

DETERMINACIÓN DE PARÁMETROS DE DISEÑO SÍSMICO PARA MARCOS DÚCTILES DE CONCRETO REFORZADO CON DISIPADORES DE ENERGÍA HISTERÉTICOS

Arturo Tena Colunga ¹ y Andrés Gama Contreras ²

RESUMEN

Se presentan resultados de un estudio paramétrico dedicado a evaluar, mediante análisis estáticos no lineales (pushover), parámetros globales de diseño que puedan insertarse transparentemente en los reglamentos de diseño sísmico vigentes de México para marcos de concreto reforzado dúctiles con dispositivos de disipación de energía por histéresis montados en contraventeo chevrón. Se estudiaron las siguientes variables o parámetros: número de niveles del marco, ángulo de inclinación de los contravientos con respecto al eje horizontal, contraste de rigidez entre el marco y el sistema contraviento-disipador, relaciones de rigidez elástica entre el contraviento y el disipador, y la pendiente posterior a la fluencia de los disipadores de energía. De los resultados obtenidos en el estudio se definen balances “óptimos” de rigidez que lideran a obtener mecanismos últimos satisfactorios donde los disipadores por histéresis fluyen primero y desarrollan su máxima ductilidad por desplazamiento, mientras que en los marcos se obtiene respuesta elástica o solamente se desarrollan fluencias incipientes en los extremos de las vigas.

Palabras Clave: disipación de energía, fusibles estructurales, marcos dúctiles, parámetros globales de diseño sísmico, balances de rigideces, ductilidad, sobrerresistencia, distorsiones de diseño

¹ Profesor, Universidad Autónoma Metropolitana, Departamento de Materiales, Av. San Pablo 180, Col. Reynosa Tamaulipas, 02200 México, D.F., e-mail: atc@correo.azc.uam.mx

² Alumno de Maestría, Posgrado en Ingeniería Estructural, Universidad Autónoma Metropolitana, Av. San Pablo 180, Col. Reynosa Tamaulipas, 02200 México, D.F., e-mail: ggaco13@gmail.com

1. INTRODUCCIÓN

Los terremotos son eventos potencialmente devastadores que impactan en todas las funciones de la sociedad, con pérdidas de vidas humanas, destrucción parcial o total de la propiedad, interrumpen los servicios médicos y también conllevan a pérdidas económicas importantes.

En las últimas décadas, algunas investigaciones en el campo de la ingeniería sísmica se han dedicado a desarrollar tecnologías para controlar la respuesta de las estructuras ante dichos eventos. Los sistemas modernos de protección estructural, conocidos como sistemas de control de la respuesta sísmica, pueden clasificarse, a *grosso* modo, en: a) aislamiento sísmico, b) disipadores de energía pasivos, c) control activo, y, d) control semiactivo o híbrido.

La propuesta de sistemas de control de la respuesta sísmica para mejorar el comportamiento de las edificaciones ante sismos intensos ha conducido al desarrollo de nuevos métodos de análisis y diseño. Aunque existe una gran cantidad de estudios publicados sobre el comportamiento de estructuras con sistemas de control de la respuesta sísmica, en particular para disipación pasiva de energía y aislamiento sísmico, aún hoy en día, en el caso de la disipación pasiva de energía, se han hecho relativamente pocos estudios cuyo enfoque o meta principal sea definir parámetros globales de diseño que se puedan incorporar fácilmente en los reglamentos de diseño sismorresistente de México o en recomendaciones de diseño internacionales.

La mayoría de los estudios disponibles con este enfoque para disipadores de energía pasivos se han basado en respuestas obtenidas en modelos muy simplificados, y principalmente con sistemas de un grado de libertad (por ejemplo, Arroyo y Terán 2002, Rivera *et al.* 2006, Ruiz *et al.* 2008), o en sistemas de un grado de libertad que se calibran con modelos no muy complejos de varios grados de libertad (Ciampi *et al.* 1995, Tsai *et al.* 1993, Hanson y Soong 2001, Ramírez *et al.* 2001, Ruiz y Badillo 2001, Christopoulos y Filiatrault 2006, Vargas y Bruneau 2006 y 2009a/b). Se destaca el trabajo presentado por Vargas y Bruneau (2006 y 2009a/b), donde se relacionan el cortante basal de diseño con la rigidez relativa del marco con respecto a la rigidez elástica total del sistema (α) y con la ductilidad local máxima del disipador histerético que garantiza que el marco se comporte elásticamente (μ_{max}). Además, se calcula el factor de sobrerresistencia de sistema, Ω_0 , asociado a la fluencia de los disipadores sin que el resto de los elementos sismorresistentes se comporten inelásticamente. Con base en su estudio paramétrico, Vargas y Bruneau (2009a) proponen un procedimiento de diseño para sistemas de varios grados de libertad que calibraron con el diseño de un marco de tres niveles y una crujía que dispone de contravientos restringidos contra pandeo como dispositivo disipador de energía, que después fue construido y ensayado en mesa vibradora, donde los resultados obtenidos validan el procedimiento propuesto (Vargas y Bruneau 2009b). Ciertamente el estudio presentado por Vargas y Bruneau (2006 y 2009a/b) es de gran valía y constituye un avance importante para adaptar procedimientos racionales de diseño a la filosofía vigente en la mayoría de los reglamentos de diseño sísmico del mundo, al permitir definir parámetros globales de reducción de los espectros de diseño, como es el factor de sobrerresistencia, Ω_0 . Sin embargo, al haberse conducido este estudio paramétrico en sistemas idealizados de un grado de libertad, donde esencialmente se concentran y promedian las respuestas inelásticas, se tienen aún incertidumbres de qué tan aplicables son los valores recomendados de los parámetros evaluados para estructuras de varios grados de libertad más complejas a las estudiadas por los autores, por ejemplo, cuando se dispongan de marcos con varias crujías y varias de ellas no dispongan de dispositivos disipadores de energía y, además, se disponga de un mayor número de niveles y se tome en cuenta el impacto de las cargas verticales.

Por ello, intentando dar un paso adelante en este sentido, este equipo de trabajo se dio a la tarea de desarrollar estudios paramétricos extensos dedicados a evaluar, mediante análisis estáticos

no lineales (pushover), parámetros globales de diseño sísmico que puedan insertarse transparentemente en las principales recomendaciones de diseño sísmico de México vigentes: al Apéndice A de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo (NTCS-04 2004) del Reglamento para las Construcciones del Distrito Federal y el Manual de Obras Civiles (MOC-2015 2015), para los siguientes sistemas: a) marcos de concreto reforzado no dúctiles con dispositivos de disipación de energía por histéresis montados en contraventeo chevrón (Nangullasmú 2011, Tena y Nangullasmú 2013), b) marcos de concreto reforzado con confinamiento dúctil con dispositivos de disipación de energía por histéresis montados en contraventeo chevrón (Nangullasmú y Tena 2016), c) marcos de acero dúctiles con dispositivos de disipación de energía por histéresis montados en contraventeo chevrón (Hernández 2015, Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2017) y, d) marcos de concreto reforzado dúctiles con dispositivos de disipación de energía por histéresis montados en contraventeo chevrón (Gama 2015). Se estudiaron marcos cuyas elevaciones oscilan entre 5 y 25 niveles, utilizando diferentes balances de rigidez entre el sistema contraviento-dispositivo histerético y el marco resistente a momento (α) y otros parámetros relevantes, como se describe con detalle secciones adelante. En este artículo se resumen los resultados más importantes obtenidos por Gama (2015) en el estudio de marcos dúctiles de concreto reforzado.

2. GENERALIDADES DEL ESTUDIO

El empleo de edificios estructurados con base en marcos de concreto reforzado en las zonas urbanas de México es lo más común. Aunque lastimosamente en la práctica mexicana se sigue prefiriendo diseñar y construir marcos no dúctiles de concreto reforzado antes que marcos propiamente dúctiles (Riobóo 1995, García Jarque 2007, Tena-Colunga *et al.* 2008, Tena *et al.* 2012), se estudió paralelamente el diseño para marcos dúctiles de concreto reforzado conforme a las normas de concreto de México (NTCC-04 2004), porque su aplicación debe fomentarse e ilustrar que es un mito que el procedimiento de diseño sea “difícil de entender y engorroso”.

Por lo tanto, se estudiaron marcos planos de concreto reforzado con un sistema de contraventeo de acero tipo chevrón que sirve de soporte a los disipadores histeréticos (Figura 1). Se formularon las siguientes hipótesis:

- los marcos planos son competentes para resistir las cargas verticales y la proporción que les corresponda de las fuerzas sísmicas de diseño, pero respondiendo en el intervalo de comportamiento elástico,
- el sistema de contraventeo, que sirve de soporte a los disipadores de energía, se comporta elásticamente y,
- los disipadores histeréticos son los únicos que idealmente deberán trabajar inelásticamente ante la acción de un sismo intenso.
- El sistema de piso es infinitamente rígido y resistente (no experimentará daño durante el sismo), como lo establecen las NTCS-04 y el MOC-2015 para estructuras regulares.



Figura 1: Sistema de marcos de concreto reforzado con contraventeo y disipador

2.1 Modelos estructurales

Los marcos analizados corresponden a una estructura regular tridimensional con uso para oficinas. Los edificios cuentan con una planta rectangular de 24 m de ancho (dirección Y) y 32 m de largo (dirección X) en la que los marcos periféricos se encuentran contraventeados en sus crujeas exteriores; los claros miden 8m (Figura 2). En ambas direcciones existen vigas secundarias situadas en la mitad de cada claro, dividiendo el tablero de losa delimitado por las vigas primarias en cuatro áreas, para los modelos de estudio el ángulo de inclinación de los contravientos es de 45° con respecto a la horizontal.

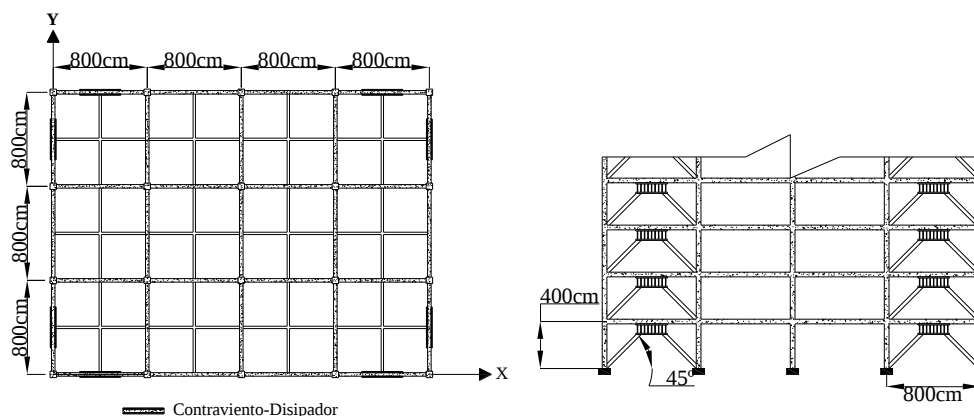


Figura 2: Elevación y planta de la configuración estructural de los modelos

Los modelos estudiados tienen 5, 10, 15, 20 y 25 niveles, las alturas de entrepiso son de 4m. Por lo tanto, las alturas totales son de 20, 40, 60, 80 y 100 m, respectivamente. Las relaciones de esbeltez (H/L) para la dirección de estudio (dirección X), corresponden a 0.625, 1.25, 1.875, 2.5 y 3.125, respectivamente. Los cambios de sección propuestos para los diferentes niveles se muestran gráficamente en la Figura 3.

2.2 Parámetros estructurales

El sistema estructural total (ST) puede ser dividido en un marco de concreto con detallado dúctil (Sistema Gravitacional, SG) y los dispositivos disipadores de energía montados sobre contravientos tipo chevrón (Sistema Disipador, SD, Figura 1).

Para monitorear y cuantificar el aporte de estos dos sistemas de manera individual a la respuesta global de la estructura, se define la variable α , que es la proporción de la rigidez lateral que aportan los marcos (K_{SG}) con respecto a la rigidez lateral total del sistema marco-contraviento disipador (K_{ST}), es decir:

$$\alpha = \frac{K_{SG}}{K_{ST}} \quad (1)$$

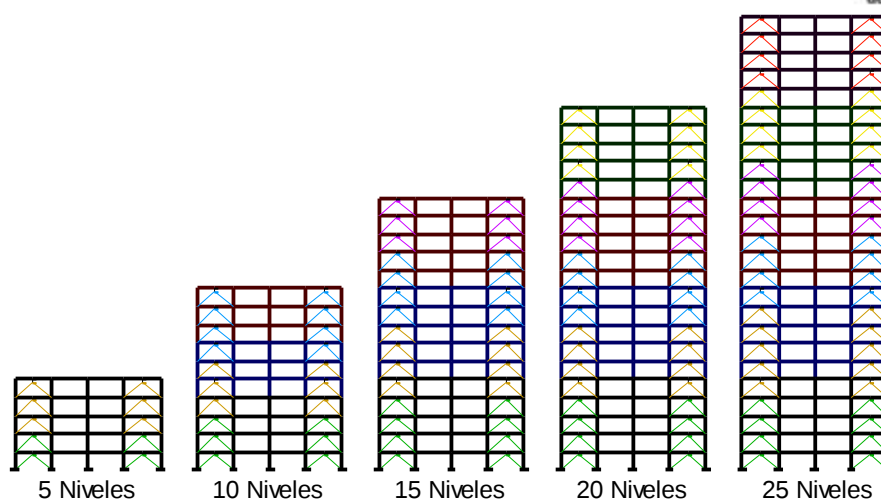


Figura 3: Niveles y cambios de sección para los modelos en estudio

En este trabajo se presentan tres casos de estudio:

- I. Cuando los marcos son lateralmente menos rígidos que el sistema contraviento-disipador ($\alpha=25\%$), escenario en el cual el sistema contraviento-disipador de energía debe ser capaz de resistir la mayor parte de la demanda sísmica.
- II. Cuando los marcos son iguales de rígidos que el sistema contraviento-disipador ($\alpha=50\%$).
- III. Cuando los marcos son lateralmente más rígidos que el sistema contraviento-disipador ($\alpha=75\%$), escenario en el cual los marcos deben ser capaces de resistir la mayor parte de la demanda sísmica y permanecer elásticos.

Otra variable en estudio es la proporción de la rigidez lateral elástica del disipador de energía (K_{DDE}) con respecto a la rigidez lateral de los contravientos de soporte (K_{diag}):

$$\beta = \frac{K_{DDE}}{K_{diag}} \quad (2)$$

Se consideraron los siguientes balances: $\beta=1.0$, $\beta=0.75$, $\beta=0.50$ y $\beta=0.25$, donde $\beta=1.0$ indica que la rigidez del contraviento es la misma que la del disipador, y los valores de $\beta < 1$ indican que el disipador es más flexible que el contraviento de soporte, lo cual en teoría es lo más deseable. La empresa EMRSA utilizó en sus proyectos con disipadores de energía ADAS valores de β que varían entre el 0.25 y 0.50 (Martínez Romero 2003).

Finalmente, se consideró la variación en la pendiente posterior a la fluencia que desarrollan los disipadores de energía histeréticos, normalizada con respecto a la pendiente elástica inicial, denotado por la variable K_2 (Figura 4). Muchos de los investigadores e ingenieros en la práctica idealizan el comportamiento de los disipadores histeréticos como elastoplástico perfecto ($K_2=0$). Sin embargo, el estudio evalúa además un comportamiento bilineal por parte de los disipadores de energía, por lo cual se utilizaron los siguientes valores de pendientes posteriores a la fluencia $K_2=0$, $K_2=0.03K_{DDE}$ y $K_2=0.05K_{DDE}$, que cubre de manera práctica el intervalo de valores reportados en investigaciones experimentales (por ejemplo, Whittaker *et al.* 1989, Aguirre y Sánchez 1992, Tsai *et al.* 1993).

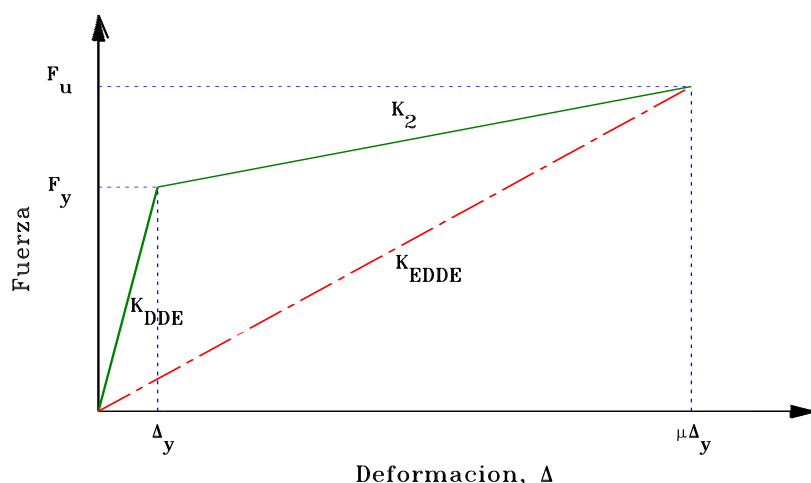


Figura 4: Curva típica fuerza-deformación de un disipador histerético con comportamiento bilineal

El número total de modelos de edificios que se diseñaron rigurosamente conforme a los lineamientos de los reglamentos de Construcción de México para las diferentes combinaciones de variables (niveles, α , β , K_2) es de 180.

3. METODOLOGÍA DE DISEÑO POR RIGIDEZ Y CAPACIDAD

El método de diseño del sistema estructural desarrollado se enfoca en cumplir con las relaciones de rigidez establecidas. Con la finalidad de simplificar el número de variables, en lugar de obtener la fuerza cortante de diseño de forma tradicional, mediante un espectro de diseño sísmico reducido para tomar en cuenta la ductilidad, la sobrerresistencia, la redundancia y demás variables importantes en un diseño conforme a reglamento, se definió para todos los modelos un cortante sísmico de diseño del 10% del peso total de la estructura ($V/W=0.10$), cortante basal efectivo de diseño de la zona del lago de la ciudad de México más demandada cuando se considera una ductilidad global del sistema estructural de cuatro ($Q=4$). Asimismo, la ductilidad local objetivo de los disipadores histeréticos se supuso $\mu=10$.

En la Figura 5 se ilustra esquemáticamente el método de diseño, el cual se basa en un proceso iterativo en el que se propone inicialmente el sistema gravitacional mínimo, que se puede concebir cumpliendo con los requisitos para marcos dúctiles de concreto de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto (NTCC-04 2004) en su apartado 7. Posteriormente, este prediseño se ajusta de acuerdo con los objetivos de relaciones de rigidez establecidos. Ya dimensionados ambos sistemas, se hace el completo detallado de ambos sistemas (diseño por capacidad).

Así, conforme a la ingeniería conceptual (paso A), el diseño de los modelos se hizo lo más apegado a la realidad posible. Para todos los modelos, el sistema de piso que se diseñó (paso B) consiste en una losa maciza de concreto reforzado apoyada perimetralmente y provista con vigas secundarias en ambas direcciones. Ya establecido el sistema de piso, se hace una estimación de las cargas (paso C) para cuantificar el nivel de carga axial que se presentaría en una columna de planta baja, en la combinación más desfavorable. Posteriormente, se hace un predimensionado de las columnas (paso D) para todos los diferentes cambios de sección utilizando su carga actuante correspondiente, para lo cual, se utilizan los requisitos geométricos de marcos dúctiles del capítulo 7 de las NTCC-04 (2004). Una vez obtenidas las dimensiones de las columnas, se proponen secciones transversales de las vigas (paso E) que tengan la proporción deseada y que cumpla con los

Diagrama de flujo para el diseño de un sistema de piso:

```

    graph TD
      A[A Ingeniería conceptual] --> B[B Diseño del sistema de piso]
      B --> C[C Estimación de las cargas]
      C --> D[D Predimensionado de las columnas]
      D --> E[E Predimensionado de las vigas]
      E --> F[F Cálculo de cargas totales]
      F --> G[G Estimación de la rigidez lateral del sistema gravitacional]
      G --> H[H Predimensionado del sistema de contraventeo y el dispositivo histerético]
      H --> I[I Análisis estático lineal]
      I --> J[J Diseño por capacidad]
      J --> K[K Análisis estático no lineal]
      K --> D1{Satisfactorio}
      D1 -- No --> C
      D1 -- Si --> Fin([Fin])
  
```

Detalles de los pasos:

- (C) Estimación de las cargas:**
 - $A_g \geq P_u / 0.5 f'_c$
 - $c_{menor} \geq 30 \text{ cm}$
 - $c_{menor} / c_{mayor} \geq 0.4$
 - $H / c_{menor} \leq 15$
 - $b \geq 25 \text{ cm}$
 - $h/b \leq 3$
 - $L/b \leq 30$
 - $L/d \geq 4$
 - $b \leq c$
 - Conexiones no excéntricas ($e/10$)
- (F) Cálculo de cargas totales:** $V = 0.1W$
- (G) Estimación de la rigidez lateral del sistema gravitacional:**

$$K_{SD1} = \frac{48E}{h_2 \left(\frac{48E}{\sum_{i=1}^n \frac{I_{ci}}{h_{ci}^3}} + \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{I_{ci}}{h_{ci}^3}} \right) \left(\frac{h_1 + h_2}{N_{r2}} \right) + \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{I_{ci}}{h_{ci}^3}} \left(\frac{h_1}{N_{r1}} \right)}$$
- (H) Predimensionado del sistema de contraventeo y el dispositivo histerético:**

$$K_{contraventeo-dinapader} = (1 - \alpha) K_{total} = n K_{eq}$$

$$\frac{1}{K_{eq}} = \frac{1}{K_{diag}} + \frac{2 \cos^2 \theta}{K_{EDDE}}$$

$$K_{diag} = \frac{E_{diag} A_{diag}}{L_{diag}} \cos^2 \theta$$

$$K_{EDDE} = \frac{E_{DDE} + K_2 (\mu - 1)}{\mu} \cos^2 \theta$$
- (I) Análisis estático lineal:**

$$V_u \geq \frac{M_R^+ + M_R^-}{L} + \frac{w}{2}$$
- (J) Diseño por capacidad:**
- (K) Análisis estático no lineal:**

Limitación del área de la diagonal: $A_{diag} < \text{cm}^2$

Una vez definido el sistema gravitacional (SG), se procede a estimar la rigidez lateral elástica correspondiente a cada entrepiso, para calcular la rigidez lateral del marco (paso G), donde se utilizaron las fórmulas de Wilbur (por ejemplo, Bazán y Meli 2008). Para ello se consideraron secciones gruesas en columnas y en vigas, modelando a las vigas como de sección transversal en T tomando el ancho equivalente de la losa a compresión conforme se establece en los reglamentos de México. No se consideraron secciones agrietadas en vigas y columnas, dado que la premisa de diseño es que el sistema funcione bajo el concepto de fusible estructural y, por ende, el marco debe permanecer esencialmente elástico ante cargas laterales asociadas al sismo de diseño.

Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural, Passo Fundo, v. 14, n. 1, p. 35-58, jan. /abr. 2017

cumplen cuando hay cambio de contravientos. Las relaciones que deben guardar el sistema disipador (K_{SD}), el sistema total (K_{ST}), están dadas por:

$$K_{SD} = (1 - \alpha)K_{ST} \quad (3)$$

La rigidez que debe tener el sistema disipador (K_{SD}) en función de la rigidez del sistema gravitacional (K_{SG}) y la relación alfa (α) está dada por:

$$K_{SD} = \frac{(1-\alpha)}{(\alpha)} K_{SG} \quad (4)$$

Con las ecuaciones anteriores se puede relacionar la rigidez del sistema disipador (K_{SD}) y la rigidez de las diagonales equivalentes (nK_{ESD}), las cuales son elementos axiales que se utilizan para modelar los sistemas disipadores para un análisis estático lineal. De esta manera, la relación de rigidez entre el sistema disipador y el número de diagonales equivalentes n está dada por:

$$K_{SD} = nK_{ESD} \quad (5)$$

El dispositivo histerético tiene una curva de capacidad bilineal como se ilustra en la Figura 4. No obstante, para los análisis estáticos lineales se necesita modelar este comportamiento de manera lineal equivalente. Para ello, se introduce el concepto de rigidez equivalente del dispositivo histerético (K_{EDDE}); esta rigidez es la suma vectorial del comportamiento elástico y el inelástico (Figura 4).

En ensayos experimentales (Whittaker *et al.* 1989 y 1991, Aguirre y Sánchez 1992, Aiken *et al.* 1993) se ha observado que los dispositivos histeréticos son capaces de desarrollar ductilidades del orden de 10 ($\mu = 10$) durante un número muy grande de ciclos (100-180 ciclos) sin sufrir una degradación en su resistencia, y ductilidades máximas del orden de 15 ($\mu = 15$), que conllevan a la falla después de pocos ciclos (15-20 ciclos). Un mejor conocimiento del desempeño del dispositivo histerético lo debe proporcionar el fabricante; sin embargo, una ductilidad local de 10 ($\mu = 10$) es un valor que debe tomarse como un indicador del nivel de deformación que debe tolerarse para fines de diseño.

La rigidez equivalente del dispositivo histerético (Figura 4) modelada como un elemento axial con una rigidez equivalente en función de la ductilidad objetivo (distorsión última entre distorsión de fluencia, ($\mu = \Delta_u/\Delta_y$) y la pendiente posterior a la fluencia (K_2) está dada por (Tena 2000):

$$K_{EDDE} = \frac{K_{DDE} + K_2(\mu - 1)}{\mu} \quad (6)$$

La rigidez axial elástica de las diagonales del sistema contraventeo (K_{diag}) está definida por:

$$K_{diag} = \frac{E_{diag} A_{diag}}{L_{diag}} \cos^2 \theta \quad (7)$$

El sistema disipador está conformado por el sistema de contraventeo y los dispositivos histeréticos. Este sistema se puede modelar como un resorte en serie utilizando el concepto de rigidez efectiva del dispositivo histerético. Por lo tanto, en un montado en contravientos tipo chevrón, el sistema debe cumplir (Tena 2000):

$$\frac{1}{K_{EDDE}} = \frac{1}{K_{diag}} + \frac{2 \cos^2 \theta}{K_{DDE}} \quad (8)$$

Por lo tanto, la rigidez del elemento axial equivalente para el análisis estático lineal en un montado en chevrón se obtiene despejando K_{EDDE} de la ecuación 8 (Tena 2000):

$$K_{EDDE} = \frac{K_{diag}[\beta K_{diag} + K_2(\mu - 1)]}{\beta K_{diag} + K_2(\mu - 1) + 2\mu K_{diag} \cos^2 \theta} \quad (9)$$

En el paso I del proceso (Figura 5), se tienen todas las características de los materiales, cargas actuantes y dimensiones tanto del sistema gravitacional como de la diagonal equivalente (modela al sistema contraviento-disipador). Es posible entonces construir el modelo estático lineal tridimensional, donde se incluya además la participación de los marcos internos que no tienen disipadores, en un programa de análisis estructural, por ejemplo, ETABS, SAP-2000, Staad-Pro o similares.

Una vez hecho el análisis estático lineal tridimensional, se obtienen los requerimientos de resistencia en los elementos estructurales para cada sección. Por tanto, se procede con el diseño por capacidad de la estructura (paso J, Figura 5). El diseño de los elementos estructurales favorece el mecanismo de daño controlado. Por consiguiente, en un diseño por capacidad clásico, se debe diseñar cada línea de defensa ante carga lateral del elemento más débil al más fuerte, por lo que en este caso se debería diseñar primero al dispositivo histerético, después al sistema de contraviento garantizando que se comporte elásticamente, posteriormente se diseñan las vigas, después las columnas y por último los nudos viga-columna, como se ha hecho con éxito en otros trabajos de este grupo académico (Nangullasmú 2011, Tena y Nangullasmú 2013, Nangullasmú y Tena 2016, Hernández 2015 y Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2016).

Sin embargo, en este trabajo se exploró una variante del diseño por capacidad de todo el sistema que se explica con detalle en Gama (2015). La variante más importante es en el diseño del marco dúctil, pues se predimensionaron vigas y columnas de manera que todos los nudos sean totalmente confinados (Terán 2014) de acuerdo con los criterios establecidos para marcos dúctiles de concreto reforzado tanto en las NTCC-04 como en el ACI-318. Así, el proceso de diseño por capacidad empleado por Gama (2015) fue: dispositivo histerético, contravientos, nudos totalmente confinados en todas sus caras, vigas, columnas y, finalmente, revisión del nudo viga-columna. Con ello se concluirían los criterios de resistencia.

Aunque no se indican en la Figura 5, los pasos finales de un proceso de diseño conforme a los reglamentos de diseño sísmico vigentes en México serían:

- Dado que el diseño ya es satisfactorio en resistencia, sólo se comprueba que el balance final de las relaciones de rigidez α y β sean cercanas a las supuestas inicialmente o en intervalos recomendados como aceptables, en caso que durante el proceso iterativo de diseño se hayan tenido que modificar de manera importante las secciones de los elementos estructurales con respecto a las inicialmente propuestas.
- Se revisa que la estructura cumpla con los estados límites de deformación lateral (distorsiones últimas de diseño), conforme lo establezca una normatividad o un objetivo de diseño. En esta investigación paramétrica no se establecieron valores límites en este sentido. En un diseño conforme a un reglamento se debe satisfacer este requisito y, en caso de no hacerlo, significaría que la estructura sería más flexible que lo que permite el reglamento. Lo más recomendable en este caso sería proponer una mayor rigidez lateral del sistema contraviento-disipador, es decir, un valor de α más pequeño. Para ello, existen

varias opciones posibles: a) reducir el valor de la ductilidad local objetivo μ del dissipador, b) aumentar la rigidez elástica del dissipador (aumentar el valor de β) o, c) proponer una mayor sección transversal de los contravientos (aumentar K_{diag}) y se regresaría al inciso H (Figura 5). En caso de satisfacerlo, el diseño está terminado.

Alternamente, y como se hizo en este trabajo (Gama 2015) se puede emplear una metodología de diseño por desempeño, por lo que toda vez calculadas todas las características del sistema gravitacional como dissipador, se procede a crear un modelo para el análisis estático no lineal (paso K, Figura 5), donde se evalúan las demandas de deformación y resistencias inelásticas de la estructura y, con base en ello, se acepta o modifica el diseño propuesto.

4. GENERALIDADES DE LOS ANÁLISIS NO LINEALES

Se llevaron a cabo análisis estáticos no lineales ante cargas monótonas crecientes (“pushover”) para los diseños de los 180 marcos en estudio, cuyos resultados se reportan con detalle en Gama (2015).

4.1 Generalidades del modelado

En todos los casos se incluyó el efecto P- Δ en columnas y contravientos, para tomar en cuenta las deflexiones horizontales y las fuerzas internas generadas por los momentos asociados a tal efecto. Las vigas y columnas se modelaron como elementos viga-columna con la posibilidad de desarrollar articulaciones plásticas en sus extremos. Para la estimación de las capacidades nominales de vigas y columnas de concreto reforzado, se empleó el modelo de Kent y Park modificado para concreto confinado (Park *et al.* 1982), en función del refuerzo y el detallado utilizado en el diseño. La estimación de las capacidades se llevó a cabo empleando el programa BIAx (Wallace y Moehle 1989).

Los contravientos de acero se modelaron como elementos axiales y se consideró un comportamiento elastoplástico perfecto a tensión y un pandeo elástico a compresión, determinando la capacidad a compresión de los contravientos considerando que sus condiciones de apoyo corresponden a un apoyo simple ($k=1$) y tomando en cuenta sus relaciones de esbeltez (kl/r) a la hora de determinar su capacidad nominal conforme a las Normas Técnicas para Diseño de Estructuras Metálicas (NTCEM-04 2004) del Reglamento para las Construcciones del Distrito Federal.

Los dissipadores de energía se modelaron como elementos viga-columna con la posibilidad de desarrollar articulaciones plásticas en sus extremos y conectados en la parte inferior a los contravientos y en la parte superior a las vigas. Se consideró que el nodo inferior del dissipador está restringido al giro, lo cual se hizo con base en los resultados de estudios previos (Tena-Colunga 1997, Tena 2000), donde este modelado permitió obtener correlaciones muy razonables con los resultados reportados para el modelo de edificio ADAS-3 ensayado en la mesa vibradora de la Universidad de California en Berkeley (Whittaker *et al.* 1989).

4.2 Definición del mecanismo último aceptable

El criterio empleado para definir el mecanismo último aceptable (no necesariamente el mecanismo de colapso) de los marcos estudiados se basó, además de alcanzar la ductilidad objetivo de los dissipadores de energía (μ), en la capacidad de rotación plástica teórica de las vigas y de las

columnas o, en su defecto, el pandeo de los contravientos, particularmente en el caso de los marcos no dúctiles de concreto reforzado. En los elementos de concreto reforzado las rotaciones plásticas en vigas y columnas se determinaron a partir de diagramas momento-curvatura calculados en el programa BIAx (Wallace y Moehle 1989). La información obtenida de los análisis no lineales se procesó hasta el incremento de desplazamiento correspondiente a cuando la mayoría de los disipadores alcanzaron la falla, es decir, cuando éstos desarrollaban ductilidades mayores a la ductilidad objetivo de diez ($\mu \geq 10$), pero a la vez se restringió que en ningún disipador se alcanzaran ductilidades mayores a doce ($\mu \leq 12$), suponiendo que es a partir de ahí cuando los disipadores pudieran empezar a desconectarse de su sistema de soporte (contravientos). Por lo tanto, en este estudio se consideraron ductilidades objetivo de los disipadores $10 \leq \mu \leq 12$. Se monitoreó que siempre fluyeran primero los disipadores antes que se presentasen fluencias tempranas de vigas, o aún peor, de columnas, que sería un desempeño inaceptable desde el punto de vista de un diseño por capacidad y bajo la premisa que los disipadores actúen como fusibles estructurales. En la Figura 6 se ilustra la escala empleada para el mapeo de fluencias inelásticas. Los índices de daño se presentan en escala de grises y corresponden a distintos niveles de daño.

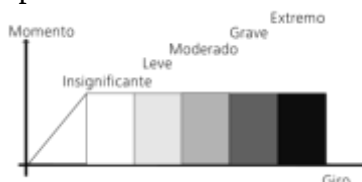


Figura 6: Escala de grises para identificar demandas inelásticas

5. RESULTADOS DE LOS ANÁLISIS NO LINEALES

El propósito principal de hacer los análisis estáticos no lineales ante carga monótona creciente fue primordialmente para estimar parámetros globales de diseño (Q , R , Δ_y y Δ_u) conforme a la notación de los reglamentos de México (como se explica más adelante) y definir las combinaciones de valores de μ , α , β , y K_2 donde se cumple razonablemente con el mecanismo último buscado (fusible estructural), utilizando el procedimiento de diseño propuesto.

Por esta razón fue que se realizaron “autopsias” completas de los análisis no lineales para cada estructura (se calcularon curvas cortante-distorsión –globales y de entrepiso–, se trazaron mapeos de fluencias de todos los elementos estructurales, etc.), en lugar de concentrarse en monitorear un solo parámetro y, con base en ello, formular recomendaciones de diseño, de cuestionable aplicación generalizada. Los resultados así procesados se presentan con detalle en Gama (2015) y se discuten algunos de los más relevantes a continuación.

5.1 Mapeos de fluencias y curvas globales cortante-distorsión

En las Figuras 7 a 11 se presentan los mapeos de fluencia y las curvas globales cortante basal normalizado vs distorsión global para los modelos más representativos de 5 a 25 niveles, cuando se llevan a los disipadores a la ductilidad objetivo $\mu = \mu_d = 10$. En las curvas globales se muestran tanto la curva global (G), como la aportación del marco (M) y del sistema contraviento disipador (CD), la distorsión a la primera fluencia de los disipadores (Δ_{yd}), de las vigas (Δ_{yb}), y de las columnas (Δ_{yc}), en su caso.

En los marcos de cinco niveles (Figura 7), se aprecia que el mejor desempeño, el que minimiza las fluencias incipientes en vigas mientras que maximiza la fluencia en disipadores, se

obtiene con $\alpha=0.50$ (Figura 7b), aunque pudiera ser aceptable cuando $\alpha=0.25$ (Figura 7a), donde se obtiene una mayor ductilidad global y una menor sobrerresistencia. Sin embargo, se aprecia que en este caso fluyen incipientemente algunas columnas.

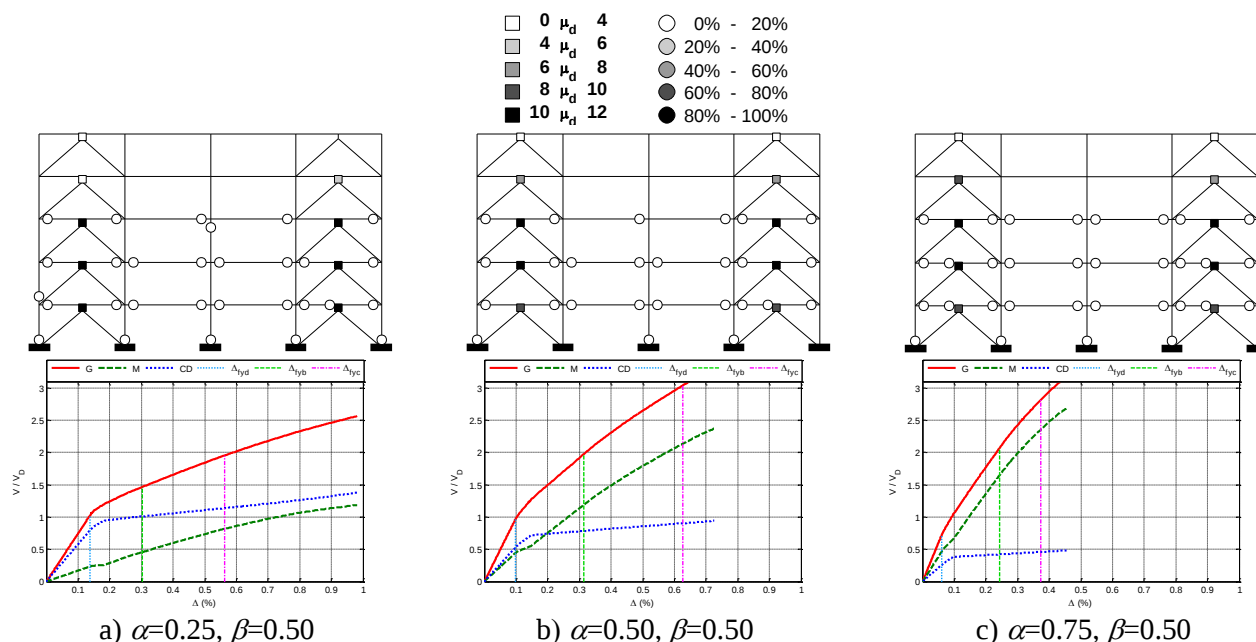


Figura 7. Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ y curvas globales cortante basal – distorsión global para modelos de 5 niveles cuando $\theta=45^\circ$ y $K_2=0.05K_{ELD}$

En los marcos de diez niveles (Figura 8) se aprecia algo similar, aunque en este caso se presentan fluencias incipientes en las columnas de los entrepisos inferiores cuando $\alpha=0.25$ (Figura 8a) y cuando $\alpha=0.50$ (Figura 8b), por lo que el mejor desempeño desde el punto de vista de un diseño con el concepto de fusible estructural se obtiene para $\alpha=0.75$ (Figura 8c), donde no existen fluencias en columnas.

En los marcos de quince niveles (Figura 9) se presentan más fluencias incipientes en vigas y columnas en los niveles inferiores para $\alpha=0.25$ (Figura 9a) y $\alpha=0.50$ (Figura 9b), y comienzan a ser moderadas en el primer entrepiso cuando $\alpha=0.25$ (Figura 9a). El mejor desempeño desde el punto de vista de un diseño con el concepto de fusible estructural se obtiene nuevamente para $\alpha=0.75$ (Figura 9c), donde no existen fluencias en columnas.



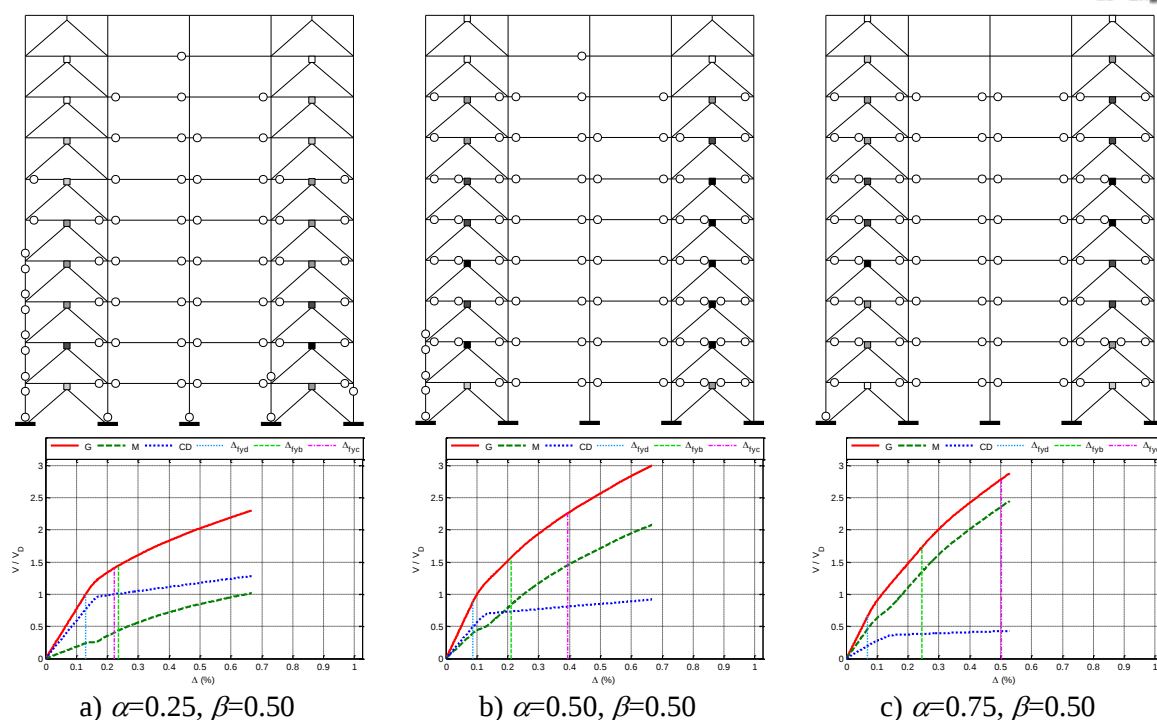


Figura 8: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ y curvas globales cortante basal – distorsión global para modelos de 10 niveles cuando $\theta=45^\circ$ y $K_2=0.05K_{ELD}$

Para los marcos de veinte niveles (Figura 10), es inevitable el que se presentan fluencias incipientes en columnas, independientemente del balance de rigidez α seleccionado, aunque se mantiene la tendencia que la fluencia en columnas se presenta primero y es mayor a medida que α disminuye, como consecuencia de que los contravientos descargan cargas axiales de mayor magnitud a las columnas, dado que el sistema contraviento-disipador toma una mayor proporción de las cargas laterales, y esta axialización de las columnas de borde a flexotensión ocasiona que respondan inelásticamente. Por ello, el mejor desempeño desde el punto de vista de un diseño con el concepto de fusible estructural se obtiene nuevamente para $\alpha=0.75$ (Figura 10c), donde las fluencias incipientes en columnas se limitan a las columnas de borde de los primeros tres niveles. Las sobrerresistencias desarrolladas para $\alpha=0.75$ están por arriba de 4.0 (Figura 13b), como consecuencia que, en el proceso de diseño, se requirieron secciones mayores de columnas (y vigas para cumplir que los nudos sean totalmente confinados) para poder diseñarlas razonablemente a flexotensión.

Los modelos de veinticinco niveles tiene una altura de 100 m y la esbeltez en altura es importante ($h/b = 3.125$). Si se diseña con la premisa de satisfacer al 100% las proporciones sugeridas en la sección 7.4 de las NTCC-04 (2004) para vigas y columnas para considerarse que los nudos están totalmente confinados en todas sus caras, es muy complicado implantar los balances de α , al grado que resultan secciones prácticamente inviables constructivamente para los balances $\alpha = 0.5$ y $\alpha = 0.25$. Para el balance $\alpha = 0.75$, los únicos balances β que son factibles de diseñar y construir desde el punto de vista económico son $\beta = 1.0$ y $\beta = 0.75$. Resulta muy complicado diseñar un sistema gravitacional capaz de resistir las demandas mecánicas, producto de la interacción con el sistema disipador y la rotación propia. Esto conlleva a proponer columnas muy robustas, con resistencias muy grandes a flexión que presentan serias complicaciones para cumplir con los requisitos de marcos dúctiles de las NTCC-04, en relación con los límites que establece el

reglamento para la fuerza cortante de diseño (sección 2.5.2.4) y tamaño máximo de barras de acero en conexiones (sección 7.4.5.2).

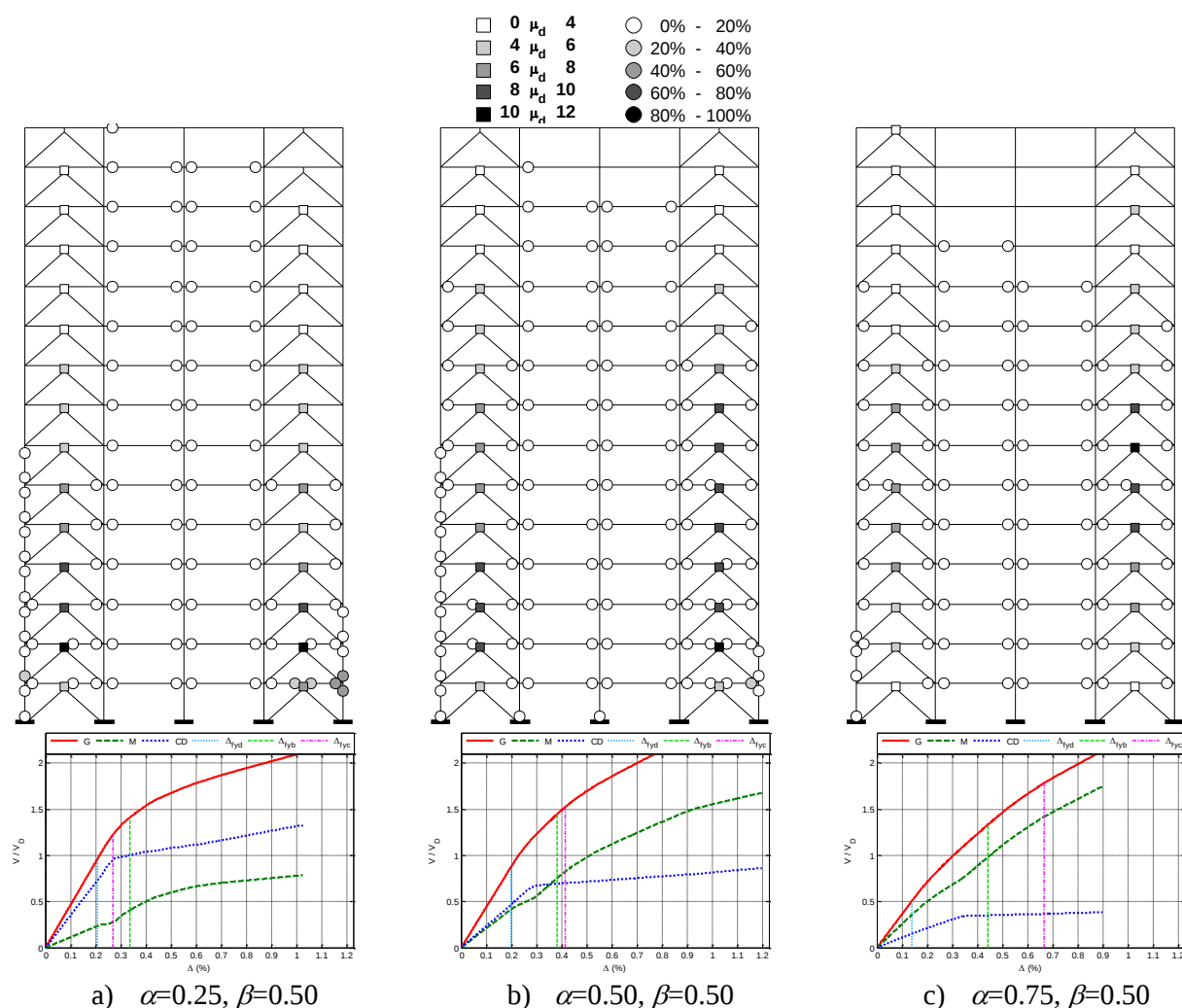


Figura 9: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ y curvas globales cortante basal – distorsión global para modelos de 15 niveles cuando $\theta=45^\circ$ y $K_2=0.05K_{ELD}$

Todos los modelos de veinticinco niveles se diseñaron con el mismo sistema gravitacional, de manera tal que el único parámetro que varía es el sistema disipador (diagonales y dispositivos) para cada uno de los modelos. La ductilidad objetivo del dispositivo histerético con la que se diseñó el sistema disipador de todos los modelos de veinte niveles fue de 10 ($\mu = \mu_d = 10$). Los balances de rigidez $\alpha = 0.25$ y $\alpha = 0.50$ son prácticamente inviables en términos constructivos, y los modelos tienen un desempeño malo a grandes ductilidades con formación de mecanismos indeseables (Figura 11). En cuanto al balance $\alpha = 0.75$, su desempeño es insatisfactorio (Figura 11, curva de capacidad global) y el sistema disipador es contraproducente para el desempeño estructural cuando se desarrollan grandes ductilidades, de manera tal que no se justifica la implantación del sistema disipador.

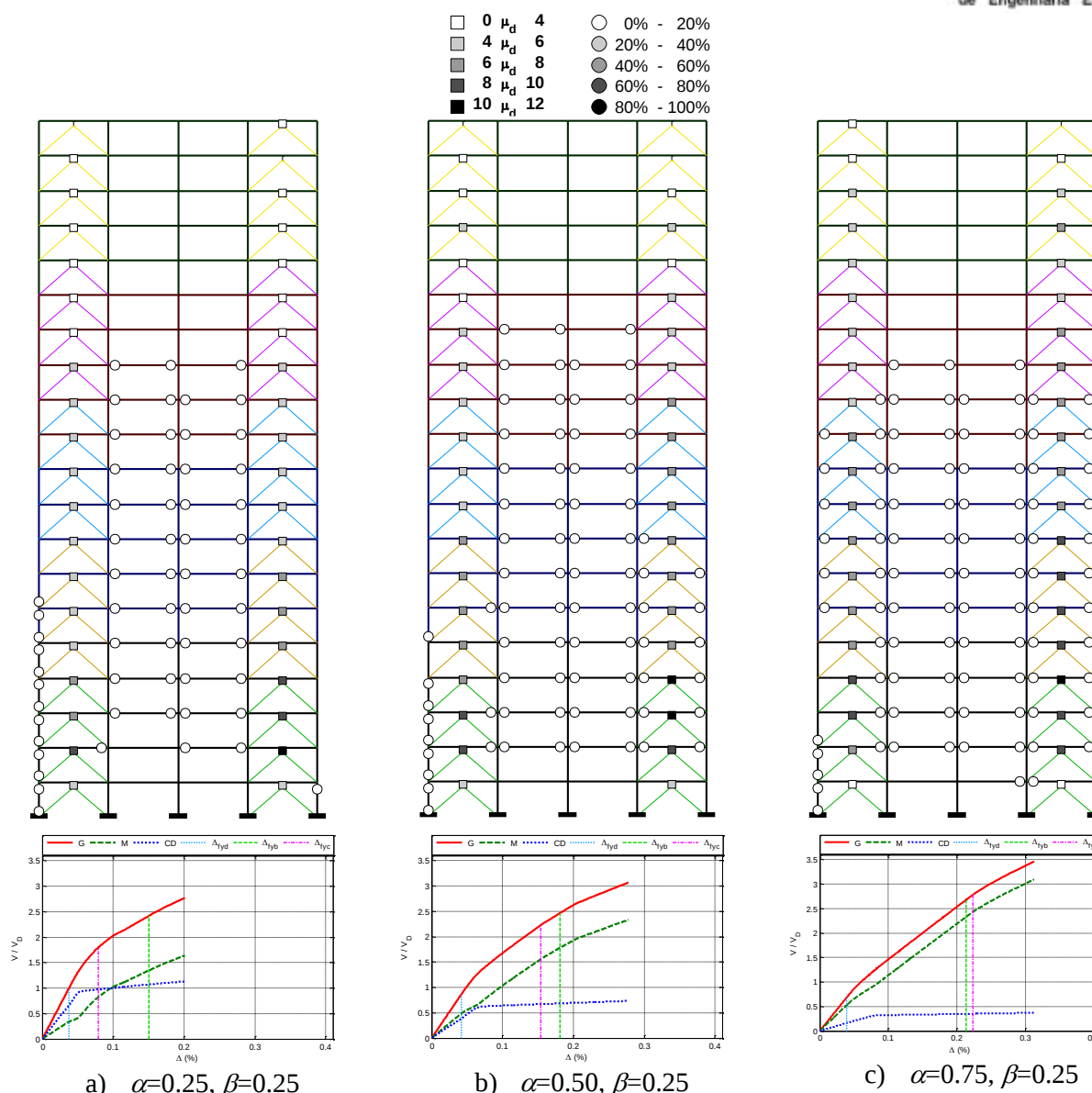


Figura 10: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ y curvas globales cortante basal – distorsión global para modelos de 20 niveles cuando $\theta=45^\circ$ y $K_2=0.05K_{ELD}$

La solución más racional para diseñar sistemas de esta elevación es no forzar, *a-priori*, que todos los nudos se encuentren confinados en todas sus caras, lo que permite llegar a un diseño de vigas mejor proporcionadas y columnas menos robustas, como se ha obtenido en estudios paralelos realizados en marcos de concreto reforzado diseñados de manera que sólo se satisfagan los requisitos de detallado mínimo (refuerzo longitudinal y confinamiento) exigidos para marcos dúctiles (Nangullasmú y Tena 2016).

6. DEFINICIÓN DE PARÁMETROS GLOBALES DE DISEÑO

Toda vez que se estudiaron con detalle los mapeos de demandas inelásticas y su relación con las demandas de ductilidad objetivo de los disipadores, se procedió a analizar la información de los análisis estáticos no lineales para poder proponer parámetros globales de diseño de estos sistemas estructurales, como se identifica a continuación.

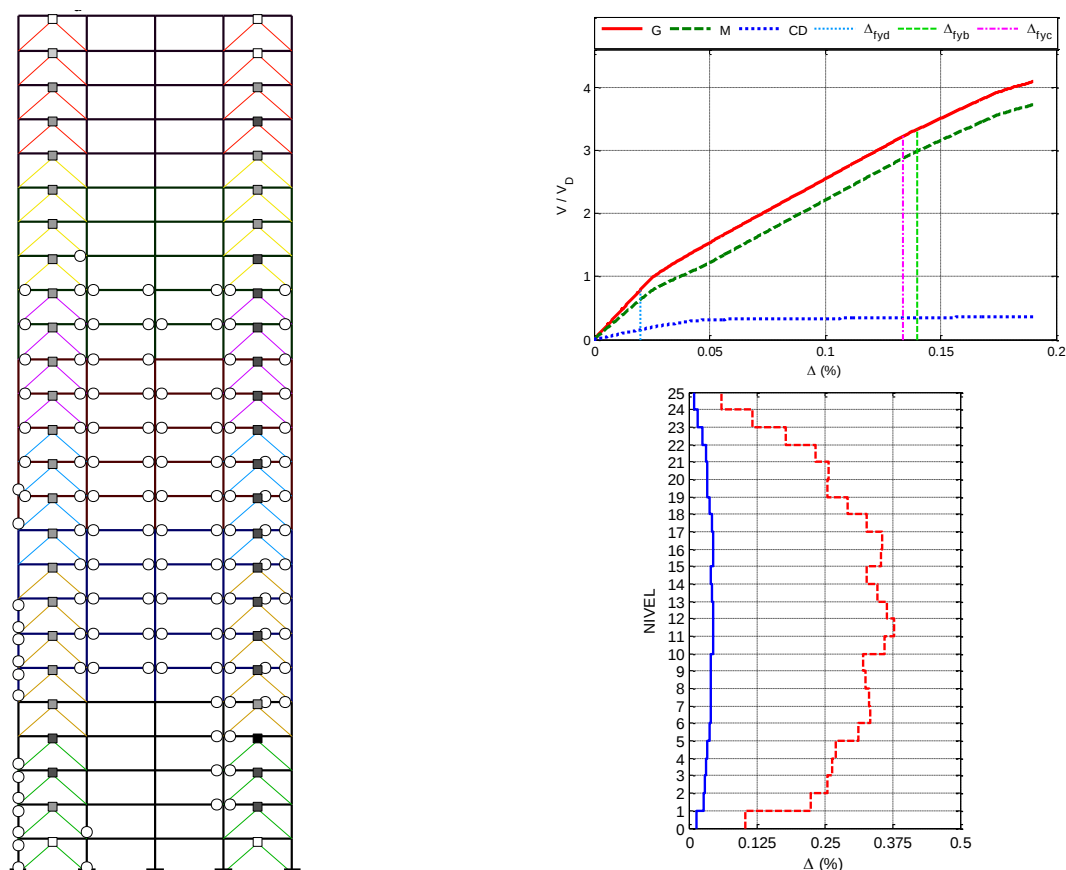


Figura 11: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ , curvas globales cortante basal – distorsión global y envolventes de distorsiones de entrepiso (en línea azul distorsiones a la primera fluencia y en línea roja distorsiones máximas) para el modelo de 25 niveles cuando $\theta=45^\circ$, $\alpha=0.75$, $\beta=0.25$ y $K_2=0.05K_{ELD}$

6.1 Factores de comportamiento sísmico (Q) y de sobrerresistencia (R)

Es bien sabido por la comunidad internacional que la capacidad de deformación total de un sistema con comportamiento inelástico depende de la ductilidad de desplazamiento, de la sobrerresistencia (o reserva de resistencia) y la redundancia estructural. En la Figura 12 se muestra la curva cortante vs distorsión global, donde se ilustra que, sin considerar sobrerresistencia, el desplazamiento que se desarrollaría al cortante nominal de diseño (V_{dis}) sería Δ_{dis} . Por efecto de la resistencia adicional, o sobrerresistencia ($R=\Omega$), la estructura realmente permanece elástica a un cortante mayor, V_y , que alcanza al desplazamiento Δ_y . Cuando comienza la respuesta no lineal, ésta depende del sistema estructural en función de su capacidad de deformación inelástica, que depende también del nivel de redundancia estructural (por ejemplo, Husain y Tsopelas 2004, Tena-Colunga y Cortés-Benítez 2015, Godínez-Domínguez y Tena-Colunga 2016), y que estaría dada en el intervalo de deformación entre Δ_y y Δ_u .

Así, en los reglamentos modelo de diseño sísmico de México la capacidad de deformación por concepto de ductilidad de desplazamiento y de redundancia se ha englobado en términos del factor de comportamiento sísmico Q , que relaciona la capacidad de deformación inelástica de una estructura sin comprometer la estabilidad de ésta. Actualmente, no se establecen valores para Q para este tipo de estructuras en las dos normatividades modelo de diseño sísmico más utilizados en México (NTCS-04 2004, MOC-2015 2015).

El factor de comportamiento sísmico Q se obtuvo de la relación entre la distorsión máxima alcanzada por parte de la curva cortante basal normalizado-distorsión global de la estructura (Δ_u) entre la distorsión asociada a la fluencia Δ_y (Figura 12), es decir:

$$Q = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} \quad (10)$$

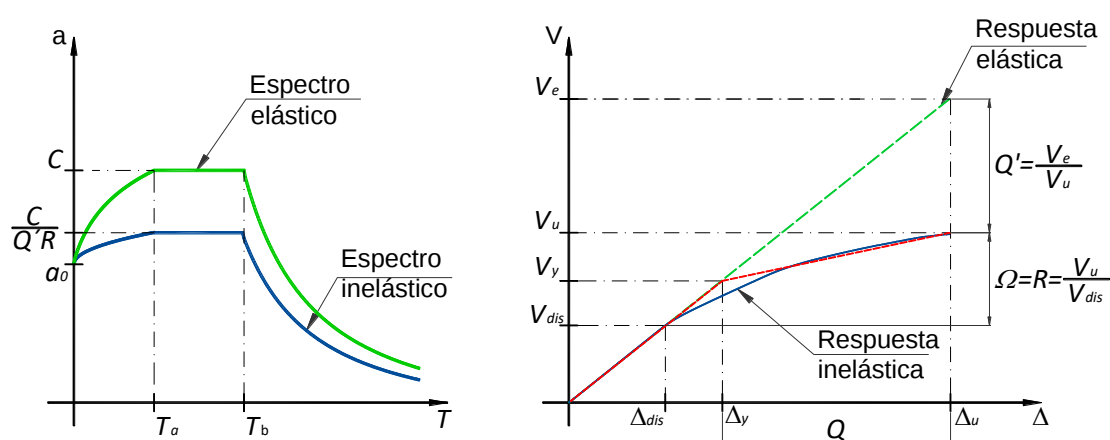


Figura 12: Definición de los parámetros globales de diseño Q y R (Ω), a partir de la curva global cortante basal vs distorsión de azotea

El factor de sobrerresistencia R se obtuvo de la relación entre el cortante último desarrollado por los modelos obtenidos del análisis estático no lineal, entre el cortante de diseño (Figura 12), es decir:

$$R = \Omega = \frac{V_u}{V_{dis}} \quad (11)$$

En la Figura 13 se presentan los factores de comportamiento sísmico Q y de sobrerresistencia (R u Ω) para todos los modelos en estudio cuando $K_2=0.05K_{ELD}$. Cabe señalar que las variaciones obtenidas para Q y R con respecto a los modelos elastoplásticos perfectos son poco significativas, menores en un 5%-20%, dependiendo de la altura y del balance de α y β en estudio (Gama 2015).

Se aprecia en la Figura 13 que los sistemas en estudio pueden desarrollar ductilidades globales muy grandes, por encima del valor $Q=4$ permitido actualmente en las NTCS-04 (2004) para los sistemas más dúctiles, si se lleva al sistema a la máxima ductilidad $\mu=10$ que pueden desarrollar los disipadores. Sin embargo, en las Figuras 7 a 11 se aprecia que esta gran ductilidad involucra la fluencia de varias vigas y, conforme aumenta la altura y disminuye α , de algunas columnas. Sin embargo, de la misma gráfica se puede deducir fácilmente que si se limita Q a un valor entre 4 y 5, muy seguramente se obtendrían desempeños satisfactorios con el concepto de fusible estructural, donde el marco permanezca elástico y solamente los disipadores de energía se

encarguen de la acción inelástica. También se aprecia en la Figura 13a que la ductilidad global (Q) aumenta a medida que α aumenta, es decir, que el marco participa más en la resistencia lateral, y a medida que β disminuye, es decir, a medida que los disipadores son más flexibles que los contravientos que los soportan.

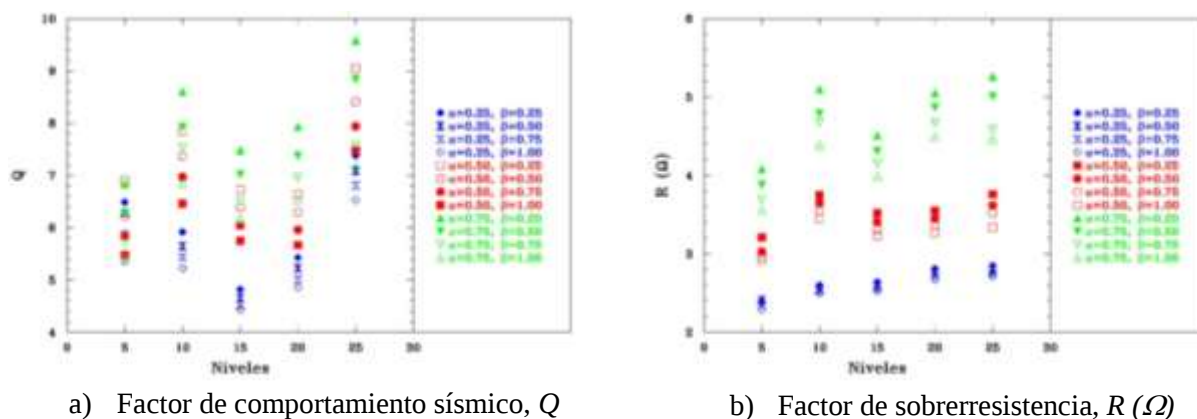


Figura 13: Parámetros globales de diseño para marcos dúctiles de concreto reforzado, $\theta=45^\circ$, $K_2=0.05K_{ELD}$

En la Figura 13b se presentan las sobrerresistencias desarrolladas por los sistemas en estudio. Las sobrerresistencias desarrolladas son bastante grandes, y esto se debe a la secuencia de diseño elegida por Gama (2015), donde de inicio se asegura que las dimensiones de vigas y columnas aseguren que todos los nudos sean confinados en todas sus caras, de acuerdo con las recomendaciones para marcos dúctiles establecidas en las NTCC-04, que coinciden con las establecidas en el ACI-318 (2014). También se aprecia que en este caso, en general, la sobrerresistencia aumenta a medida que aumenta α , es decir, a medida que el marco participa más en la resistencia lateral, lo cual es una consecuencia lógica que las secciones de vigas y columnas son sobrediseñadas para cumplir al 100% que los nudos se encuentren totalmente confinados en todas sus caras. De la misma manera, la sobrerresistencia también aumenta a medida que β disminuye, es decir, a medida que los disipadores son más flexibles que los contravientos que los soportan.

6.2 Distorsiones de diseño

Se obtuvieron las distorsiones de entrepiso a la fluencia global (Δ_y) y últimas (Δ_u) para cada modelo y, en general, se observó que éstas aumentan a medida que α aumenta. Las distorsiones de entrepiso a la fluencia global (Δ_y) fluctuaron entre 0.05% y 0.1%, mientras que las distorsiones últimas (Δ_u) variaron entre 0.6% y 1.5%, ambas como consecuencia de que los marcos resultaron muy rígidos por favorecer, de inicio, el diseño del nudo viga-columna como totalmente confinado conforme lo establecen las recomendaciones para marcos dúctiles de los reglamentos de concreto reforzado más actualizados del mundo.

Además, también cabe señalar que las distorsiones últimas (Δ_u) son bajas como consecuencia que la respuesta del sistema competente ante carga lateral se limita a que trabaje como fusible estructural, donde se alcance una ductilidad objetivo de los disipadores $\mu=10$. Por supuesto, el marco cuenta con reservas de deformación inelástica, si se permite que las vigas sufran daño considerable, y pudieran llegar a distorsiones últimas cercanas al 3% permitido para marcos dúctiles

de concreto reforzado. Sin embargo, ¿cuál sería el propósito de utilizar e invertir en una tecnología de control de la respuesta sísmica como los dispositivos disipadores de energía por histéresis, si el objetivo último de diseño fuera permitir un gran daño (controlado) en vigas?

7. COMENTARIOS FINALES

Se presentó una síntesis de los resultados más valiosos de un estudio paramétrico amplio sobre el comportamiento de estructuras con base en marcos de concreto reforzado dúctiles con dispositivos de disipación de energía por histéresis montados en contraventeo chevrón. Se estudiaron marcos cuyas elevaciones oscilan entre cinco y 25 niveles. Dentro de una metodología de diseño por capacidad, se evaluó un procedimiento de diseño de los marcos dúctiles de concreto donde de entrada se privilegia el predimensionar vigas y columnas de manera que se asegure que todos los nudos sean confinados en todas sus caras, de acuerdo con las recomendaciones para marcos dúctiles establecidas tanto en las NTCC-04 como en el ACI-318.

De acuerdo con los objetivos de diseño, es deseable que el sistema gravitacional sufra el menor daño posible, se cumpla el mecanismo columna fuerte-viga débil-dispositivo más débil, y se disipe la mayor cantidad de energía por medio de los dispositivos, con base en esos criterios. Los modelos de cinco niveles tienen el mejor desempeño con balances $\alpha \geq 0.50$. Los modelos de diez, quince y veinte niveles tienen el mejor desempeño con el balance $\alpha = 0.75$.

Con el procedimiento de diseño por capacidad seleccionado, donde se privilegió el diseño de los nudos del marco como totalmente confinados conforme lo recomiendan normas internacionales, no se obtuvieron en todos los casos los desempeños deseados cuando se intenta diseñar al sistema a la máxima ductilidad objetivo de los disipadores, $\mu = 10$, principalmente a medida que aumenta la elevación de los marcos y sobre todo para los modelos de 20 y 25 niveles. Estos resultados contrastan con los que se obtuvieron para sistemas estructurales similares (Nangullasmú y Tena 2016, Hernández 2015, Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2017), pero donde el principio de capacidad se aplicó rigurosamente del elemento más débil al más fuerte y el nudo elástico se revisó y diseñó al final. Por lo tanto, estos resultados le sugieren a uno que muy posiblemente, en un diseño por capacidad donde se desea que el elemento fusible desarrolle sus máximas ductilidades, el orden del proceso de diseño sí afecta de manera importante el resultado final del mismo, pues al hacerse diseño rigurosos de secciones y no genéricos, no da lo mismo diseñar secuencialmente del elemento fusible (disipadores) al más fuerte (nudo), que viceversa. Por lo tanto, dentro de este esquema, quizás no sea tan buena idea prediseñar las dimensiones del nudo para que éste sea totalmente confinado en todas sus caras, pues esto lidera a vigas sensiblemente cuadradas (o poco rectangulares) que rigidizan de manera notable al marco, son menos dúctiles y, por ello, tienden a fluir antes de lo deseado.

A pesar de este inconveniente, se observó que los marcos dúctiles en estudio pueden desarrollar ductilidades globales muy grandes, por encima del valor $Q = 4$ permitido actualmente en las NTCS-04 (2004) para los sistemas más dúctiles, si se lleva al sistema a la máxima ductilidad $\mu = 10$ que pueden desarrollar los disipadores, aunque esto involucra la fluencia incipiente de varias vigas y, conforme aumenta la altura y disminuye α , de algunas columnas. Sin embargo, si se limita Q a un valor entre 4 y 5, se obtendrían desempeños satisfactorios con el concepto de fusible estructural, donde el marco permanezca elástico y solamente los disipadores de energía se encarguen de la acción inelástica.

Sin embargo, las sobrerresistencias desarrolladas son bastante grandes, y esto se debe también a haber asegurado que todos los nudos sean confinados en todas sus caras. En general, la sobrerresistencia aumentó a medida que aumenta α , es decir, a medida que el marco participa más

en la resistencia lateral, lo cual es una consecuencia lógica que las secciones de vigas y columnas fueron sobrediseñadas para cumplir al 100% que los nudos se encuentren totalmente confinados en todas sus caras. La sobrerresistencia también aumentó a medida que β disminuye, es decir, a medida que los disipadores son más flexibles que los contravientos que los soportan.

Con respecto a las distorsiones a la fluencia global (Δ_y) y última de diseño (Δ_u), se observó en general que a medida que α aumenta, Δ_y y Δ_u aumentan y que son relativamente bajas como consecuencia de que el diseño de nudos 100% confinados en todas sus caras lideró al diseño de marcos muy rígidos.

Aunque el proceso de diseño empleado es 100% válido y permite dar guías y parámetros globales de diseño sísmico para marcos dúctiles de concreto reforzado con disipadores de energía histeréticos de hasta 15 niveles de altura y cortantes basales efectivos de diseño $V/W \leq 0.10$ cuando en el diseño se privilegie el tener a todos los nudos totalmente confinados en todas sus caras, se tiene la seguridad que si se repite el ejercicio de diseño para marcos dúctiles siguiendo una secuencia de diseño por capacidad donde no se predimensionen los nudos para cumplir, *a-priori*, el que estén confinados en todas sus caras, muy seguramente se obtendrán diseños con secciones de vigas y columnas menos sobrediseñadas (marcos menos rígidos y con menores sobrerresistencias desarrolladas), pero con capacidades de deformación última similares (Q), que permitan ampliar el intervalo de aplicación de balances de rigideces α y β , sobre todo a medida que los modelos tengan una mayor altura (o sean más esbeltos). Esta es una tarea pendiente que este equipo de investigación iniciará en un futuro cercano.

Finalmente, cabe señalar que aunque en esta fase del estudio no se han realizado análisis dinámicos no lineales, en un estudio alterno realizado para marcos de acero dúctiles con disipadores de energía montados en contraventeo chevrón (Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2017), se ha demostrado precisamente con análisis dinámicos paso a paso ante registros de aceleración asociados al espectro de diseño sísmico (que incluso rebasan de manera importante), que el desempeño de los marcos dúctiles de acero estructural con disipadores de energía es adecuado y sus mecanismos de deformación inelástica (mapeos de fluencias) comparan muy bien con las de los análisis estáticos no lineales ante carga lateral monótona creciente (“pushover”), por lo que el empleo de parámetros globales de diseño sísmico y balances óptimos de rigideces α y β derivados a partir de los análisis pushover pueden ser empleados con confianza para el diseño, conforme a reglamento, de los sistemas estructurales estudiados, así como los valores obtenidos para los parámetros globales de diseño sísmico Q , R , Δ_y y Δ_u .

8. AGRADECIMIENTOS

Andrés Gama Contreras agradece la beca otorgada por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología de México (Conacyt), que le permitió involucrarse en este proyecto de investigación en el desarrollo de su tesis de maestría.

REFERENCIAS

- ACI-318-14 (2014). Building code requirements for structural concrete (ACI-318-11) and commentary (ACI 318R-14). American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA.
- Aiken, I. D., Nims, D. K., Whittaker, A. y Kelly, J. M. (1993). Testing of passive energy dissipation systems. *Earthquake Spectra*, v. 9, n. 3, p.335-370.
- Aguirre, M. y Sánchez, R. (1992). Structural seismic damper. *ASCE Journal of Structural Engineering*, v. 118, n. 5, p. 1158-1171.

- Arroyo, D. y Terán, A. (2002). Factores de reducción de fuerzas sísmicas para el diseño de estructuras con sistemas pasivos de disipación de energía. *Revista de Ingeniería Sísmica*, n. 66, p. 73-93.
- Bazán, E. y Meli, R. (2008). *Diseño sísmico de edificios*. México, Limusa.
- Ciampi, V., De Angelis, M. y Paolone, V. (1995). Design of yielding or friction-based dissipative bracings for seismic protection of buildings. *Engineering Structures*, v. 17, n. 5, p. 381-391.
- Christopoulos, C. y Filiatrault, A. (2006). *Principles of passive supplemental damping and seismic isolation*. Primera edición, IUSS Press.
- Gama, A. (2015). Propuesta de diseño sísmico conforme a reglamento para marcos dúctiles de concreto reforzado con disipadores de energía histeréticos. Tesis de Maestría. Posgrado en Ingeniería Estructural, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, octubre.
- García Jarque, F. E. (2007). Comunicación personal.
- Godínez-Domínguez, E. A. y Tena-Colunga, A. (2016). Redundancy factors for the seismic design of ductile reinforced concrete chevron braced frames. *Latin American Journal of Solids and Structures*, v. 13, n. 11, p. 2088-2112, doi: 10.1590/1679-78252827.
- Hanson, R. D. y Soong, T. T. (2001). *Seismic design with supplemental energy dissipation devices*. Monograph Series MNO-8, Earthquake Engineering Research Institute.
- Hernández, H. (2015). Propuesta de diseño sísmico para marcos de acero con disipadores de energía histeréticos. Tesis de Maestría. Posgrado en Ingeniería Estructural, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, julio.
- Husain, M. y Tsopelas, P. (2004). Measures of structural redundancy in RC buildings. I: Redundancy Indices. *ASCE Journal of Structural Engineering*, v. 130, n. 11, p. 1651-1658.
- MOC-2015 (2015). *Manual de diseño de obras civiles. Diseño por sismo*. Comisión Federal de Electricidad, México.
- Martínez Romero, E. (2003). Comunicación personal.
- Nangullasmú, H. J. (2011). Propuesta de criterios de diseño sísmico conforme a reglamento para marcos no dúctiles de concreto reforzado con disipadores histeréticos. Tesis de Maestría. Posgrado en Ingeniería Estructural, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, diciembre.
- Nangullasmú, H. J. y Tena, A. (2016). Requisitos mínimos de detallado dúctil en marcos de concreto reforzado protegidos con disipadores histeréticos de energía. *Revista de Ingeniería Sísmica*, n. 95, p. 1-32, julio-diciembre.
- NTCC-04 (2004). *Normas Técnicas Complementarias para Diseño de Estructuras de Concreto*. Gaceta Oficial del Distrito Federal. Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
- NTCEM-04 (2004). *Normas Técnicas Complementarias para Diseño de Estructuras Metálicas*. Gaceta Oficial del Distrito Federal. Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
- NTCS-04 (2004). *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo*. Gaceta Oficial del Distrito Federal. Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
- Park, R., Priestley, M. J. N. y Gill, W. D. (1982). Ductility of square-confined concrete columns. *ASCE Journal of Structural Engineering*, v. 108, n. 4, p. 929-950.
- Ramírez, O. M., Constantinou, M. C., Kircher, C. A., Whittaker, A. S., Johnson, M. W., Gómez, J. D. y Chryzostomou, C. Z. (2001). Development and evaluation of simplified procedures for analysis and design of buildings with passive energy dissipation systems. Technical Report MCEER-00-0010. Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York at Buffalo.
- Riobóo, J. M. (1995). Estructuras de concreto. Memorias, Simposio Internacional: La ingeniería civil a 10 años de los sismos de 1985, México, septiembre, p. 123-127.
- Rivera, J. L., Riddell, R. y Ruiz, S. E. (2006). Espectros con tasa de falla uniforme para sistemas con disipadores de energía: influencia del índice de daño de Park y Ang. Memorias, XV Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, Puerto Vallarta, México. CDROM, p. 1-12, noviembre.

- Ruiz, S. E. y Badillo, H. (2001). Performance-based design approach for seismic rehabilitation of buildings with displacement-dependent dissipaters. *Earthquake Spectra*, v. 17, n. 3, p. 531-548.
- Ruiz, S. E., Castillo, T., Hidalgo, J. P. y Rivera, J. L. (2008). Relación entre la respuesta de S1GDL con amortiguamiento viscoso y la de S1GDL con disipadores de tipo histerético. *Memorias, XVI Congreso Nacional de Ingeniería Estructural*, Veracruz, México. CDRom, p. 1-11, noviembre.
- Tena, A. (2000). Modelado analítico de edificios con disipadores de energía. *Revista de Ingeniería Sísmica*, n. 62, p. 29-62.
- Tena, A., Gatica, G., Urbina, L. A. y Victoria, L. (2012). Impacto de la disposición de vigas secundarias en losas perimetralmente apoyadas en el comportamiento sísmico de edificios diseñados con base en marcos de concreto reforzado. *Revista Internacional de Ingeniería en Estructuras*, v. 17, n. 1 y 2, p. 63-85.
- Tena, A. y Nangullasmú, H. J. (2013). Diseño sísmico de marcos no dúctiles de concreto reforzado con disipadores de energía histeréticos, definición de parámetros de diseño. *Revista Internacional de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil*, v. 13, n. 2, p. 275-299.
- Tena-Colunga, A. (1997). Mathematical modelling of the ADAS energy dissipation device. *Engineering Structures*, v. 19, n. 10, p. 811-821.
- Tena-Colunga, A., Correa-Arizmendi, H., Luna-Arroyo, J. L. y Gatica-Avilés, G. (2008). Seismic Behavior of code-designed medium rise special moment-resisting frame RC buildings in soft soils of Mexico City. *Engineering Structures*, v. 30, n. 12, p. 3681-3707, doi:10.1016/j.engstruct.2008.05.026.
- Tena-Colunga, A. y Nangullasmú-Hernández, H. J. (2015). Assessment of seismic design parameters of moment resisting RC braced frames with metallic fuses. *Engineering Structures*, v. 95, p. 138-153, doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.03.062>.
- Tena-Colunga, A. y Cortés-Benítez, J. A. (2015). Assessment of redundancy factors for the seismic design of special moment resisting reinforced concrete frames. *Latin American Journal of Solids and Structures*, v. 12, n. 12, p. 2330-2350, <http://dx.doi.org/10.1590/1679-78251800>.
- Tena-Colunga, A. y Hernández-Ramírez, H. (2016). Code-oriented global design parameters for moment-resisting steel frames with metallic structural fuses. *Frontiers in Built Environment*, v. 3, article 19, <https://doi.org/10.3389/fbuil.2017.00019>.
- Terán, A. (2014). Diseño sismorresistente. *Notas de Clase, Posgrado en Ingeniería Estructural*, Universidad Autónoma Metropolitana, Unidad Azcapotzalco.
- Tsai, K.-C., Chen, H.-W., Hong, C.-P. y Su, Y.-F. (1993). Design of steel triangular plate energy absorbers for seismic-resistant construction. *Earthquake Spectra*, v. 9, n. 3, p. 505-528.
- Vargas, R. y Bruneau, M. (2006). Analytical investigation of the structural fuse concept. Report No. MCEER-06-004. Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York at Buffalo.
- Vargas, R. y Bruneau, M. (2009a). Analytical response and design of buildings with metallic structural fuses. I'. *ASCE Journal of Structural Engineering*, v. 135, n. 4, p. 386-393.
- Vargas, R. y Bruneau, M. (2009b). Experimental response of buildings designed with metallic structural fuses. II. *ASCE Journal of Structural Engineering*, v. 135, n. 4, p. 394-403.
- Wallace, J. y Moehle, J. (1989). BIAx: A computer program for the analysis reinforced concrete sections. Report UCB/SEMM-89/12. Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley.
- Whittaker, A., Bertero, V. V., Thompson, C. y Alonso, J. (1989). Earthquake simulator testing of steel plate added damping and stiffness elements. Report UCB/EERC-89/02. Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley.
- Whittaker, A. S., Bertero, V. V., Thompson, C. L. y Alonso, L. J. (1991). Seismic testing of steel plate energy dissipation devices. *Earthquake Spectra*, v. 7, n. 4, p. 563-604.

ASSESSMENT OF SEISMIC DESIGN PARAMETERS FOR DUCTILE REINFORCED CONCRETE FRAMES WITH HYSTERETIC ENERGY DISSIPATORS

Abstract

In this paper the authors summarize the results of a parametric study devoted to evaluate, using static nonlinear analyses (pushover), global design parameters that can be inserted transparently in currently mandatory Mexican seismic codes and guidelines for the design of ductile reinforced concrete frames with hysteretic energy dissipation devices mounted on chevron steel bracing. The parameters under study were different: a) building heights, b) elastic stiffness ratios between the moment frame system and the whole structure, c) elastic stiffness balances between the hysteretic device and the supporting braces and, d) post yielding stiffness for the hysteretic devices. From the results obtained in this study, optimal stiffness balances are defined to achieve a suitable mechanism where the hysteretic devices yield first and develop their maximum local displacement ductility whereas elastic response is mostly obtained in the moment frame, with some incipient yielding is only formed at few beam ends.

Keywords: energy dissipation, structural fuses, ductile frames, global seismic design parameters, stiffness ratios, ductility, overstrength, design drifts