1GL) ya que se pueden desarrollar fuerzas axiales en las columnas ante la acción de la excitación sísmica. El parámetro que cuantifica el nivel de asimetría en fluencia en los sistemas estructurales se denota como  $\alpha$ , y se define como el desplomo del sistema estructural ( $\delta$ ) en una dirección (producto de un asentamiento diferencial en sólo dos columnas, por ejemplo, en las columnas 2 y 4 de la Fig. 2a) dividido entre su altura ( $L$ ), como se indica en la Fig. 2b ( $\alpha = \delta/L$ ).

Es importante mencionar que el parámetro  $\alpha$  que cuantifica el nivel de asimetría que se considera en este estudio es equivalente al que se ha definido en los trabajos de Ruiz *et al.* (1989) y Terán y Arroyo (2005); por lo tanto, los resultados son válidos para cualquier causa que provoque un comportamiento de asimetría en fluencia (ver Fig. 1). La suposición anterior es válida solamente para sistemas estructurales en

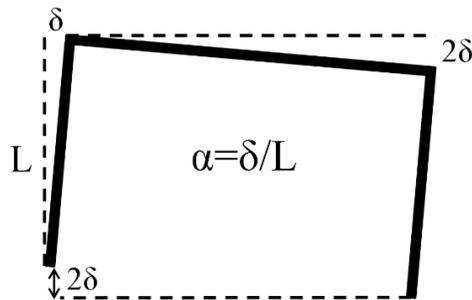
los cuales los efectos P- $\Delta$  no sean importantes. Es decir, el parámetro  $\alpha$  también puede definirse como (ver Fig. 3):

$$\alpha_{sd} = \frac{V_y^- - V_y^+}{2W} \quad (7)$$

donde  $V_y^-$  y  $V_y^+$  son los cortantes basales de fluencia en las direcciones fuerte y débil de la estructura, respectivamente;  $W$  es el peso total de la estructura a nivel de desplante y  $\alpha_{sd}$  es el parámetro de asimetría para una estructura sin desplomo. Se hace notar que la Ec. 7 es similar a la que aparece en la Ec. 2.5.3 de las NTCDS-2017.



a) Planta y elevación



b) definición del parámetro  $\alpha$

Fig. 2. Características de los modelos estructurales usados en este estudio

Cuando una estructura se somete a una deformación lateral monótonicamente creciente, el endurecimiento por deformación de sus elementos estructurales y el hecho de que no todos fluyen al mismo tiempo, produce un pendiente post-elástica positiva cuando no se consideran los efectos de segundo orden (P- $\Delta$ ); sin embargo, cuando se consideran dichos efectos, los momentos secundarios producidos por las cargas gravitatorias tienden a contrarrestar la fluencia gradual y el endurecimiento por deformación, lo que resulta en una pendiente post-elástica cercana a cero para deformaciones en el rango de interés (Terán-Gilmore *et al.*, 2000). En el presente estudio los efectos P- $\Delta$  se consideran implícitamente asignando una pendiente post-elástica igual a cero en el modelo histerético de los elementos estructurales. Es importante

mencionar que esta suposición es válida solamente para edificios que exhiban efectos P- $\Delta$  moderados. El estudio de estructuras con efectos P- $\Delta$  excesivos que pueden producir una pendiente post-elástica negativa está fuera del alcance de este estudio.

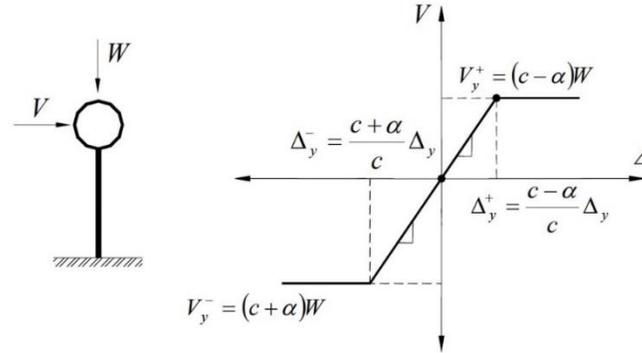


Fig. 3. Modelo de un grado de libertad sin desplomo y con asimetría en fluencia (Terán y Arroyo, 2005)

### ZONAS SÍSMICAS ANALIZADAS

Con el objetivo de proponer expresiones matemáticas simplificadas para varias condiciones de suelo del valle de México, este se dividió en 7 zonas de acuerdo con su periodo dominante, como se resume en la Tabla 2. Para ello, se seleccionaron decenas de movimientos sísmicos registrados en diferentes estaciones del valle de México, cuyas principales características se pueden consultar en Valenzuela-Beltrán (2018). Los registros corresponden a eventos de subducción con magnitud mayor o igual a 6.9 ( $M \geq 6.9$ ). Se puede observar en la Tabla 2 que el periodo dominante de las zonas seleccionadas varía desde aproximadamente 0.5 s para la Zona A (suelo firme) hasta alrededor de 3.5 s para la zona G (suelo muy blando). El periodo dominante de una determinada zona se define como el periodo donde el espectro *promedio* elástico de pseudo-aceleración alcanza su valor máximo. En la Fig. 4 se presentan los espectros elásticos de pseudo-aceleración para la componente E-O de las 7 zonas consideradas, incluyendo el espectro promedio obtenido para cada zona, el cual se representa con una línea gruesa. Los espectros se construyeron considerando el 5% del amortiguamiento crítico.

Tabla 2. Clasificación del valle de México de acuerdo con el periodo dominante del suelo (Castillo y Ruiz, 2014)

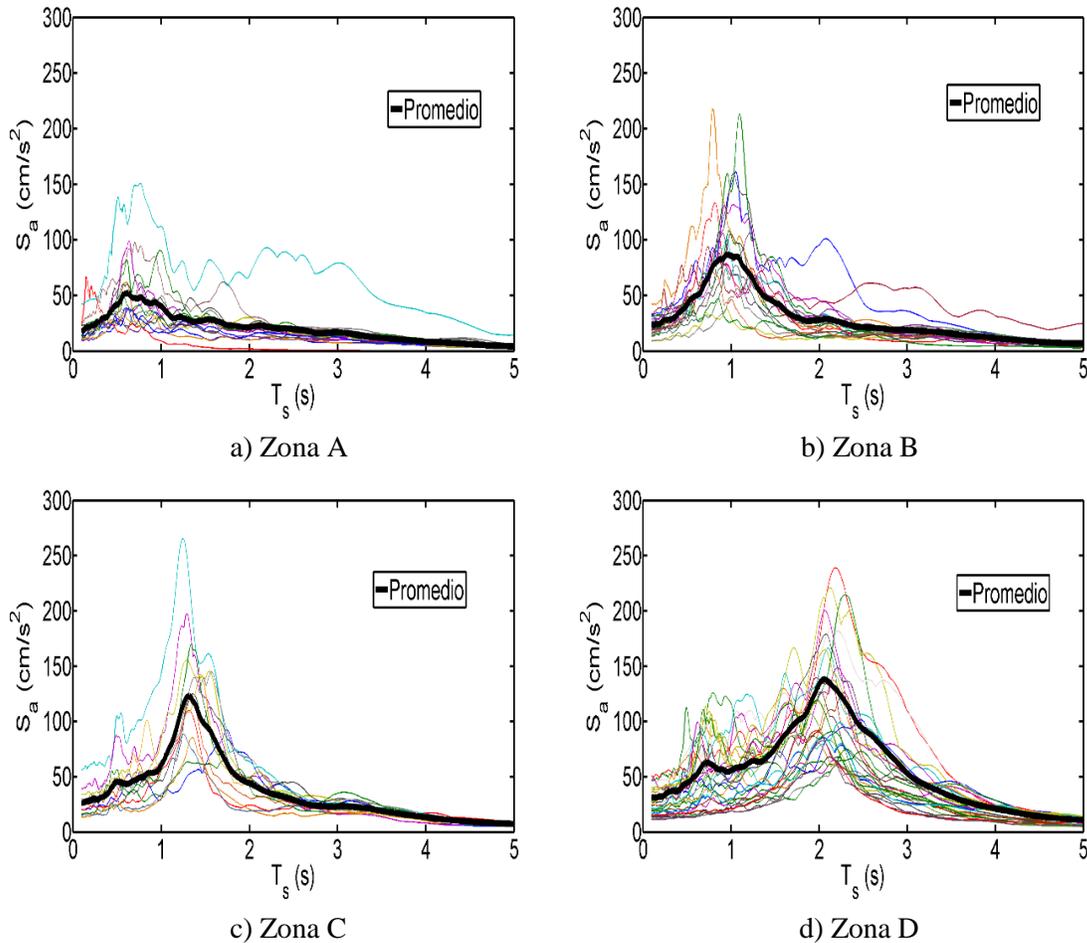
Zona	Intervalo de periodos (s)	Periodo dominante promedio $T_s$ (s)
A	$T_s \leq 0.5$	0.49
B	$0.5 < T_s \leq 1.0$	0.96
C	$1.0 < T_s \leq 1.5$	1.41
D	$1.5 < T_s \leq 2.0$	1.98
E	$2.0 < T_s \leq 2.5$	2.45
F	$2.5 < T_s \leq 3.0$	2.98
G	$3.0 < T_s \leq 4.0$	3.61

Se hace notar que la segunda columna de la Tabla 2 es igual a la primera columna de la Tabla 2.5.1 de las NTCDS-2017.

En la Fig. 4 se puede observar que para las Zonas A y B, las formas espectrales no están claramente definidas alrededor de un solo periodo de vibración; por otra parte, se observa que para las zonas C a G, los picos espectrales están agrupados alrededor del periodo dominante del suelo. El cambio en las formas espectrales se puede atribuir a los efectos de la fuente, como la magnitud y el contenido de frecuencias, así como al periodo dominante del suelo. En el presente estudio las componentes *E-O* y *N-S* de los registros sísmicos se escalan en términos de la aceleración espectral en el periodo fundamental de la vibración de la estructura, usando la *media cuadrática*, de la siguiente manera:

$$S_a = \sqrt{\frac{S_{aEO}^2 + S_{aNS}^2}{2}} \quad (8)$$

donde  $S_{aEO}$  y  $S_{aNS}$  son las ordenadas del espectro elástico de pseudo-aceleración asociadas al periodo fundamental de vibración del sistema estructural para 5% del amortiguamiento crítico, correspondientes a las componentes *E-O* y *N-S*, respectivamente. Los registros sísmicos se escalaron para valores de  $S_a/g$  entre 0.1 y 1.4.



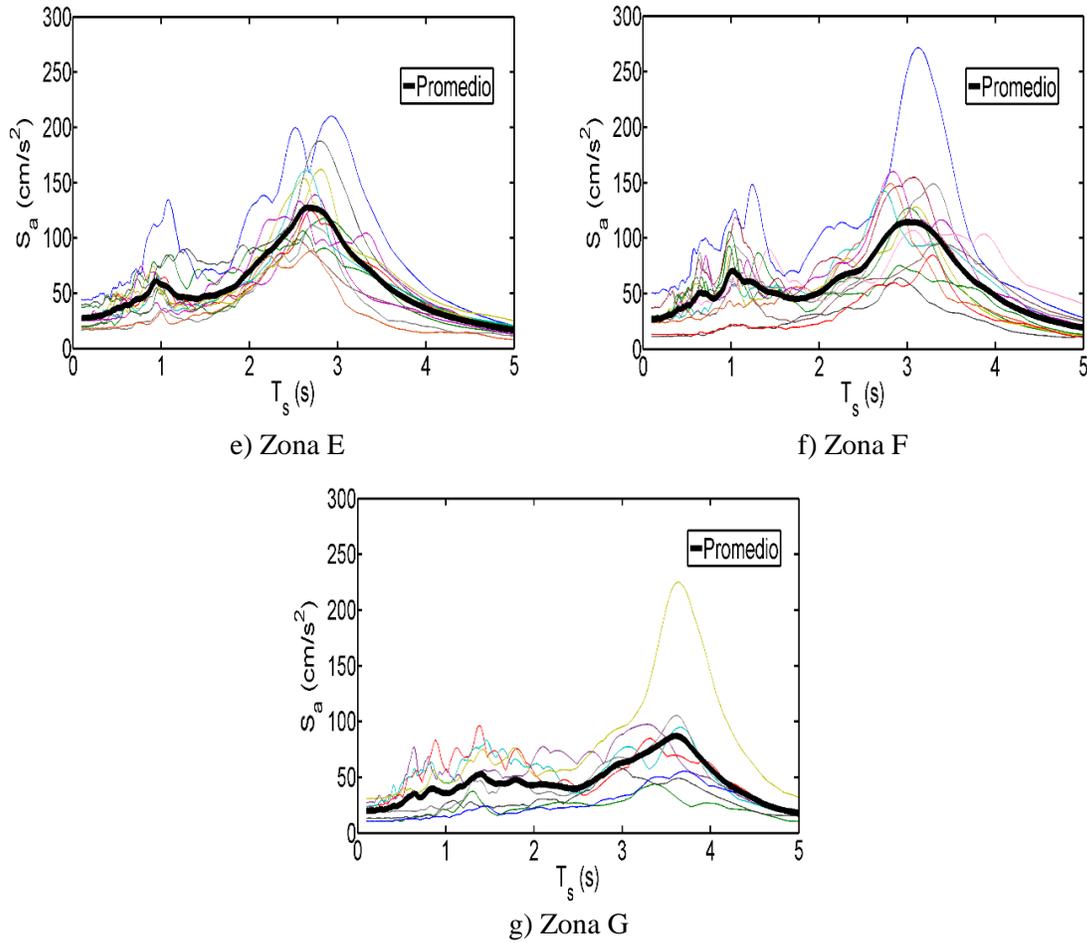


Fig. 4. Espectros de respuesta elásticos de pseudo-aceleración para 5 % de amortiguamiento crítico, correspondientes a la componente E-O de los registros sísmicos

### EXPRESIONES MATEMÁTICAS PARA ESTIMAR EL FACTOR DE AMPLIFICACIÓN DE RESISTENCIA, CORRESPONDIENTES AL VALLE DE MÉXICO

Como se mencionó anteriormente, la demanda global de ductilidad de los sistemas se toma como el *parámetro de demanda estructural (PDE)* de interés. Primeramente, se obtiene la demanda de ductilidad de los sistemas en las direcciones *E-O* y *N-S* ( $\mu_X, \mu_Y$ ), considerando la acción simultánea de las dos componentes horizontales de los registros sísmicos. Para ello, se divide el máximo desplazamiento horizontal del centro de masas de los sistemas estructurales en cada una de las direcciones horizontales ( $d_x, d_y$ ) entre el desplazamiento de fluencia,  $d_y$ , el cual se estima por medio de un análisis estático no lineal (*“pushover”*). La demanda global de ductilidad de los sistemas se toma como el mayor de los valores calculados en cada una de las dos direcciones horizontales, como se indica en la Ec. 9:

$$\mu = \max(\mu_X, \mu_Y) \quad (9)$$

donde  $\mu_X$  y  $\mu_Y$  representan a las demandas de ductilidad calculadas en las direcciones *X* (E-O) y *Y* (N-S), respectivamente.

Con el fin de ilustrar la metodología, esta se aplicará primeramente a una sola zona (*Zona C*; correspondiente a  $1 \text{ s} \leq T_s < 1.5 \text{ s}$ ), y posteriormente, se ampliará a todas las zonas del valle de México que se listan en la Tabla 2.

### Curvas de fragilidad y curvas de tasas medias anuales de excedencia de ductilidad

Con el fin de obtener la mediana y la desviación estándar de los logaritmos de las demandas de ductilidad se realizan análisis sísmicos “paso a paso” no lineales, usando el programa Ruaumoko3D (Carr, 2007). Los sistemas se analizan considerando diferentes características de coeficiente sísmico ( $c$ ), periodo de vibración ( $T_1$ ), y nivel de asimetría ( $\alpha$ ). Posteriormente, se obtienen curvas de fragilidad y *CPD* usando las Ecs. 5 y 4, respectivamente. Las curvas se calcularon para un amplio intervalo de valores de  $c$ ,  $T_1$  y  $\alpha$ ; sin embargo, debido a que las observaciones generales son similares para la mayoría de los casos, la discusión se presenta solamente para un sistema estructural con las siguientes características:  $c = 0.35$ ,  $T_1 = 1.4 \text{ s}$  considerando diferentes valores de  $\alpha$ . La Fig. 5 muestra las curvas de fragilidad obtenidas para el sistema estructural con las características mencionadas y para valores de demanda de ductilidad de 2, 3 y 4. Las curvas se presentan para la versión simétrica del sistema (Fig. 5a) y para una versión con asimetría en fluencia caracterizada por  $\alpha = 0.02$  (Fig. 5b). Se observa que la probabilidad de excedencia de un determinado valor de la demanda de ductilidad es mayor conforme el nivel de asimetría en fluencia del sistema aumenta. Por ejemplo, de la Fig. 5a (sistema simétrico), la probabilidad de excedencia para  $\mu = 4$  es prácticamente cero para cualquier valor de la intensidad sísmica; por otra parte, para el sistema con asimetría en fluencia (Fig. 5b), la probabilidad de excedencia del mismo valor de ductilidad es aproximadamente de 50% para una intensidad sísmica de 0.90g. Estos resultados indican que los sistemas con asimetría en fluencia exhiben un desempeño sísmico inferior (en términos de la demanda global de ductilidad) que sistemas simétricos con las mismas características.

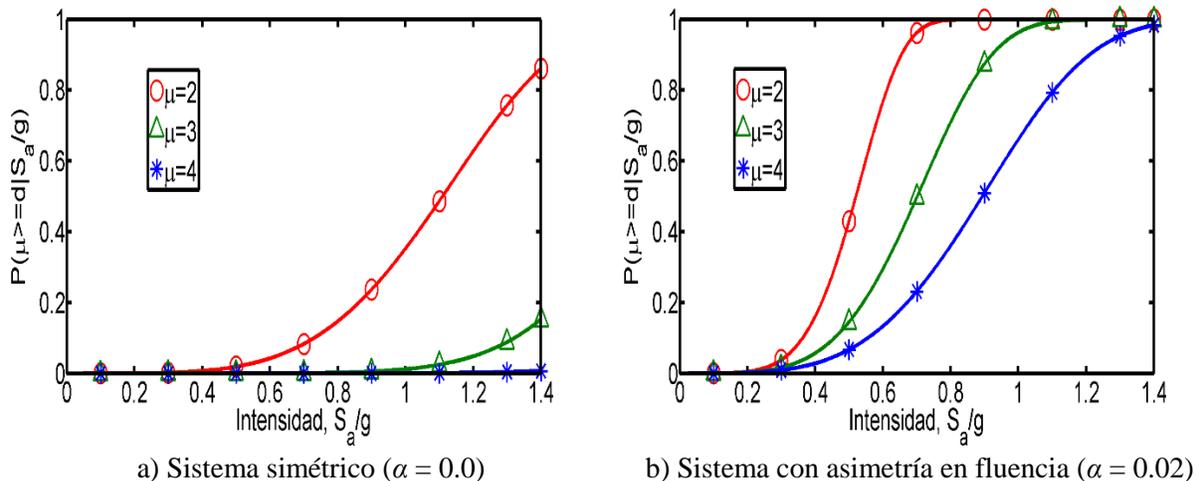


Fig. 5. Curvas de fragilidad para sistemas con diferentes niveles de asimetría en fluencia

En la Fig. 6 se presentan algunas de las curvas de peligro sísmico usadas en este estudio, las cuales se combinan con las curvas de fragilidad (como las mostradas en la Fig. 5) para estimar curvas de tasas medias anuales de excedencia de la demanda de ductilidad para los sistemas estructurales considerados. Se debe notar que las curvas de peligro sísmico corresponden a la Zona C y están asociadas a periodos de vibración de 1.4 s y 2.4 s. Se puede observar en la Fig. 6 que, para la zona C, el número medio de veces por año que se espera que se exceda un determinado valor de la intensidad sísmica es mucho mayor para un sistema con periodo de 1.4 s que para uno de 2.4 s. En las Figs. 7a y 7b se muestran las *CPD* para sistemas

con diferentes valores de  $\alpha$ . Las CPD representan la demanda de ductilidad esperada de los sistemas correspondiente a un valor dado de la *tasa media anual de excedencia* ( $\nu$ ). La Fig. 7a corresponde a un sistema con  $T_1 = 1.4$  s (que es muy cercano al periodo dominante del suelo de la zona considerada;  $T_s \approx 1.5$  s), y la Fig. 7b corresponde a un sistema con  $T_1 = 2.4$  s (el cual está alejado del periodo dominante del suelo). Ambos sistemas estructurales tienen una resistencia lateral caracterizada por  $c = 0.35$ . En las figuras se puede observar que, para un valor dado de la tasa anual de excedencia, la demanda de ductilidad esperada se incrementa conforme aumenta el nivel de asimetría en fluencia de los sistemas. Este incremento es más significativo para sistemas con periodo de vibración cercano al periodo dominante del suelo. Por ejemplo, para el sistema con  $T_1 = 1.4$  s (Fig.7a), y para valores de la tasa anual de excedencia de 0.008, 0.004, 0.002, y 0.001 (correspondientes a periodos de retorno  $T_r = 125, 250, 500,$  y  $1000$  años, respectivamente), las demandas de ductilidad esperada de sistemas con asimetría en fluencia son mucho mayores a las correspondientes a sistemas simétricos. Por otra parte, para sistemas con periodo de vibración alejado del periodo dominante del suelo (Fig. 7b), hay poca diferencia en la demanda de ductilidad esperada para todos los valores de  $\nu$  considerados. Los resultados anteriores indican que el efecto de la asimetría en fluencia tiene mucha mayor influencia para sistemas con periodos de vibración cercanos al periodo dominante del suelo, y tal efecto es mucho menor para sistemas con periodos de vibración alejados de este.

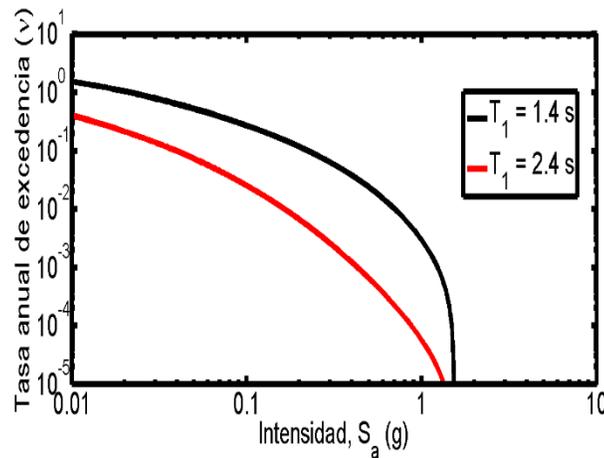


Fig. 6. Curvas de peligro sísmico para la zona C, correspondientes a diferentes periodos de vibrar

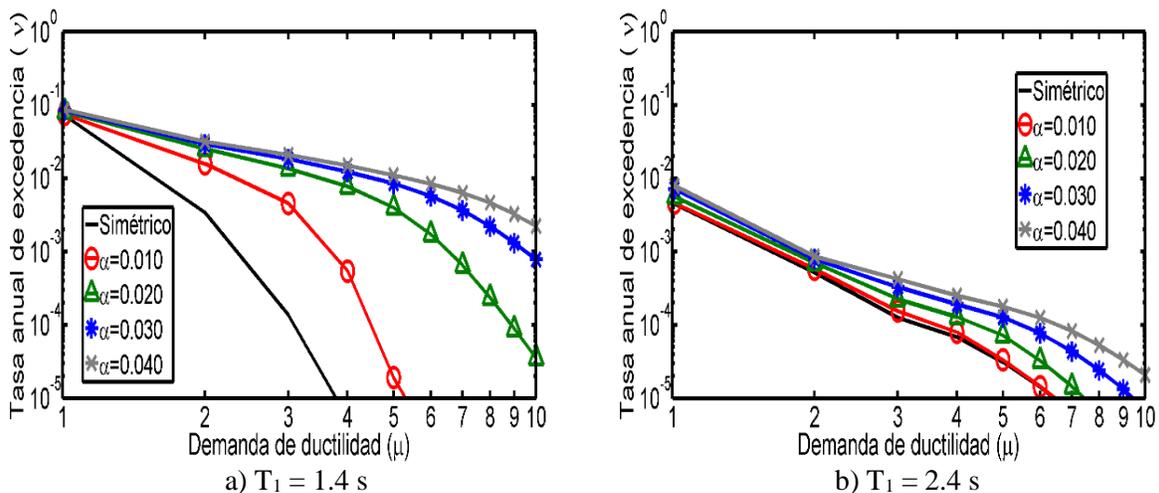


Fig. 7. Tasas medias anuales de excedencia de ductilidad para sistemas estructurales con diferentes periodos de vibración

### Espectros de tasa de excedencia uniforme de ductilidad ( $\mu$ -E TEU)

Una vez obtenidas las *CPD* para sistemas con diferentes valores de  $c$ ,  $T_1$  y  $\alpha$ , el siguiente paso es obtener, a partir de estas curvas, los espectros de tasa de excedencia uniforme de ductilidad correspondientes a valores dados de tasa anual de excedencia. A partir de este tipo de gráficas se puede deducir de manera cuantitativa el incremento en la demanda de ductilidad esperada de sistemas con asimetría en fluencia con respecto a sistemas simétricos y, además, la influencia de la resistencia lateral de los sistemas en tal incremento. Las Figs. 8a y 8b muestran los  $\mu$ -E TEU obtenidos para sistemas con distintos niveles de resistencia lateral ( $c = 0.30$  y  $0.50$ , respectivamente), asociados a una tasa anual de excedencia igual a  $0.008$  ( $T_r = 125$  años).

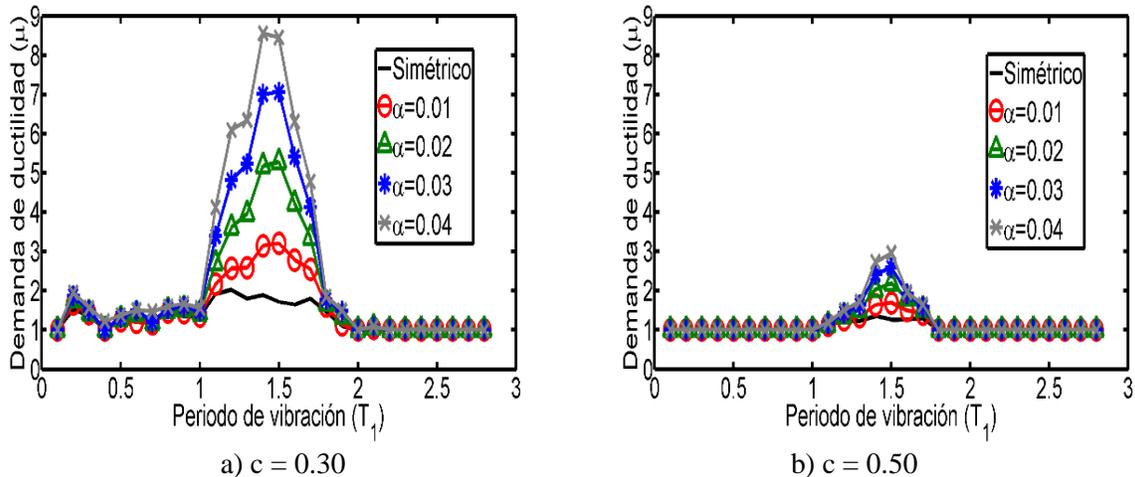


Fig. 8. Espectros de tasa de excedencia uniforme de ductilidad para sistemas con diferente resistencia lateral

En las Figs. 8a y 8b se puede observar de manera clara que el efecto de la asimetría en fluencia en la demanda de ductilidad esperada está relacionado a la resistencia lateral del sistema. Por ejemplo, para los sistemas con menor resistencia lateral ( $c = 0.30$ , Fig. 8a), se puede observar que existe un incremento importante en la demanda de ductilidad de sistemas asimétricos en fluencia en comparación a sistemas simétricos en el intervalo de periodos de vibración cercanos al periodo dominante del suelo; además, para sistemas con periodos de vibración alejados de este, existe también un incremento, aunque relativamente pequeño, en la demanda de ductilidad. Por otra parte, el efecto de la asimetría en fluencia en los sistemas con mayor resistencia lateral ( $c = 0.50$ , Fig. 8b) es solamente significativo en la zona donde el periodo de vibración es cercano al periodo dominante del suelo, y para sistemas con periodo de vibración alejado de este, el efecto de la asimetría en fluencia es casi despreciable.

### Espectros de Resistencia

Una vez calculados los  $\mu$ -E TEU para una gran variedad de sistemas estructurales con diferentes características, se procede a obtener Espectros de Resistencia (*ER*) por medio de un método de interpolación lineal. Los *ER* se utilizarán para cuantificar la resistencia adicional requerida por sistemas con asimetría en fluencia para lograr un desempeño sísmico y una confiabilidad similar al de los respectivos sistemas simétricos, en términos de la demanda global de ductilidad. Tal incremento de resistencia depende del periodo fundamental de vibración del sistema estructural, de su nivel de asimetría en fluencia y de la demanda de ductilidad. Las Figs. 9a y 9b muestran los *ER* para valores de la demanda global de ductilidad de 2 y 3, respectivamente. Los *ER* que se muestran en la Fig. 9 se presentan solamente para  $\nu = 0.008$ ,

debido a que en estudios previos (Valenzuela-Beltrán *et al.*, 2018) se encontró que el incremento en la demanda de ductilidad de los sistemas con asimetría en fluencia con respecto a sistemas simétricos es sensiblemente independiente de la tasa anual de excedencia seleccionada.

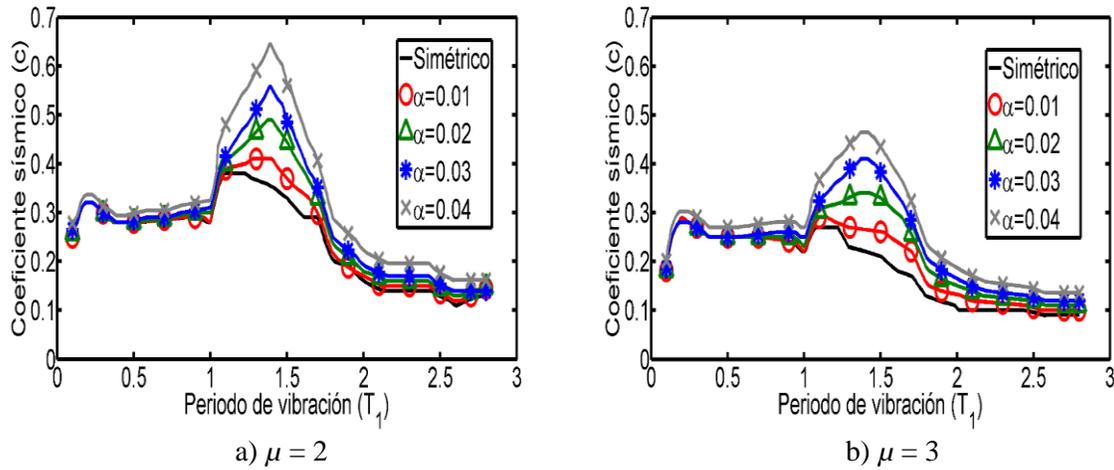


Fig. 9. Espectros de resistencia para sistemas con diferentes niveles de asimetría y demandas de ductilidad

Se puede observar en la Fig. 9 que, consistente con los resultados presentados anteriormente, el requerimiento de resistencia lateral de sistemas con asimetría en fluencia es más importante en el intervalo de periodos de vibración que son cercanos al periodo dominante del suelo. Para expresar numéricamente ese incremento de resistencia, el siguiente paso es obtener relaciones entre los  $ER$  de sistemas con asimetría en fluencia con los correspondientes a sistemas simétricos. Estas relaciones se representan por medio del parámetro  $R_{ER}$ , y se calculan con la Ec. 6. Los valores calculados del parámetro  $R_{ER}$  para la Zona C se presentan en las Figs. 10a y 10b, para  $\mu = 2$  y 3, respectivamente. Con base en los resultados anteriores se puede concluir que el requerimiento adicional de resistencia de sistemas con asimetría en fluencia con respecto a sistemas simétricos es muy importante en algunos casos, particularmente cuando los sistemas estructurales reúnen las siguientes características: 1) periodo fundamental de vibración cercano al periodo dominante del suelo, 2) baja resistencia lateral, y 3) alta demanda de ductilidad.

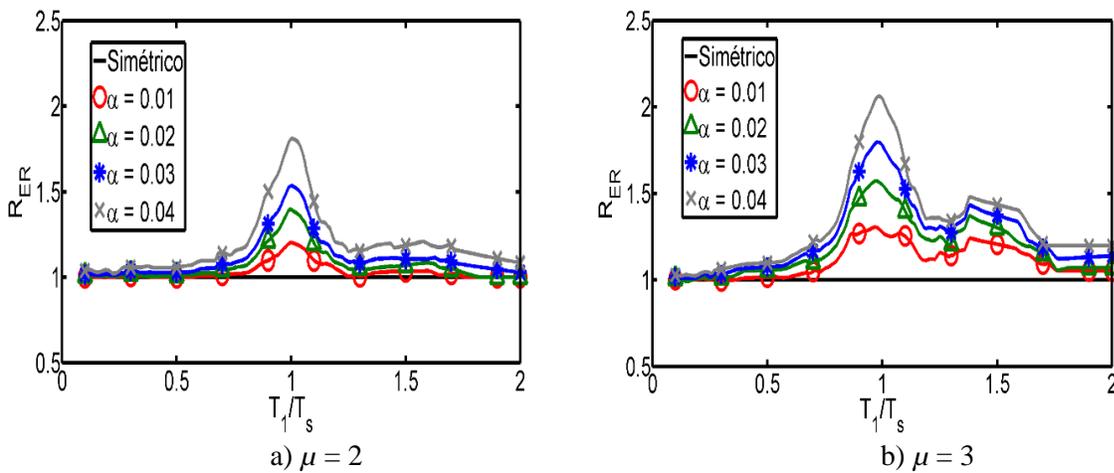
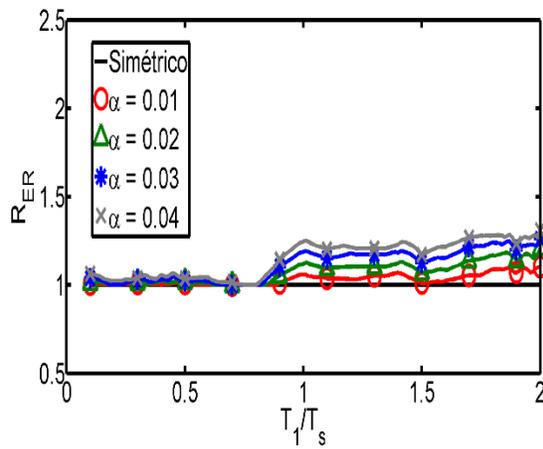
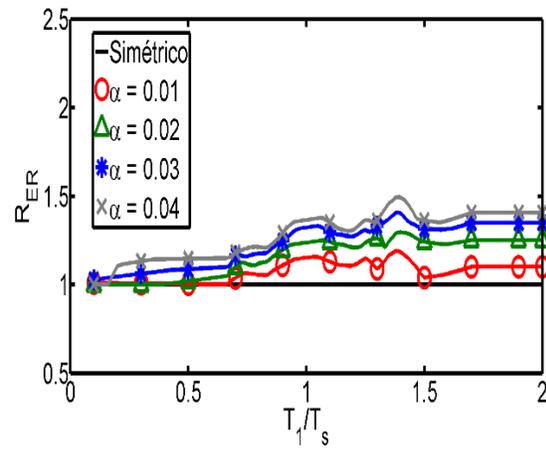


Fig. 10. Valores del parámetro  $R_{ER}$  correspondientes a demandas de ductilidad de 2 y 3, correspondientes a la Zona C

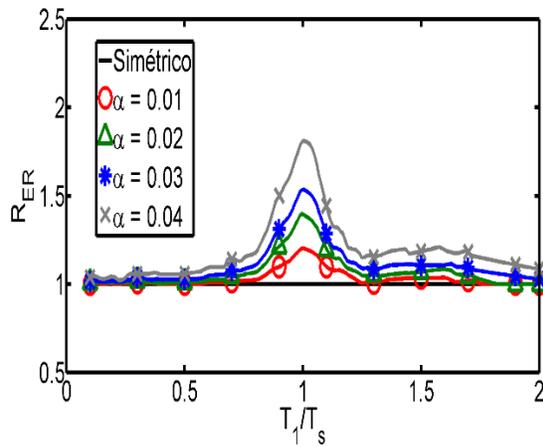
El procedimiento antes descrito se repitió para las siete zonas consideradas en este estudio (Tabla 2). Las Figs. 11a-11g muestran los valores del parámetro  $R_{ER}$  obtenidos para las 7 zonas, para varios valores de  $\alpha$ , y asociados a un valor de ductilidad de  $\mu = 2$ . El eje horizontal de las Figs. 11a-11g representa la relación entre el periodo fundamental de vibración de los sistemas estructurales con el periodo dominante del suelo; mientras que en el eje vertical se grafica cuantitativamente la resistencia adicional requerida por sistemas estructurales con diferentes niveles de asimetría en fluencia para lograr un desempeño sísmico y confiabilidad estructural, en términos de la demanda global de ductilidad, equivalente al de sus contrapartes simétricos. Se presentan solamente los resultados asociados a un valor de la demanda global de ductilidad ( $\mu = 2$ ) y una tasa de excedencia  $\nu = 0.008$ . Las principales observaciones son válidas para otros valores de  $\mu$ ; además, como se comentó arriba, el incremento en la demanda de ductilidad, y consecuentemente, el requerimiento de resistencia lateral de estructuras con asimetría en fluencia es sensiblemente independiente del valor de la tasa anual de excedencia seleccionado. También, es importante comentar que en las Zonas A y B (suelo firme) no existe un periodo dominante del suelo; sin embargo, aquí se consideró así con el objetivo de dar un tratamiento similar (del manejo de datos) al de las demás zonas.



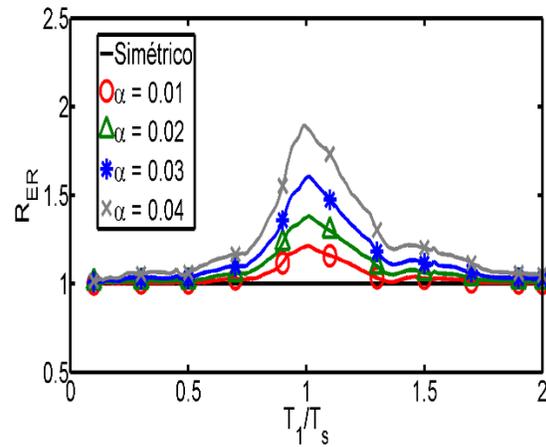
a) Zona A



b) Zona B



c) Zona C



d) Zona D

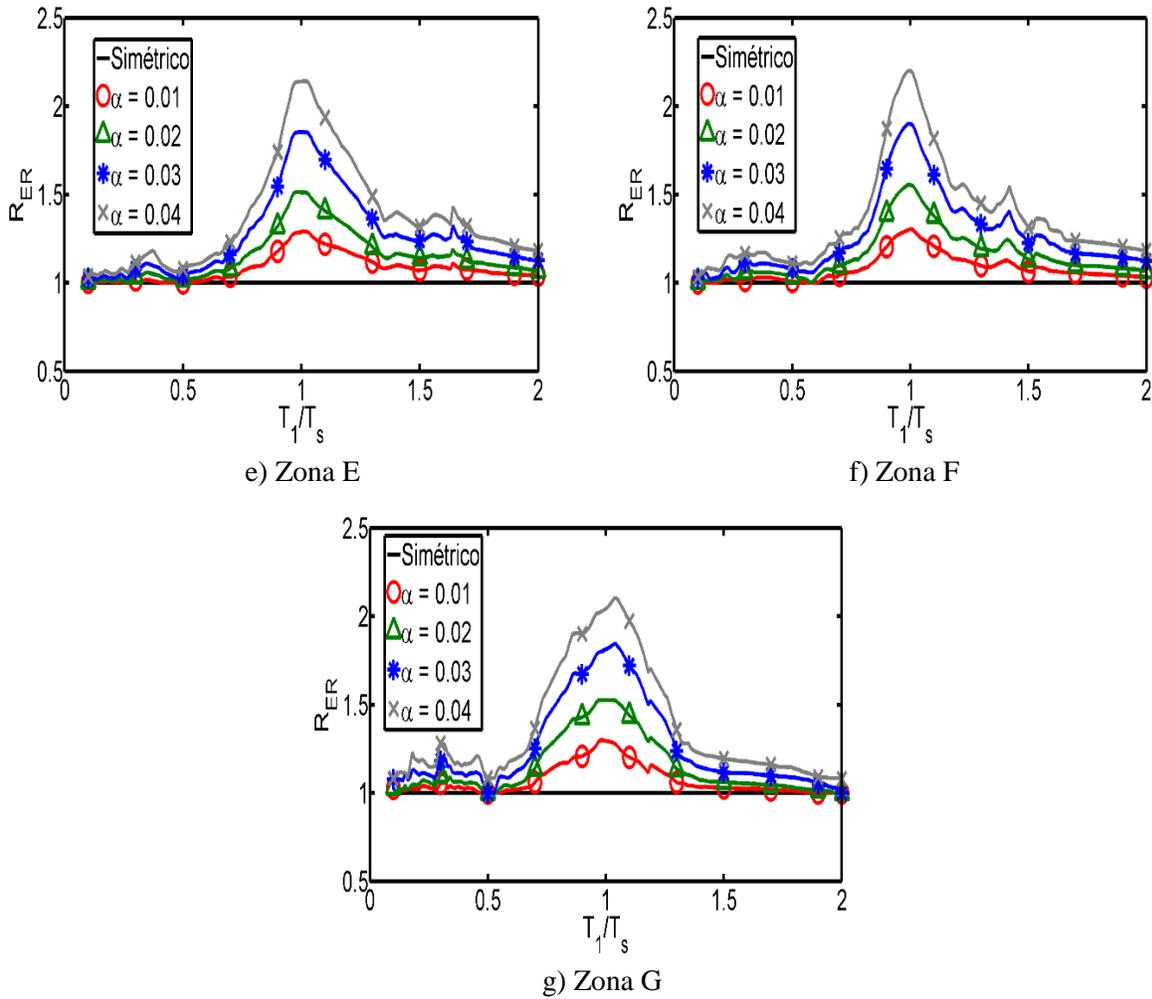


Fig. 11. Parámetro  $R_{ER}$  correspondiente a las siete zonas consideradas en este estudio, para diferentes valores de  $\alpha$ , y  $\mu = 2$

Se puede notar en las figuras que los valores del parámetro  $R_{ER}$  son mucho menores para las Zonas A y B que para las Zonas C, D, E, F y G, en donde el efecto de la asimetría en fluencia es más importante, es decir, para valores de  $T_1/T_s \approx 1$ . Esto indica que el efecto de la asimetría en fluencia es, en general, mayor en suelos blandos que en suelos firmes; no obstante, esto no siempre se cumple, especialmente para relaciones  $T_1/T_s$  alejadas de la unidad. Por otro lado, se observa que para las Zonas A y B las formas de las gráficas son casi constantes para valores de  $T_1/T_s$  mayores que 1; sin embargo, para las demás zonas, el requerimiento de resistencia alcanza su valor máximo donde el periodo del sistema estructural es cercano al periodo dominante del suelo ( $T_1/T_s \approx 1$ ) y disminuye conforme la relación  $T_1/T_s$  se aleja de la unidad. En resumen, las Figs. 11a a 11g indican que, en general, el efecto de la asimetría en fluencia es más perjudicial para sistemas estructurales localizados en suelos blandos, y cuyo periodo fundamental de vibración es cercano al periodo dominante del suelo, donde se ubican.

Una vez que los resultados se clasificaron dentro de esas siete categorías, se ajustaron expresiones matemáticas simplificadas a los datos del parámetro  $R_{ER}$  por medio del método de *mínimos cuadrados*. Las expresiones resultaron en función de parámetros que influyen en el comportamiento sísmico de una

estructura con asimetría en fluencia, como: el nivel de asimetría ( $\alpha$ ), la demanda global de ductilidad ( $\mu$ ), el periodo fundamental de vibración del sistema estructural ( $T_1$ ), y el periodo dominante del suelo ( $T_s$ ). Debido a que la forma de las gráficas para las Zonas A y B (suelo firme) es diferente a la de las Zonas C, D, E, F y G (suelos intermedio y blando; ver Fig. 11), se tiene que usar una forma de ecuación distinta en ambos casos. Por lo tanto, para las zonas A y B se seleccionará una forma matemática como la de la Ec. 10, y para las zonas restantes, una como la de la Ec. 11. Las formas matemáticas de estas ecuaciones fueron originalmente propuestas por Terán y Arroyo (2005), y son las que se especifican en el MOC-15; sin embargo, los valores de los parámetros ( $a$ ,  $b$ ,  $c$  y  $d$ ) que intervienen en ellas son diferentes a las que se proponen en el presente estudio.

$$FA = \frac{a\left(\frac{T_1}{T_s}\right)^b}{c + \left(\frac{T_1}{T_s}\right)^b} + d \quad (10)$$

$$FA = \frac{a\left(\frac{T_1}{T_s}\right)^b}{c + \left|\frac{T_1}{T_s} - 1\right|} + d \quad (11)$$

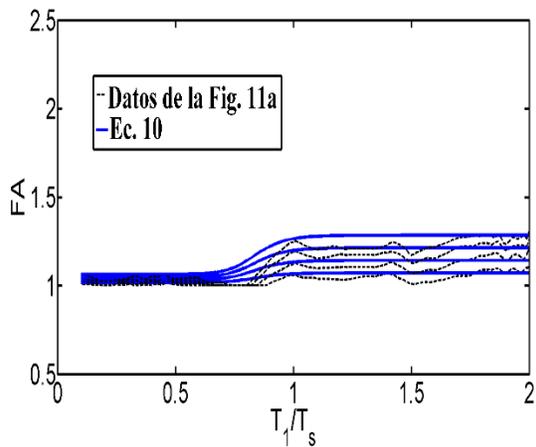
donde los valores de  $a$ ,  $b$ ,  $c$  y  $d$  se presentan en la Tabla 3 para las siete zonas en las que se clasificó el suelo del valle de México.

Tabla 3. Parámetros involucrados en las Ecs. 10 y 11, correspondientes a las zonas A a G

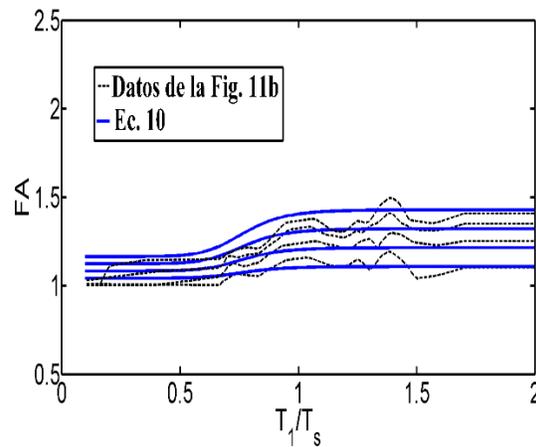
Periodo del sitio (s)	$a$	$b$	$c$	$d$
$T_s \leq 0.5$	$(3.5Q-1.5) \alpha$	13.4	0.1	$1.6\alpha+1$
$0.5 < T_s \leq 1.0$	$(4.8Q-3) \alpha$	8.8	0.1	$4.1\alpha+1$
$1.0 < T_s \leq 1.5$	$(1.5Q-1.4) \alpha$	0.7	0.08	1
$1.5 < T_s \leq 2.0$	$(2Q-1.6) \alpha$	0.5	0.1	1
$2.0 < T_s \leq 2.5$	$(1.5Q+0.8) \alpha$	0.9	0.12	1
$2.5 < T_s \leq 3.0$	$(1.5Q+1.1) \alpha$	0.7	0.13	1
$3.0 < T_s \leq 4.0$	$(1.9Q-0.05) \alpha$	0.1	0.12	1

Se hace notar que las Ecs. 10 y 11 (incluyendo los parámetros de la Tabla 3) son iguales las expresiones 2.5.1 y 2.5.2 que se recomiendan en las NTCDS-2017.

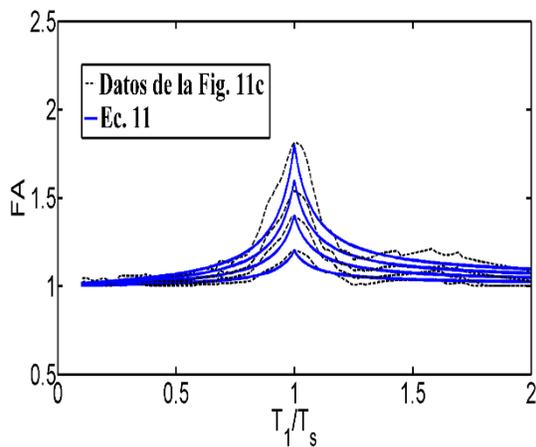
En la Fig. 12 se comparan los resultados que se obtienen con las Ecs. 10 y 11 con aquellos que se muestran en la Fig. 11, que corresponden a los valores del parámetro  $R_{ER}$  para demandas de ductilidad de 2. Se puede ver en las figuras, que las Ecs. 10 y 11 se ajustan adecuadamente a los datos del parámetro  $R_{ER}$ ; no obstante, es importante mencionar que los valores de los parámetros de la Tabla 3 no corresponden estrictamente a los resultados del ajuste obtenidos con el método de los *mínimos cuadrados*, debido a que las expresiones pudieran ser más complejas al introducir un mayor número de parámetros y, en consecuencia, reflejar de una mejor manera los datos obtenidos de los análisis. Por lo anterior, los autores consideran que las expresiones matemáticas propuestas en este estudio son simples y conducen a resultados suficientemente precisos que caen dentro de un diseño sísmico práctico.



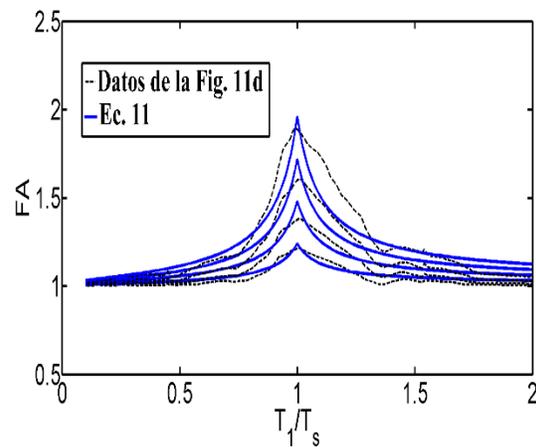
a) Zona A



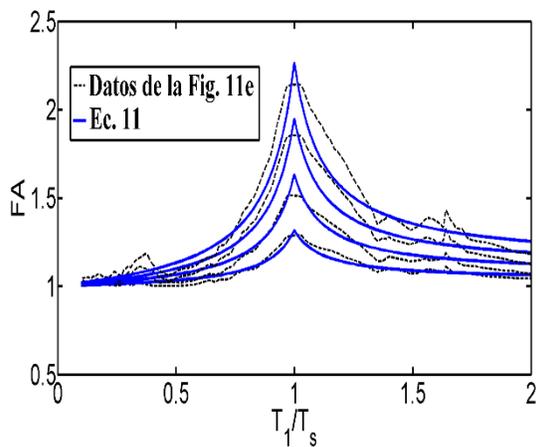
b) Zona B



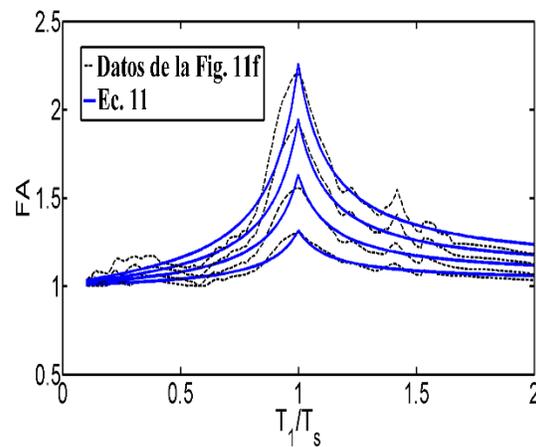
c) Zona C



d) Zona D



e) Zona E



f) Zona F

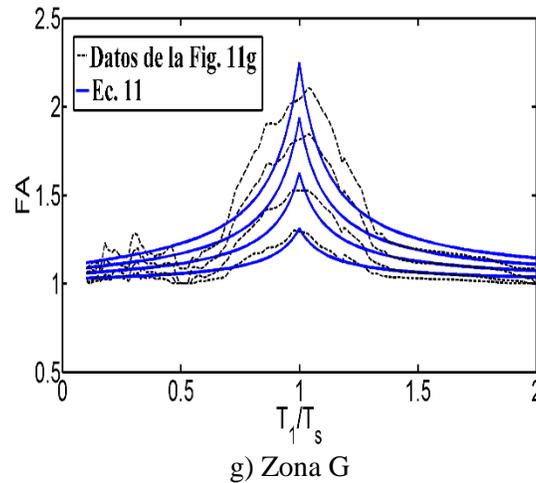


Fig. 12. Comparación de los valores obtenidos con las Ecs. 10 y 11 con los de la Fig. 11, correspondientes a una demanda de ductilidad  $\mu = 2$

### COMPARACIÓN DE LAS EXPRESIONES PROPUESTAS CON LAS DE LAS NTCDS-2004 Y EL MOC-2015

En esta sección se comparan los *factores de amplificación de resistencia* propuestos en este trabajo (Ecs. 10 y 11) con los que se recomendaban en las NTCDS-2004 y con los vigentes del MOC-2015. Las Figs. 13 y 14 muestran dicha comparación para demandas de ductilidad de 2 y 3, un nivel de asimetría de  $\alpha = 0.02$ , y para suelos con  $T_s \leq 1$  s (Zonas A y B), y suelos con  $T_s > 1$  s (Zonas C, D, E, F y G), respectivamente. Antes de discutir los resultados de las comparaciones es necesario mencionar que las expresiones propuestas en este estudio se obtuvieron mediante un análisis de *confiabilidad* tomando la ductilidad máxima como parámetro de desempeño de los sistemas estructurales, mientras que las expresiones recomendadas en el MOC-2015 se propusieron de acuerdo a un criterio de daño constante usando el *índice de daño de Park y Ang* (Terán y Arroyo, 2005); por otro lado, la expresión que se incluía en las NTCDS-2004 se derivó de un criterio de ductilidad constante y juicio ingenieril.

Se puede observar en las Figs. 13 y 14 que, para *suelo firme* ( $T_s \leq 1$  s), la expresión que se recomendaba en las NTCDS-2004 resulta más conservadora que las expresiones propuestas en este estudio para todo el intervalo de relaciones  $T_1/T_s$ . Sin embargo, se puede apreciar que para *suelos intermedios* y *suelos blandos* ( $T_s > 1$  s), la expresión de las NTCDS-2004 conduce a resultados conservadores solo para relaciones  $T_1/T_s$  alejadas de la unidad; y que hay una importante subestimación de los factores de amplificación de resistencia para estructuras cuyo periodo fundamental de vibración está cercano al periodo dominante del suelo ( $T_1/T_s \approx 1$ ). Los resultados indican que esta subestimación puede ser mayor a 100% (dependiendo del nivel de asimetría y la ductilidad). Por otra parte, se puede notar que el factor que se recomendaba en las NTCDS-2004 era constante para todos los valores de  $T_1/T_s$ , es decir, no consideraba que el efecto de la asimetría en fluencia es más perjudicial para estructuras con periodo de vibración cercano al periodo dominante del suelo, ni que dicho efecto es, en general, mayor en suelos blandos que en suelos firmes.

Por otra parte, en las Figs. 13 y 14 se puede apreciar que la expresión recomendada por el MOC-2015 para *suelo firme* es más conservadora que la que se propone en este estudio para valores de  $T_1/T_s \leq 1$ ; sin embargo, es menos conservadora para  $T_1/T_s > 1$ . Por otro lado, las expresiones aquí propuestas para *suelos*

*intermedios y blandos (Zonas C, D, E, F y G)* son ligeramente más conservadoras a las que se recomiendan en el MOC-2015 para *suelo blando*. Esto se debe a que en el presente estudio se consideran suelos con periodos dominantes que van desde 1 s hasta 4 s; mientras que las expresiones del MOC-2015 se obtuvieron considerando registros sísmicos asociados a un sitio en particular con un periodo dominante de 2 s, es decir, no se estudió el caso de sistemas estructurales con asimetría en fluencia localizados en suelos con periodos dominantes mayores que 2 s. Además, en el presente estudio se consideró que el criterio de ductilidad máxima era el más apropiado para establecer los factores de amplificación de resistencia, mientras que en el MOC-2015 el criterio de daño tomó en cuenta, adicionalmente, la demanda de energía de estructuras.

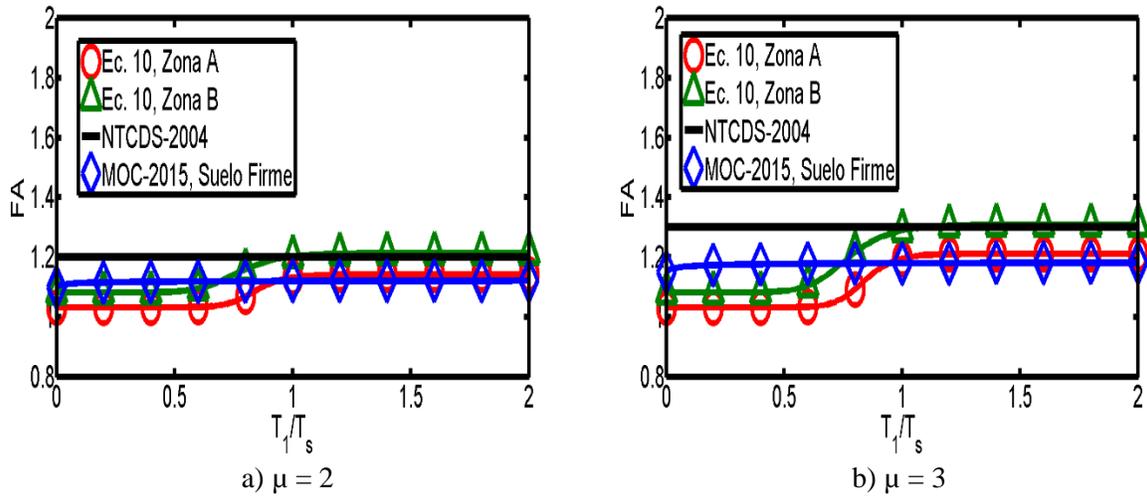


Fig. 13. Comparación entre los valores obtenidos con las expresiones aquí propuestas con las de las NTCDS-2004 y el MOC-2015, considerando  $\alpha = 0.02$  y  $T_s \leq 1$  s

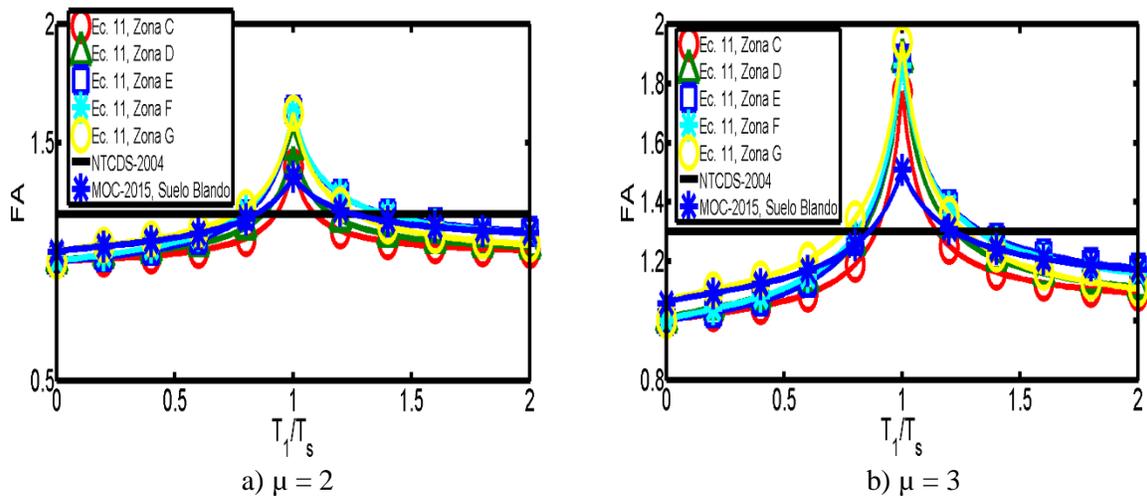


Fig. 14. Comparación entre los valores obtenidos con las expresiones aquí propuestas con las de las NTCDS-2004 y el MOC-2015, considerando  $\alpha = 0.02$  y  $T_s > 1$  s

### EJEMPLO DE APLICACIÓN A UN EDIFICIO DE VARIOS NIVELES Y CRUJÍAS CON ASIMETRÍA EN FLUENCIA

Una estructura que exhibe asimetría en fluencia requiere diseñarse para una mayor resistencia lateral que una estructura simétrica con características similares. Se espera que una estructura con asimetría en fluencia con una resistencia lateral amplificada (por las Ecs. 10 o 11) exhiba una confiabilidad sísmica similar, en términos de la demanda global de ductilidad, al de una estructura simétrica en fluencia con las mismas características. Con el objetivo de verificar esto, en lo que sigue se presenta un ejemplo ilustrativo del análisis de confiabilidad de un edificio regular de concreto reforzado de 9 niveles y tres crujiás; el edificio se considerará simétrico y, alternativamente, exhibiendo asimetría en fluencia debido a un desplomo. El diseño del edificio se realizó siguiendo los lineamientos del RCDF-2004. La planta y la elevación del edificio se muestran en la Fig. 15.

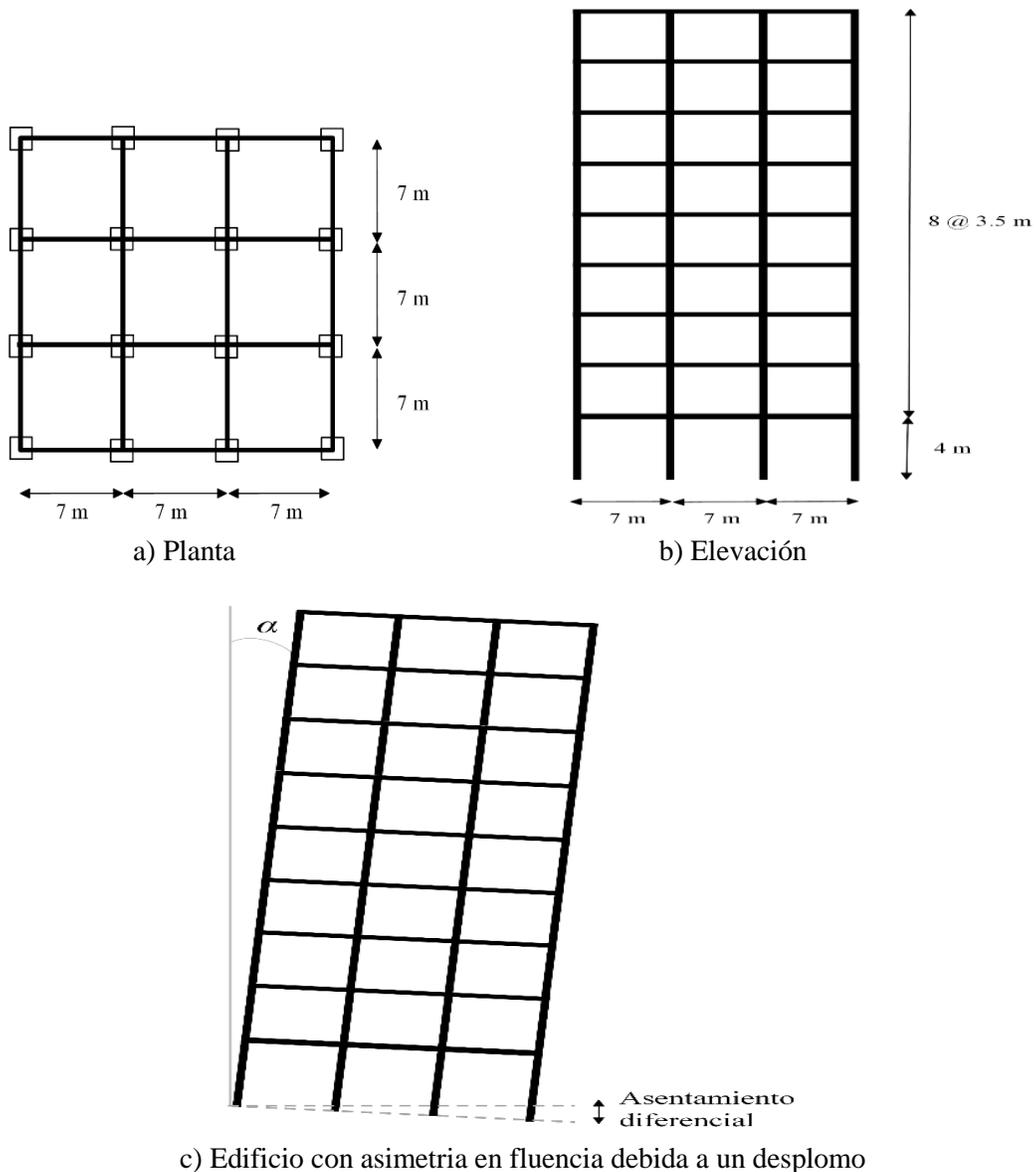


Fig. 15. Características geométricas del edificio considerado en este estudio

Para hacer la comparación entre un edificio con asimetría en fluencia y un edificio simétrico se consideran dos diseños. El primero corresponde a la versión simétrica del edificio (en lo sucesivo se le llama *Edificio A*), el cual se diseñó de una forma convencional usando la resistencia lateral recomendada en el *Apéndice A* de las NTCDS-2004. Se optó por usar los espectros de diseño del *Apéndice A* y no los del cuerpo principal de las NTCDS-2004 debido a que en el primero los espectros de diseño se construyen tomando en cuenta explícitamente los valores del periodo dominante del terreno. El segundo diseño es un edificio (*Edificio B*) con la misma geometría y sistema estructural que el *Edificio A*, pero que exhibe una asimetría en fluencia caracterizada por  $\alpha = 0.01$  (ver Fig. 15c). Debido a la asimetría en fluencia del *Edificio B*, su resistencia lateral se debe amplificar usando la Ec. 10 o la Ec. 11 (según sea el caso) para lograr que tenga una confiabilidad sísmica (en términos de la demanda global de ductilidad) similar a la versión simétrica en fluencia del edificio.

El diseño de ambas versiones de los edificios se basó en un análisis dinámico modal espectral. Se supone que los edificios están ubicados en la zona del Lago del valle de México, y que cumplen con las condiciones de un factor de comportamiento sísmico  $Q = 3$ . El uso de los edificios se considera como residencial. La resistencia nominal a compresión del concreto es  $f'_c = 300 \text{ kg/cm}^2$ , y se considera una resistencia de fluencia del acero de refuerzo de  $f_y = 4,200 \text{ kg/cm}^2$ . La rigidez lateral se seleccionó de tal manera que la distorsión máxima de entrepiso en cualquiera de los niveles no excediera 0.030, que es el límite especificado en el *Apéndice A* de las NTCDS-2004 para el diseño de marcos dúctiles de concreto reforzado. Cabe aclarar que, aunque las estructuras de concreto reforzado exhiben un comportamiento histórico degradante, aquí se modela el comportamiento de los elementos estructurales como elasto-plástico perfecto debido a que los factores de amplificación de resistencia se obtuvieron bajo esa consideración. En los análisis se consideran los efectos de segundo orden (P- $\Delta$ ).

El periodo fundamental de vibración del *Edificio A* se estimó como  $T_1 = 1.16 \text{ s}$ . De acuerdo con el *Apéndice A* de las NTCDS-2004, el coeficiente sísmico ( $c$ ) de diseño para un edificio con las características mencionadas, ubicado en una zona con un periodo dominante  $T_s = 1.4 \text{ s}$  (que en este estudio se clasificó como *Zona C*), es igual a  $c = 0.31$  (ya reducido por el factor de ductilidad,  $Q'$ , conforme lo indica el *Apéndice A* de las NTCDS-2004). Tal valor de coeficiente sísmico se redujo por un factor de sobre-resistencia  $R = 2$  (de acuerdo con las expresiones del *Apéndice A* de las NTCDS-2004). Por lo tanto, el coeficiente sísmico de diseño resulta igual a 0.155. Por otro lado, para el *Edificio B*, el coeficiente sísmico  $c$  se debe amplificar por el factor dado por la Ec. 11 y la Tabla 3, como sigue:

$$FA = \frac{[(1.5)(3)-1.4](0.01)\left(\frac{1.16}{1.4}\right)^{0.7}}{0.08+\left|\frac{1.16}{1.4}-1\right|} + 1 = 1.11 \quad (12)$$

Entonces, el coeficiente sísmico de diseño amplificado para el *Edificio B* es  $c = (0.155)(1.11) = 0.172$ .

Con el fin de suministrar la resistencia lateral requerida por el *Edificio B* para tener un comportamiento sísmico (y niveles de confiabilidad) equivalente al *Edificio A*, aquí se considerará que algunos de los elementos estructurales se reforzaran usando la técnica de encamisado de concreto.

Lo que sigue se refiere al refuerzo del edificio considerado por efecto de la asimetría en fluencia. Primeramente, se describen las características del edificio reforzado, y posteriormente, se comparan los resultados (análisis estáticos no lineales y de curvas de tasas medias anuales de excedencia de la demanda estructural) de ambas versiones del edificio. Primeramente, se realiza el diseño del edificio de manera convencional con el espectro de diseño amplificado (obtenido multiplicando las ordenadas del espectro de diseño sísmico que se obtiene del *Apéndice A* de las NTCDS-2004 por los factores obtenidos con la Ec. 11). Evidentemente, el diseñar el edificio para fuerzas laterales más grandes conduce a tener elementos

estructurales más robustos y con mayor armado, lo que implica que la rigidez lateral del edificio aumenta y, en consecuencia, su periodo de vibrar disminuye. Después de realizar algunas iteraciones, el periodo fundamental de vibración del *Edificio B* (reforzado con encamisado de concreto) resultó igual a 1.12 s. Las secciones resultantes de los elementos estructurales de ambas versiones del edificio (*Edificio A* y *Edificio B*) se presentan en la Tabla 4. Se puede observar en la tabla que solamente fue necesario aumentar ligeramente las secciones transversales de las columnas de las esquinas de los niveles 1 y 4 del *Edificio B* (las cuales se indican con color rojo en la Fig. 16, y con negritas en la Tabla 4).

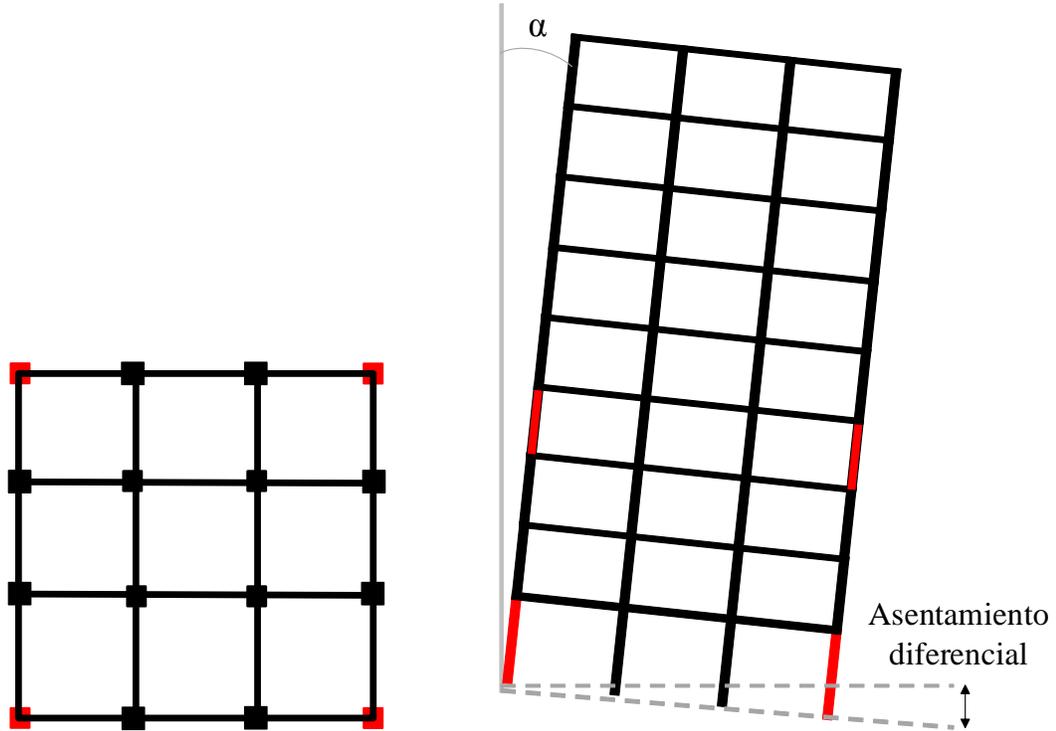


Fig. 16. Elementos reforzados en el *Edificio B*

Tabla 4. Secciones transversales de los elementos estructurales de los *Edificios A* y *B*

Nivel	Edificio A		Edificio B	
	Vigas	Columnas	Vigas	Columnas
1	0.75x0.35	0.80x0.80	0.75x0.35	0.80x0.80
2	-	-	-	<b>0.95x0.95</b>
3	0.75x0.35	0.80x0.80	0.75x0.35	0.80x0.80
4	0.70x0.35	0.70x0.70	0.70x0.35	0.70x0.70
5	-	-	-	<b>0.80x0.80</b>
6	0.70x0.35	0.70x0.70	0.70x0.35	0.70x0.70
7	0.60x0.30	0.65x0.65	0.60x0.30	0.65x0.65
8	0.60x0.30	0.65x0.65	0.60x0.30	0.65x0.65
9	0.60x0.30	0.65x0.65	0.60x0.30	0.65x0.65

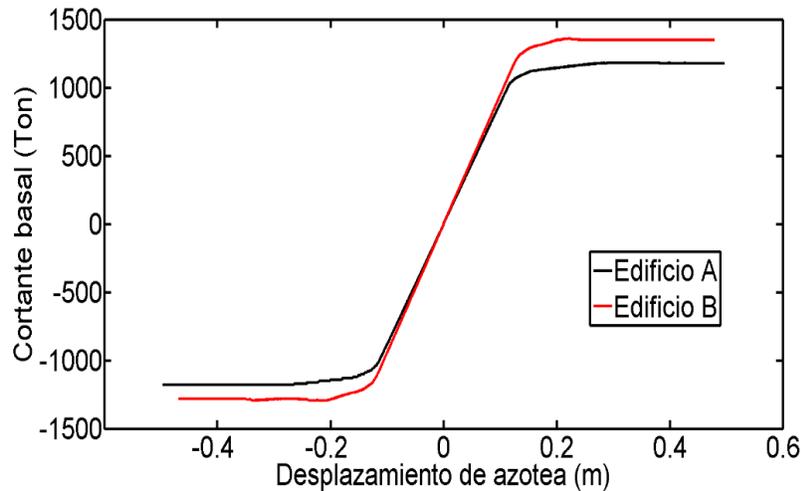
El hecho de aumentar la rigidez lateral del edificio tiene un impacto positivo en su desempeño sísmico debido a la correspondiente disminución de su periodo de vibrar, ya que esto aleja a la estructura de la zona donde el efecto de la asimetría en fluencia es más significativo ( $T_1/T_s \approx 1$ ). Se hace notar que este comentario es válido solamente para estructuras cuyo periodo fundamental de vibración es menor que el periodo dominante del suelo ( $T_1 < T_s$ ); en el caso de estructuras cuyo periodo de vibrar sea mayor al periodo dominante del suelo, un incremento en la rigidez lateral da lugar a que el periodo del edificio se acerque a la zona de mayor amplificación dinámica y, por ende, a un desempeño sísmico inferior.

### Capacidad lateral de los edificios

Una vez que se completa el diseño y refuerzo del edificio, se procede a idealizarlo por medio de un modelo estructural que tome en cuenta el comportamiento no lineal de sus elementos estructurales. La modelación de las vigas considera una longitud de la articulación plástica igual a la mitad de su peralte. Los momentos de fluencia en cada uno de los ejes principales de las vigas se obtiene de su correspondiente diagrama momento-curvatura, y se asocia al menor valor de las curvaturas correspondientes a: 1) la fractura del acero longitudinal en tensión, 2) el pandeo del acero longitudinal a compresión, y 3) el aplastamiento del concreto. Se obtuvieron los diagramas de interacción para cada una de las columnas. Los extremos rígidos de vigas y columnas se toman como la mitad del peralte de los miembros con los cuales intersectan. Se consideran diafragmas rígidos en todos los entrepisos, y toda la masa de un entrepiso se considera concentrada en su centro de masas. El comportamiento histerético de los elementos estructurales se idealiza como elasto-plástico perfecto.

La capacidad lateral de los edificios se estima por medio de un análisis estático no lineal (“*pushover*”). El patrón de cargas laterales que se emplea es proporcional a las fuerzas laterales de diseño derivadas del análisis modal. El análisis “*pushover*” se lleva a cabo usando el programa *Ruaumoko3D*. La Fig. 17 muestra las relaciones cortante basal vs desplazamiento de azotea para los *Edificio A* y *B*. En la figura se puede ver que la rigidez del *Edificio B* es mayor a la del *Edificio A* debido al encamisado con concreto de algunos de los elementos estructurales. El cortante basal máximo estimado para el *Edificio A* es de 1182 Ton, que, dividido entre su peso,  $W = 3,930$  Ton, da un coeficiente sísmico de 0.30. Este valor es muy cercano al coeficiente sísmico esperado, que es 0.31. Para el *Edificio B*, el cortante basal máximo es de 1360 Ton, que dividido entre  $W = 3942$  Ton, da lugar a un coeficiente sísmico de 0.34, que también es muy cercano al coeficiente sísmico esperado. La relación entre el cortante basal del *Edificio A* con respecto al del *Edificio B* es  $0.34/0.30 = 1.13$ ; este valor es congruente con el planteamiento inicial, debido a que las fuerzas sísmicas de diseño del *Edificio B* son 11% mayores que las del *Edificio A*. En este caso se tiene que el *Edificio B* desarrolla una resistencia ligeramente mayor para la cual se diseñó, esto es debido a que, por cuestiones prácticas, el encamisado de concreto requiere ampliar la sección transversal en mínimamente 15 cm para que se pueda colocar el acero de refuerzo adicional, aunque en el modelo de análisis se requiera una sección un poco menor para llegar a la resistencia lateral deseada.

Por otra parte, se puede observar que ninguno de los edificios exhibe una pendiente post-elástica negativa en el intervalo de desplazamientos de interés, lo cual implica que los efectos  $P-\Delta$  no influyen de manera importante en el desempeño sísmico de este tipo de edificios. El desplazamiento de fluencia ( $d_y$ ) y el desplazamiento último ( $d_u$ ) de los edificios se calculan a partir de las curvas del análisis “*pushover*” usando una aproximación bi-lineal. En la Tabla 5 se resumen las características de los dos edificios analizados.

Fig. 17. Relaciones cortante basal vs desplazamiento de azotea de los *Edificios A y B*Tabla 5. Características mecánicas de los *Edificios A y B*

Modelo	$V_b$	$W$	$c$	$d_y$	$d_u$
	Ton	Ton		m	m
Edificio A	1182	3930	0.30	0.125	0.50
Edificio B	1360	3940	0.34	0.130	0.48

### Curvas de tasas medias anuales de excedencia de ductilidad para los edificios

Se obtuvieron *CPD* para las diferentes versiones del edificio en cuestión, usando la Ec. 4. Con la finalidad de ilustrar de mejor manera la discusión, se analiza una variante del *Edificio A* (sin refuerzo) que exhibe una asimetría en fluencia caracterizada por  $\alpha = 0.01$ , que en lo sucesivo se denota como *Edificio A-asimétrico*. Para calcular las *CPD* fue necesario estimar la respuesta dinámica de cada uno de los edificios para varios registros sísmicos. Se realizaron cientos de análisis paso a paso no lineales con el objetivo de obtener la demanda global de ductilidad como función de la intensidad sísmica. Antes de sujetar los modelos no lineales de los edificios al efecto de los acelerogramas, se les aplicó la carga vertical, de tal manera que el desempeño estructural que se reporta considera el efecto combinado de las cargas verticales gravitacionales y las acciones laterales debidas a sismo. La demanda global de ductilidad de los edificios se evaluó de la misma manera que para los sistemas simplificados (ver Ec. 9). Debido a que los edificios se suponen localizados en una zona con un periodo dominante de 1.4 s, se usaron registros sísmicos correspondientes a la *Zona C* de la Tabla 2. En las Figs. 18 y 19 se presentan las curvas de la mediana y desviación estándar de los logaritmos de la demanda de ductilidad de los edificios, respectivamente. Se observa que la mediana de la demanda de ductilidad se incrementa con la intensidad sísmica, como se esperaba. En las figuras se puede notar que, como se esperaba, el *Edificio B* (reforzado con encamisado de concreto) presenta las demandas de ductilidad más bajas debido a que se diseñó para una mayor resistencia lateral; por otra parte, es evidente que el *Edificio A-asimétrico* presenta las demandas de ductilidad más altas, ya que presenta asimetría en fluencia y no está reforzado. En el caso de las desviaciones estándar se puede ver que para valores de intensidad pequeños la incertidumbre en los logaritmos de las demandas es pequeña debido a que los edificios permanecen en el intervalo elástico o apenas incursionan en el inelástico,

y para intensidades grandes, la desviación estándar crece, pero sin mostrar una tendencia clara con la intensidad sísmica.

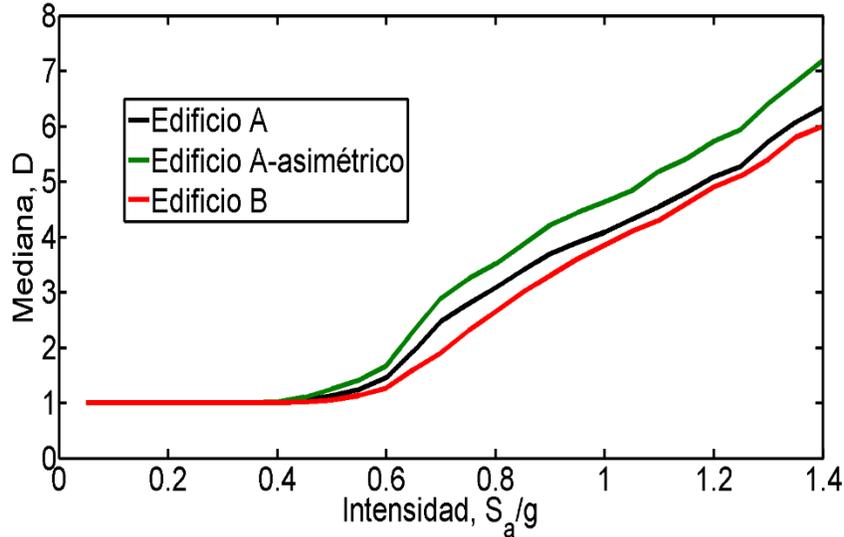


Fig. 18. Medianas de las demandas de ductilidad para los edificios considerados

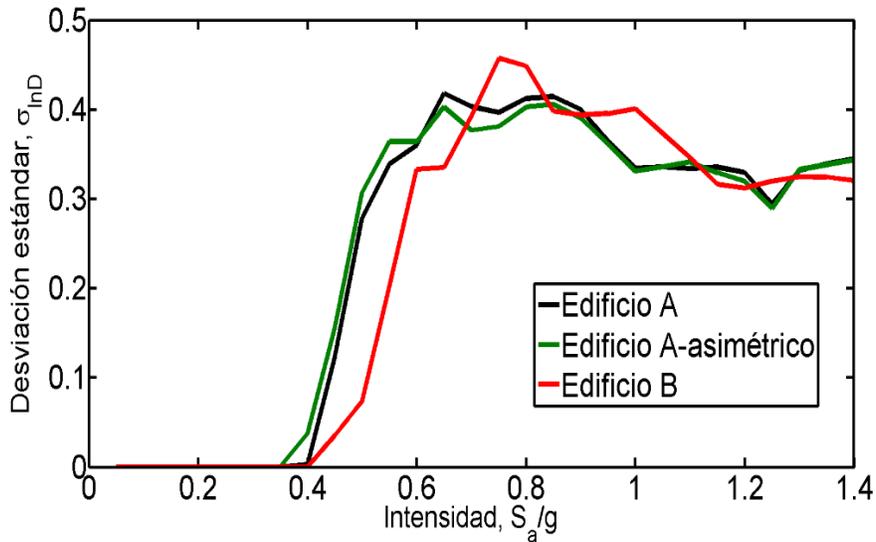


Fig. 19. Desviaciones estándar de los logaritmos de las demandas de ductilidad para los edificios considerados

En las Figs. 20-22 se presentan las curvas de fragilidad para los edificios considerados, las cuales se estimaron usando la Ec. 5. Las figuras muestran que, de acuerdo con las medianas de los logaritmos de las demandas mostradas en la Fig. 18, la probabilidad de excedencia de un determinado valor de la demanda global de ductilidad del edificio con asimetría en fluencia cuya resistencia lateral se amplificó por medio de la Ec. 11 (*Edificio B*) es ligeramente menor a la del edificio simétrico (*Edificio A*).

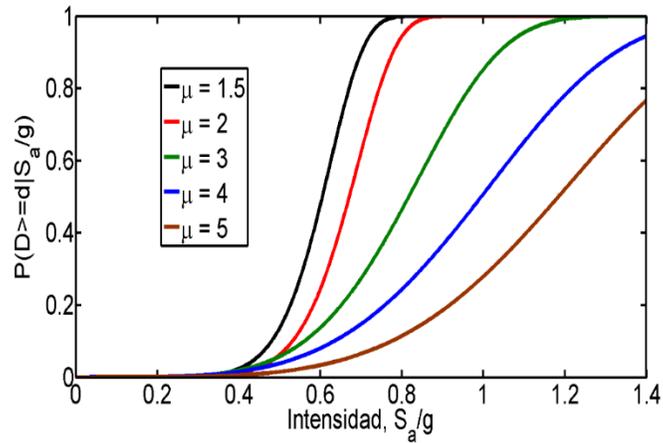


Fig. 20. Curvas de fragilidad para el *Edificio A*, asociadas a varios valores de la demanda global de ductilidad

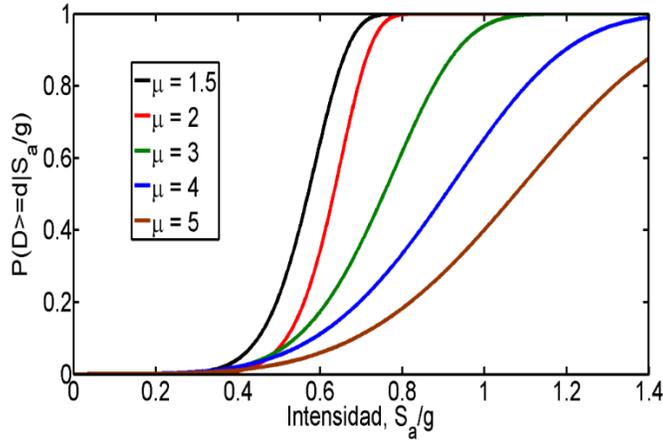


Fig. 21. Curvas de fragilidad para el *Edificio A-asimétrico*, asociadas a varios valores de la demanda global de ductilidad

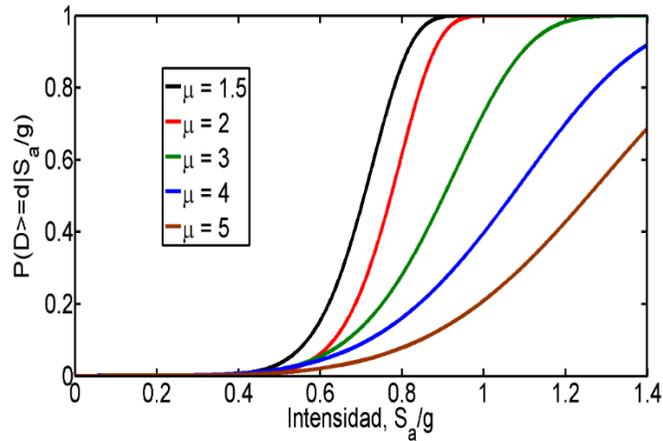


Fig. 22. Curvas de fragilidad para el *Edificio B*, asociadas a varios valores de la demanda global de ductilidad

En la Fig. 23 se muestran las *CPD* para los edificios considerados. Se puede observar que las *CPD* correspondientes al *Edificio B* con respecto a las del *Edificio A* presentan pequeñas diferencias en la demanda de ductilidad esperada para cualquier valor de la tasa media anual de excedencia. No obstante, estos resultados indican que el comportamiento sísmico del edificio con asimetría en fluencia reforzado con encamisado de concreto (*Edificio B*) es superior al de su contraparte simétrica (*Edificio A*). Esto se debe a que el *Edificio B* se diseñó para fuerzas laterales más grandes, lo que conduce a elementos estructurales más robustos y a una estructura más rígida, lo cual la aleja de la zona de mayor amplificación dinámica (i.e.  $T_1/T_s = 1$ ). Además, en esta figura se puede apreciar explícitamente como una estructura que exhibe comportamiento asimétrico tiene un desempeño sísmico inferior (en términos de la demanda global de ductilidad esperada) en comparación a una estructura que se ha reforzado usando los factores de amplificación de resistencia aquí propuestos. Basado en los resultados anteriores, se puede concluir que estructuras con asimetría en fluencia cuya resistencia lateral se amplifica con los factores propuestos exhiben un desempeño sísmico equivalente (o superior) al de su contraparte simétrica.

Se debe comentar que el refuerzo con encamisado de concreto para estructuras cuyo periodo fundamental de vibración sea mayor al periodo dominante del suelo puede resultar perjudicial, debido a que aumentar la rigidez de la estructura la llevaría a la zona de mayor amplificación dinámica y, por ende, a un comportamiento sísmico inferior. Considerando este hecho, en este caso sería más conveniente usar otra técnica de refuerzo, por ejemplo: polímeros reforzados con fibra de carbono (CFRP) o bien optar por una solución geotécnica.

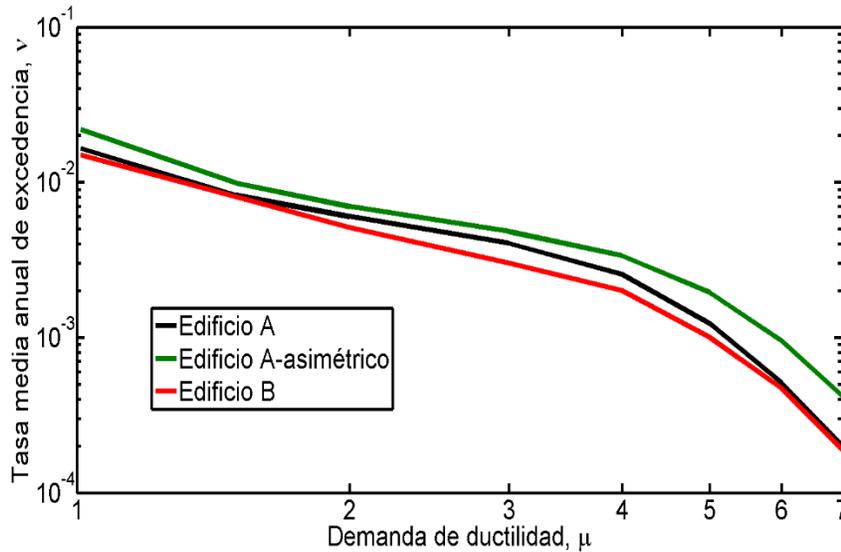


Fig. 23. Tasas medias anuales de excedencia de ductilidad para los edificios considerados

## CONCLUSIONES

Se propuso y aplicó una metodología basada en un análisis de confiabilidad para estimar la resistencia adicional requerida para el diseño (o refuerzo) de estructuras que exhiben asimetría en fluencia producida por diferentes causas. Se desarrollaron expresiones matemáticas simplificadas para estimar los factores de amplificación de resistencia. Dichas expresiones se obtuvieron para diferentes tipos de suelo y se clasificaron para su aplicación en el valle de México. El objetivo de amplificar la resistencia lateral de estructuras con asimetría en fluencia con las expresiones propuestas en este estudio es que estas logren un

desempeño estructural sísmico, en términos de la demanda global de ductilidad esperada, equivalente al de su contraparte simétrica; es decir, que tengan una confiabilidad similar. Las expresiones resultantes de este estudio se compararon con las que se recomendaban en las NTCDS-2004 y con las vigentes del MOC-2015. Finalmente, se comprobó la validez de las expresiones propuestas mediante un ejemplo de aplicación a un edificio de concreto reforzado de 9 niveles y 3 crujeas, ubicado en la Ciudad de México. Los principales resultados derivados de este estudio son los siguientes:

1. Se propusieron expresiones matemáticas para estimar factores de amplificación de resistencia para estructuras con asimetría en fluencia, considerando diferentes condiciones de suelo. Las expresiones corresponden a 7 zonas del valle de México, y dependen de los siguientes factores: ductilidad de la estructura, nivel de asimetría, y relación entre el periodo fundamental de vibración de la estructura y el periodo dominante del suelo.
2. Las expresiones matemáticas propuestas son más conservadoras que la que se recomendaba en las NTCDS-2004 para suelos intermedios y blandos, especialmente en la zona donde el efecto de la asimetría en fluencia es más importante ( $T_1/T_s$  cercano a 1); por otra parte, la expresión de las NTCDS-2004 conduce a resultados ligeramente más conservadores para suelo firme.
3. Las expresiones matemáticas propuestas en este estudio son, en general, más conservadoras que las que se recomiendan en el MOC-15, especialmente para estructuras ubicadas en suelos blandos y que presentan alta ductilidad. Esto es debido a que en el presente estudio considera como parámetro de desempeño a la ductilidad máxima, mientras que el MOC-15 considera el índice de Park y Ang. Es deseable realizar en el futuro un análisis similar al presente, en donde se considere un criterio de daño que tome en cuenta las demandas de energía de estructuras con asimetría en fluencia, que en suelos blandos pueden ser significativas; así mismo, es deseable que el presente estudio se extienda a sistemas estructurales que tengan comportamiento histerético degradante.
4. Se verificó que un edificio de concreto reforzado con asimetría en fluencia, cuya resistencia lateral se amplificó usando los factores estimados con las expresiones matemáticas propuestas en este estudio, exhibe una confiabilidad similar a la de su correspondiente contraparte simétrica.
5. Las expresiones propuestas en el presente estudio (ecuaciones 10 y 11, así como la Tabla 3) fueron incluidas en las especificaciones de la Sección 2.5 (sobre Comportamiento Asimétrico) y en la Sección 10 (sobre Estructuras Existentes) de las NTCDS-2017.

### AGRADECIMIENTOS

El primer autor agradece al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACyT) la beca otorgada para sus estudios de posgrado. Se agradecen los valiosos comentarios de J. L. Camba, L. Esteva y F. García Jarque, así como el apoyo proporcionado por el Instituto de Seguridad para las Construcciones en el Distrito Federal (ISCDF), y por la UNAM (PAPIIT-IN103517). Así mismo, los autores agradecen las valiosas sugerencias y comentarios de dos revisores anónimos, que ayudaron a mejorar la calidad de este artículo.

## REFERENCIAS

- Baker, J. y Gupta, A. (2016), “Bayesian treatment of induced seismicity in probabilistic seismic hazard analysis”, *Bulletin of Seismological Society of America*, **106** (3), 860-870. <http://dx.doi.org/10.1785/0120150258>
- Basha, B. y Babu, G.L. (2014), “Reliability-based load and resistance factor design approach for external seismic stability of reinforced soil walls”, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **60**, 8-21. <http://dx.doi.org/10.1016/j.soildyn.2014.01.013>
- Bazzurro P. y Cornell, C.A. (1994), “Seismic hazard analysis of nonlinear structures I: methodology”, *Journal of Structural Engineering*, **120**, 3320–3344.
- Bazzurro, P., Cornell, C.A., Shome, N. y Carballo, J.E. (1998), “Three proposals for characterizing M dof nonlinear seismic response”, *Journal of Structural Engineering*, **124**, 1281–1289.
- Bojórquez, E., Iervolino, I., Reyes-Salazar, A. y Ruiz, S.E. (2012), “Comparing vector-valued intensity measures for fragility analysis of steel frames for the case of narrow-band ground motions”, *Engineering Structures*, **45**, 472-480. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.07.002>
- Bradley, B., Burks, L. y Baker, J. (2015), “Ground motion selection for simulation-based seismic hazard and structural reliability assessment”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **44**, 2321-2340. <http://dx.doi.org/10.1002/eqe.2588>
- Castillo, T. y Ruiz S.E. (2014), “Reduction factors for seismic design spectra for structures with viscous energy dampers”, *Journal of Earthquake Engineering*, **18**, 323-349. <http://dx.doi.org/10.1080/13632469.2013.860932>
- Carr, A.J. (2007), “*Ruaumoko 3D User Manual*”, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand.
- Cornell, C.A. (1968), “Engineering seismic risk analysis”, *Bulletin of the Seismological Society of America*, **58** (5), 1583-1606.
- Cornell, C.A. (1969), “A probability-based structural code”, *ACI Journal*, **66** (12), 974-985.
- Cornell, C.A. (1996), “Calculating building seismic performance reliability: a basis for multilevel design norms”, *Proceedings*, 11<sup>th</sup> World Conference on Earthquake Engineering, Paper 2122, 5707-5712.
- Cornell C.A. y Krawinkler, H. (2000), “Progress and challenges in seismic performance assessment”, *PEER Center News*, vol. **3**. <http://peer.berkeley.edu/news/2000spring/performance.html>
- Cornell, C.A., Jalayer, F., Hamburger, R.O. y Foutch, D.A. (2002), “The probabilistic basis for the 2000 SAC/FEMA steel moment frame guidelines”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, **128** (4), 526-533.
- Deierlein, G.G. (2004), “Overview of a comprehensive framework for earthquake performance assessment”, *PEER 2004/05*, In *International Workshop on Performance-Based Seismic Design Concepts and Implementation*, Bled, Slovenia, Fajfar P., Krawinkler H. (eds).
- Esteva, L. (1980), Design general, “Design of earthquake resistant structures”, Capítulo 3, E. Rosenblueth (ed), Pentech Press, Londres.

- Esteva, L. (1968), “Bases para la formulación de decisiones de diseño sísmico”, *Tesis Doctoral*, Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México.
- Frangopol, D.M. (1985), “Structural optimization using reliability concepts”, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, **111** (11), 2288-2301.
- Galambos, T.V. y Ravindra, M.K. (1973), “Tentative load and resistance factor design criteria for steel buildings”, *Research Report 18*, Structural Division, Washington University, St. Louis.
- Han, S.W. y Wen, Y.K. (1997), “Method of reliability-based seismic design I: equivalent nonlinear systems”, *Journal of Structural Engineering*, **123**, 256–263.
- Hao, G., Liang, X. y Zhang, S. (2013), “The new approximate calculation method for the first order reliability”, *Applied Mathematics*, **4**, 505-509. <http://dx.doi.org/10.4236/am.2013.43075>
- Jalayer, F., Beck, J.L. y Porter, K.A. (2004), “Effects of ground motion uncertainty on predicting the response of an existing Rc frame structure”, *Thirteenth World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, Canada; 10.
- Manual de Diseño de Obras Civiles: Diseño por Sismo* (2015), Comisión Federal de Electricidad (CFE), Ciudad de México.
- Miller, M. y Baker, J. (2015), “Ground-motion intensity and damage map selection for probabilistic infrastructure network risk assessment using optimization”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **44**, 1139-1156. <http://dx.doi.org/10.1002/eqe.2506>
- Montiel, M.A. y Ruiz, S.E. (2007), “Influence of structural capacity uncertainty on seismic reliability of building structures under narrow-band motions,” *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **36**, 1915-1934. <http://dx.doi.org/10.1002/eqe.711>
- Park, Y.J. y Ang, A.H. (1985), “Mechanistic seismic damage model for reinforced concrete”, *ASCE Journal of Structural Engineering*, **111** (4), 740-757.
- Reglamento de Construcciones del Distrito Federal (2004, 2017), *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo*, Gaceta Oficial del Departamento del Distrito Federal, Ciudad de México.
- Rosenblueth, E. (1972), “Code specification of safety and serviceability”, *Conference Preprints Reports*, International Conference on Planning and Design of Tall Buildings, Technical committee 10, Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania, 23-51.
- Ruiz, S.E., Rosenblueth, E. y Diederich R. (1989), “The Mexico Earthquake of September 19, 1985 – Seismic response of asymmetrically yielding structures”, *Earthquake Spectra*, **5** (1), pp. 103-111. <http://dx.doi.org/10.1193/1.1585513>
- Ruiz, S.E. y Rosas H. (1990), “Factor de amplificación de la respuesta de estructuras con resistencia asimétrica”, *Revista de Ingeniería Sísmica*, **39**, pp. 15-26.
- Ruiz, S.E. (1991), “Influence of intensity of motion on the seismic response of structures with asymmetric force-deformation curves”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **20** (1), 1-9. <http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/eqe.4290200102/full>

- Ruiz, S.E. (2006), “Evaluating seismic reliability of building structures”, *Chapter of the book Earthquake Engineering, Honoring Luis Esteva*, ISBN: 970-32-3699-5. J. J. Pérez Gavilán (ed). Instituto de Ingeniería, UNAM, 555-574.
- Terán-Gilmore, A., Juarez, H. y Frausto, M. (2000), “On the dynamic response of regular structures exhibiting tilt”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **29** (9), 1343-1374.
- Terán Gilmore, A. y Arroyo Espinoza, D. (2005), “Planteamiento de factores de amplificación de resistencia para estructuras con asimetría en fluencia”, *Revista de Ingeniería Sísmica*, **72**, 81-106.
- Terán Gilmore, A. y Ruiz Martínez, A. (2006), “Diseño de estructuras con asimetría en fluencia ubicadas en la zona del lago del D.F.”, *XV Congreso Nacional de Ingeniería Estructural*, Puerto Vallarta, Jalisco, México.
- Valenzuela-Beltrán, F. (2018), “Factores de Amplificación de Resistencia para Edificios con Asimetría en Fluencia, Con Base en Análisis de Confiabilidad”, *Tesis Doctoral*, Instituto de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México.
- Valenzuela-Beltrán, F., Ruiz, S.E., Reyes-Salazar, A. y Bojórquez, E. (2018), “Reliability-based strength amplification factors for structures with asymmetric yielding”, *Journal of Earthquake Engineering*, **22**, 23-62. <http://dx.doi.org/10.1080/13632469.2016.1211568>