

RESPUESTA SÍSMICA INELÁSTICA DE MODELOS DE EDIFICIOS

Orlando Díaz, Enrique Mendoza y Luis Esteva
Instituto de Ingeniería, UNAM, México, DF, México

RESUMEN

Se estudia la respuesta sísmica inelástica de dos edificios, de siete y catorce niveles, representados por tres modelos diferentes: marco continuo, viga de cortante equivalente y marco de cortante equivalente. El modelo de marco de cortante equivalente está constituido por columnas ordinarias y vigas de rigidez y resistencia infinitas; con él se pretende tomar en cuenta las fuerzas normales en las columnas, inducidas por las cargas gravitacionales y el sismo, que no aparecen en el modelo sencillo de viga de cortante. Se estudia la influencia en la respuesta sísmica de los edificios de la interacción suelo-estructura, el deterioro de la rigidez y el efecto P-Delta. Se comparan los resultados obtenidos con cada modelo y se busca una explicación a las diferencias encontradas entre ellos. El modelo de viga de cortante equivalente proporciona resultados bastante diferentes a los obtenidos con el modelo de marco continuo: mientras que en el marco continuo las demandas de ductilidad máxima varían gradualmente en la altura, en el sistema de viga de cortante la ductilidad máxima se concentra en el entrepiso inferior, con valores significativamente más grandes que los correspondientes al marco continuo. El estudio muestra que la respuesta de los dos modelos de cortante son más sensibles a las variaciones de sus resistencias laterales que las observadas en el marco continuo.

ABSTRACT

The inelastic response of two buildings of seven and fourteen stories is studied with three different models: rigid frame, equivalent shear-beam system and equivalent shear-frame system. The shear-frame is constituted by ordinary columns and infinitely stiff and strong beams; the axial force on the columns induced by both gravitational and seismic actions is taken into account. The contributions of soil-structure interaction, stiffness-degrading and P-Delta effects were analyzed. The results obtained for all models are compared and explained. The equivalent shear-beam model produced results clearly different from those of its rigid frame counterpart: while peak values of story ductility demands vary gradually along the height of rigid frames, they concentrate at the bottom story of shear-beam systems, where they are significantly greater than for the corresponding rigid frame. The responses of both, shear-beam and shear-frame systems displayed a more pronounced sensitivity to variation in the lateral strengths of structural members than that observed in rigid frames.

INTRODUCCIÓN

En el estudio de la respuesta sísmica de estructuras se emplean modelos matemáticos para representar sus características dinámicas y de resistencia. Los modelos utilizados abarcan desde modelos simples de un grado de libertad, hasta sistemas complejos, tales como los marcos continuos.

Los modelos más comúnmente usados para representar a los edificios son el modelo de marco rígido y los sistemas del tipo de viga de cortante. Estudios previos sobre la respuesta sísmica inelástica de estructuras (Esteva L y Mendoza E, 1989 y Díaz *et al.*, 1989), han mostrado que los edificios modelados como vigas de cortante presentan demandas de ductilidad muy elevadas en los entrepisos bajos, con respecto a las respuestas obtenidas con los modelos de marcos rígidos. Estas diferencias en las respuestas se han explicado con el hecho de que, en los modelos de viga de cortante, no se cuenta con el efecto de la redistribución de esfuerzos en la dirección vertical cuando uno o varios de los elementos de la estructura alcanzan su capacidad máxima. Otra desventaja de este modelo es que no permite representar muchos de los detalles del comportamiento estructural, tales como las fallas locales en los elementos, el efecto de la fuerza normal en las columnas y el deterioro de la rigidez y resistencia de los elementos. Aún cuando el modelo de viga de cortante presenta los anteriores inconvenientes, su uso es extendido debido a su sencillez y a su menor consumo de tiempo de cómputo, lo que permite el desarrollo de estudios paramétricos extensos.

En este trabajo se estudia la respuesta sísmica inelástica de dos edificios representados mediante tres modelos diferentes: marco continuo, sistema de viga de cortante equivalente y marco de cortante equivalente. También se estudia la influencia, en la respuesta de los tres modelos, de diversos efectos tales como la interacción suelo-estructura, el efecto P-Delta y el comportamiento histerético de los elementos estructurales. Se comparan las respuestas que se obtienen con cada uno de los modelos y se busca una explicación a las diferencias que se encuentran.

Los edificios analizados se suponen cimentados en suelo compresible, con propiedades representativas de una arcilla como las del Valle de México.

EDIFICIOS ESTUDIADOS

Se estudiaron dos edificios de siete y catorce niveles con las siguientes características generales:

- relación de aspecto (altura/ancho del edificio) mayor de 2.5.
- variación de la rigidez lateral de entrepiso aproximadamente lineal a lo largo de la altura del edificio.
- distribución uniforme de la masa a lo largo de la altura del edificio.

El edificio de siete niveles tiene 22m de altura; una planta de 8m x 8m, y está estructurado con tres marcos en cada dirección (Fig. 1). El edificio de catorce niveles tiene 43.2m de altura; una planta de 14m x 14m, y está estructurado con tres marcos en cada dirección y trabes secundarias a la mitad de los claros (Fig. 2). Se considera que en los dos edificios se tiene una carga muerta (CM) de 720 kg/m², una carga viva máxima (CV_m) de 250 kg/m² y una carga viva instantánea (CV_i) de 180 kg/m² en cada nivel. Para lograr la variación lineal de la rigidez lateral de entrepiso a lo largo de la altura, se tomó en ambos edificios una altura mayor del primer entrepiso que la del resto de ellos (Figs. 1 y 2). Esta configuración, por otra parte, es típica de los edificios reales. Además, se supuso que el edificio de catorce niveles no estaba completamente empotrado en su base, sino que se tenía una contratrabe al nivel de la cimentación (Fig. 2). En la tabla 1 se presentan los valores de las rigideces laterales de entrepiso calculadas para cada uno de los edificios estudiados, de acuerdo con las

Tabla 1. Rigideces laterales de entrepiso de los edificios estudiados

ENTREPISO	RIGIDEZ DEL EDIFICIO (ton/cm)	
	SIETE NIVELES	CATORCE NIVELES
1	89.5	351.8
2	81.6	328.2
3	75.7	285.6
4	61.7	263.5
5	57.9	244.2
6	38.4	232.5
7	35.1	217.3
8		208.7
9		191.7
10		183.9
11		160.7
12		153.4
13		133.5
14		112.8

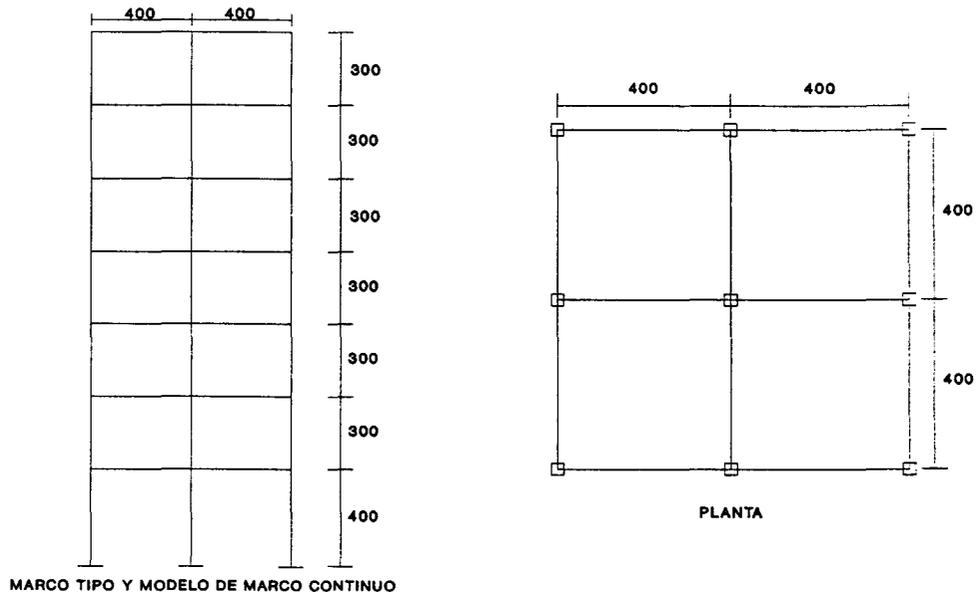


Fig. 1 Edificio de siete niveles.

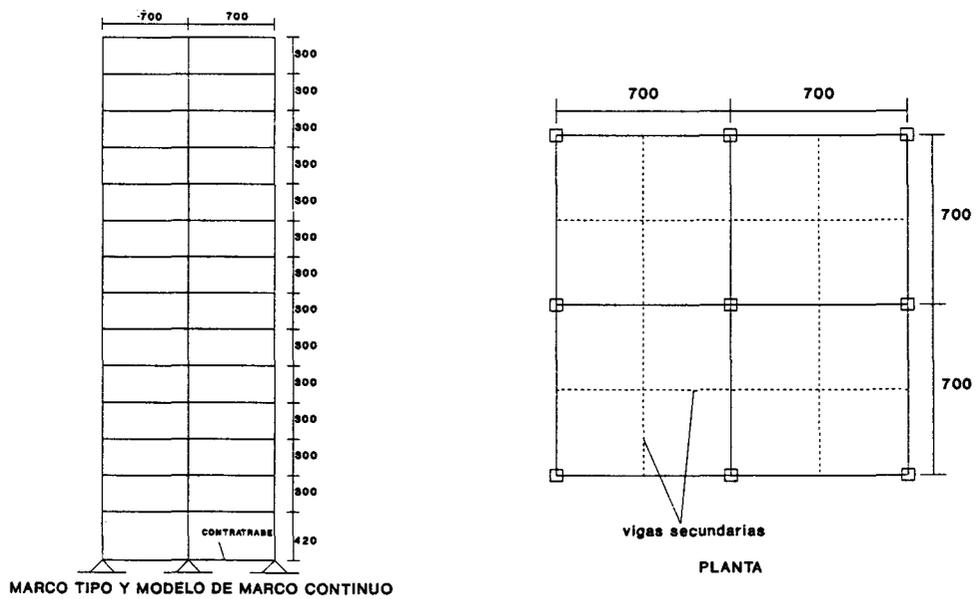


Fig. 2 Edificio de catorce niveles.

propiedades geométricas elegidas para los elementos estructurales (Mendoza E, Díaz O y Esteva L, 1991). Para tomar en cuenta los efectos de la interacción suelo-estructura, se consideró que el edificio de siete niveles tenía una cimentación semicompensada, compuesta por un cajón de cimentación (Fig. 3). Para el edificio de catorce niveles, este se supuso cimentado con pilotes de fricción (Fig. 4). Para el diseño de las cimentaciones, se utilizaron las propiedades del suelo que corresponden a los depósitos de arcilla en los que se apoyan los edificios de la Secretaría de Comunicaciones y Transportes en la Cd. de México (Jaime A, 1988 y Mooser *et al*, 1986). Las cimentaciones se diseñaron de acuerdo con el Reglamento de Construcciones del Distrito Federal (1987a), tanto para estados límites de falla, como de servicio. En las figuras 3 y 4 se muestran los datos utilizados para los diseños.

MODELOS ESTUDIADOS

Se supuso que la respuesta sísmica de cada edificio en una sola dirección podía aproximarse por la de su marco central, al que se le asignó una masa en cada nivel igual a un tercio de la masa del edificio correspondiente a ese nivel. La carga vertical sobre el marco se tomó igual a la correspondiente a su área tributaria en el edificio.

El marco citado se idealizó de acuerdo con los modelos estructurales siguientes:

a) Marco continuo

Los modelos de marcos estudiados se presentan en las figuras 1 y 2. Para el diseño de estos marcos, los edificios se analizaron siguiendo el Reglamento de Construcciones del Distrito Federal (1987b), considerando que están desplantados en la zona compresible del DF (zona III) y suponiendo un factor de comportamiento sísmico de 4. Con el fin de simplificar el diseño, se supuso que todas las columnas de un mismo entrepiso tenían la misma resistencia, dada por la columna que requería el mayor acero de refuerzo en el entrepiso. En Mendoza *et al* (1991) se encuentra una descripción detallada del análisis y diseño de los marcos estudiados, así como las propiedades geométricas y de resistencias de cada elemento estructural.

Los valores considerados de las cargas actuantes en los edificios, así como los valores de las resistencias de las columnas y las vigas obtenidas con el diseño, corresponden a las combinaciones de factores de carga, factores de resistencia y valores nominales de las propiedades supuestas para fines de diseño estruc-

tural. Estos valores son conservadores con respecto a los más probables que pueden esperarse en la realidad, y se adoptan para tomar en cuenta las incertidumbres asociadas con las cargas y las resistencias de los elementos, para así lograr que la estructura tenga niveles de confiabilidad adecuados. Como en este trabajo interesa estimar la respuesta de estructuras diseñadas de acuerdo con criterios específicos, es conveniente suponer para las cargas y las resistencias los valores con mayor probabilidad de ocurrencia, en lugar de los valores nominales de diseño. Dado que el objetivo del trabajo no es realizar un estudio probabilista detallado, en los análisis sísmicos inelásticos realizados se asignaron a las cargas gravitacionales de la estructura y a las resistencias de los elementos estructurales, sus valores esperados. En Díaz *et al* (1989) se presenta un análisis detallado de la estimación de estos valores. De acuerdo con ese estudio, la relación de los valores esperados a los nominales de las cargas y las resistencias son: $m_s = S_d/1.24$, donde S_d es el valor nominal de la carga y m_s su valor medio; $m_R = 1.406R_d$ para el caso de las vigas y $m_R = 2.108R_d$ para el caso de las columnas, donde R_d es la resistencia nominal del elemento, ya sea viga o columna y m_R su resistencia esperada.

b) Viga de cortante equivalente

Este modelo corresponde a un sistema de masas, resortes y amortiguadores, cuyas propiedades se definen de acuerdo con los siguientes puntos:

- i) El modelo se compone de una sola hilera vertical de elementos que trabajan a cortante, con longitudes iguales a las respectivas alturas de entrepiso del edificio correspondiente (Fig. 5).
- ii) La masa en cada nivel es igual a la tercera parte de la masa del nivel respectivo del edificio correspondiente.
- iii) La rigidez lateral del elemento en cada entrepiso es igual a la rigidez lateral de entrepiso del marco estudiado del edificio correspondiente.
- iv) Las cargas gravitacionales del edificio se consideran únicamente para calcular el efecto P-Delta en el sistema, utilizando sus valores esperados.
- v) Las fuerzas cortantes laterales de fluencia de los entrepisos se obtienen a partir de las respuestas sísmicas inelásticas de los marcos continuos. Es-

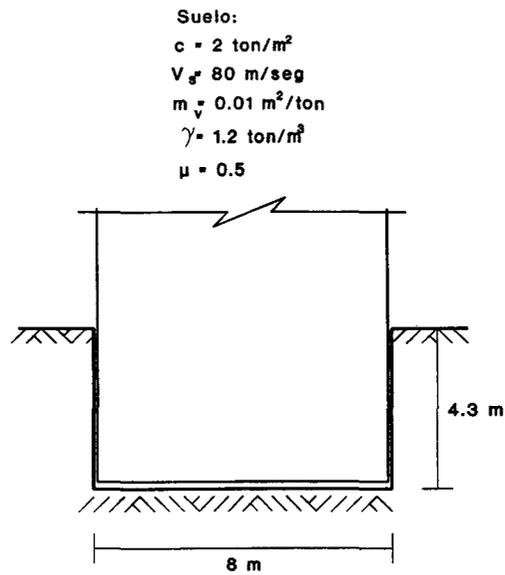


Fig. 3 Cimentación del edificio de siete niveles.

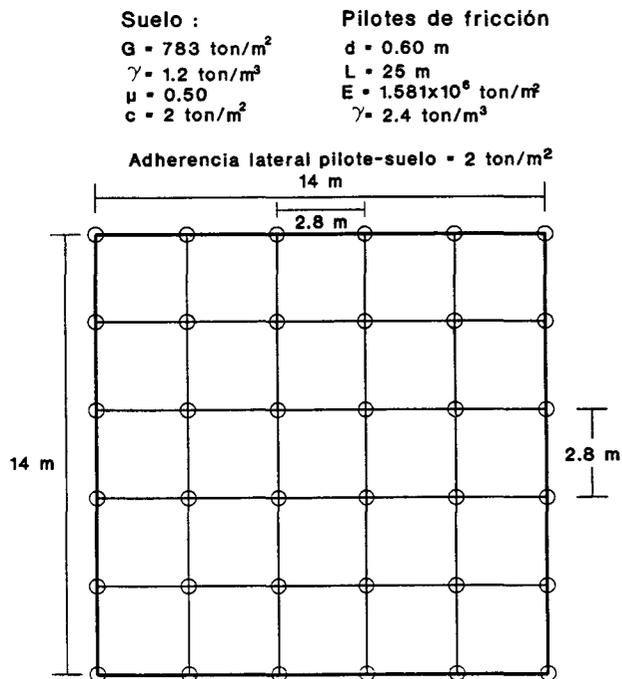


Fig. 4 Cimentación del edificio de catorce niveles.

Fig. 5 Modelo de viga de cortante equivalente.

tos cortantes de fluencia se calculan multiplicando la rigidez instantánea mínima del entrepiso por la deformación máxima de este. Más adelante se explica cómo calcular la rigidez instantánea mínima. Esta forma de calcular los cortantes de fluencia no se puede aplicar siempre, ya que en ciertos casos se encuentra que algunos entrepisos, generalmente los dos últimos, no alcanzan a fluir. En este caso el cortante de fluencia del entrepiso se obtiene siguiendo el método descrito en Díaz *et al* (1989). En este método el marco se deforma lateralmente con una configuración dada hasta que se alcanza la fluencia de todos los entrepisos. El cortante de fluencia obtenido de esta manera para los entrepisos requeridos es el que se toma para los análisis de respuesta. En Mendoza *et al* (1991), se pueden encontrar los valores de las resistencias laterales que se tomaron para los análisis de este modelo.

c) Marco de cortante equivalente

Este modelo corresponde a un marco continuo similar al modelo del marco rígido (igual número de niveles y crujías y alturas de entrepiso), pero con columnas de rigidez axial muy grande y trabes con rigidez a flexión también muy grande (Fig. 6). De esta manera, se logra que el marco se comporte lateralmente como viga de

cortante, pero con fuerzas normales en las columnas inducidas por las cargas gravitacionales y el sismo. El modelo se define de acuerdo con los siguientes puntos:

- i) La masa de cada nivel es igual a la tercera parte de la masa del nivel respectivo del edificio correspondiente.
- ii) Todas las columnas de un mismo entrepiso tienen la misma sección transversal y la rigidez lateral de entrepiso del modelo es igual a la rigidez lateral de entrepiso del marco central del edificio estudiado.
- iii) Los nudos del marco son libres de desplazarse vertical y horizontalmente, así como de girar.
- iv) Se consideran las cargas gravitacionales del edificio y por lo tanto la fuerza normal que ejercen en las columnas. La carga vertical en las trabes se distribuye en las columnas, como en el caso de una viga continua con tres apoyos.
- v) El marco se analiza y diseña con los mismos criterios del modelo de marco continuo, pero considerando que las trabes tienen una resistencia infinita. Se supone que todas las columnas de un mismo entrepiso tienen la misma resistencia (dada por la columna que requiere el mayor acero de refuerzo en el entrepiso).

Para este modelo, aunque las columnas se diseñaron de acuerdo con el Reglamento de Construcciones del Distrito Federal (1987c), se encontró que en algunos casos no se cumplía con la restricción de la cuantía máxima de acero en la sección. Sin embargo, se mantuvieron válidos los requerimientos de acero del diseño, para no modificar las secciones de las columnas y así mantener la rigidez lateral de los entrepisos. El modelo de marco de cortante equivalente solo se estudió para el edificio de catorce niveles.

CASOS DE ANÁLISIS

En la respuesta sísmica inelástica de los modelos se estudió la influencia de la interacción suelo-estructura, el efecto P-Delta y el deterioro de la rigidez de las trabes ante carga cíclica. Lo anterior dio lugar a los siguientes casos de análisis:

- Caso 1.** Comportamiento elastoplástico de trabes y columnas, sin interacción suelo-estructura y sin efecto P-Delta.

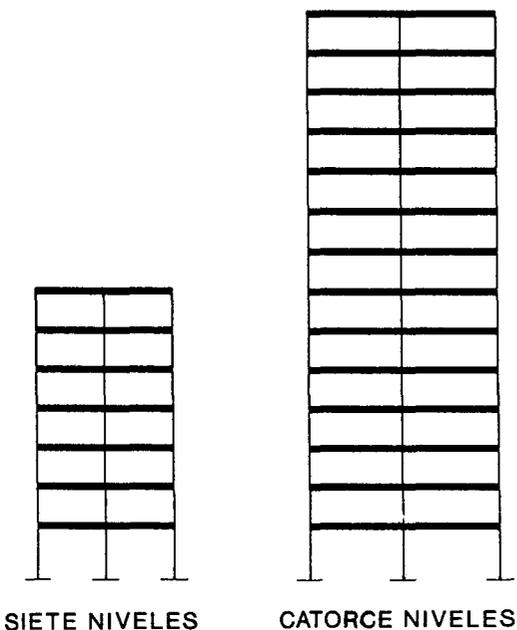


Fig. 6 Modelo de marco de cortante equivalente.

Caso 2. Comportamiento elastoplástico de traveses y columnas, con interacción suelo-estructura y sin efecto P-Delta.

Caso 3. Comportamiento elastoplástico de traveses y columnas, con interacción suelo-estructura y con efecto P-Delta.

Caso 4. Comportamiento elastoplástico de columnas, comportamiento con deterioro de la rigidez de traveses, con interacción suelo-estructura y con efecto P-Delta.

Los análisis del caso 4 se hicieron únicamente para el modelo de marco rígido. Para el comportamiento con deterioro de la rigidez de las traveses se utilizó el modelo de Takeda (Powell GH, 1975).

INTERACCIÓN SUELO-ESTRUCTURA

Para estudiar el efecto de la interacción suelo-estructura se utiliza el modelo descrito en Esteva L y Mendoza E (1989). En este modelo se consideran por separado dos modos de interacción (Fig. 7):

- a) un modo de traslación, representado por un resorte elástico lineal y un amortiguador viscoso, referidos a un grado de libertad de desplazamiento horizontal de la base de la estructura.
- b) un modo de cabeceo, representado por un resorte rotacional elástico lineal y un amortiguador viscoso, referidos a un grado de libertad de rotación de la base de la estructura.

Los parámetros de los resortes y amortiguadores que representan el efecto de la interacción suelo-estructura se determinaron a partir de las cimentaciones propuestas para cada edificio estudiado. Los valores de la rigidez y el amortiguamiento se calcularon, para el caso del edificio de siete niveles, considerando una cimentación apoyada directamente sobre el terreno y tomando en cuenta el apoyo lateral del cajón de cimentación de acuerdo con su profundidad de desplante (Mendoza E, Díaz O y Esteva L, 1991). En el caso del edificio de catorce niveles, que tiene una cimentación de pilotes de fricción, los valores de la rigidez y el amortiguamiento del modelo de interacción suelo-estructura se determinaron siguiendo el procedimiento descrito en Esteva L y Mendoza E (1989). En la tabla 2 se presentan los valores de los parámetros de interacción suelo-estructura calculados para las cimentaciones de los

dos edificios estudiados. A los diferentes modelos del marco central de los edificios estudiados se les asignó la tercera parte de los valores ahí indicados.

En el diseño de los modelos estudiados considerando la interacción suelo-estructura, no se tomaron en cuenta las disposiciones señaladas en el Apéndice de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo (1987d), relativas a la adopción de espectros de sitio, determinados con base en los periodos dominantes locales del terreno.

TEMBLORES

Para los análisis se utiliza una familia de cinco temblores simulados, con características similares a la componente E-O del temblor registrado en la Secretaría de Comunicaciones y Transportes el 19 de septiembre de 1985 (Ruiz S, Grigoriu M, Rosenblueth E y Lira E, 1987).

Los acelerogramas fueron recortados para tomar únicamente la parte más intensa del temblor. Esta se tomó como la comprendida entre el 2 por ciento y el 98 por ciento de la energía acumulada, definida esta última como $\int_0^{t_f} a^2(t) dt$, donde $a(t)$ es la aceleración del terreno en el tiempo t y t_f es la duración total del temblor.

RESULTADOS

Para cada caso estudiado se obtuvo la respuesta sísmica de cada uno de los tres modelos ante la familia de temblores elegida. En todos los análisis se supuso en la estructura un amortiguamiento viscoso del 5 por ciento del crítico. Se obtuvo la respuesta estructural mediante análisis paso a paso utilizando el programa DRAIN-2D (Powell GH, 1973 y Powell GH, 1975). En los casos en que se tomó en cuenta el efecto de la interacción suelo-estructura, se utilizó una versión modificada del DRAIN-2D (DRAINTE), en la cual se incluye dicho efecto de acuerdo al modelo descrito anteriormente (Mendoza E, 1991).

La respuesta estructural que se obtuvo de los análisis fue la demanda de ductilidad máxima de cada entrepiso. Esta se define como el cociente de la rigidez elástica inicial entre la rigidez instantánea mínima del entrepiso (Fig. 8).

La rigidez instantánea mínima se calcula dividiendo la fuerza cortante de fluencia del entrepiso entre la deformación máxima del entrepiso. La fuerza cortante de fluencia se tomó como la fuerza cortante correspon-

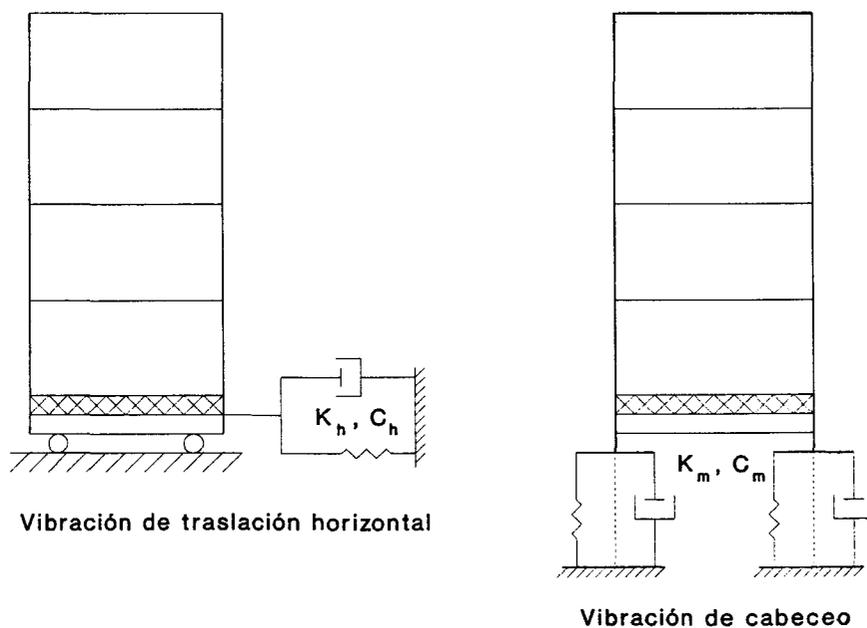


Fig. 7 Modelo de interacción suelo-estructura.

Tabla 2. Constantes de rigidez y amortiguamiento para el modelo de interacción suelo-estructura

EDIFICIO	MODO LATERAL		MODO DE CABECEO	
	K_h (ton/cm)	C_h (ton-s/cm)	K_m (ton-cm/rad)	C_m (ton-cm-s/rad)
7 NIVELES	318.0	26.5	0.9×10^8	3.4×10^6
14 NIVELES	990.0	45.0	13.5×10^8	0.27×10^8

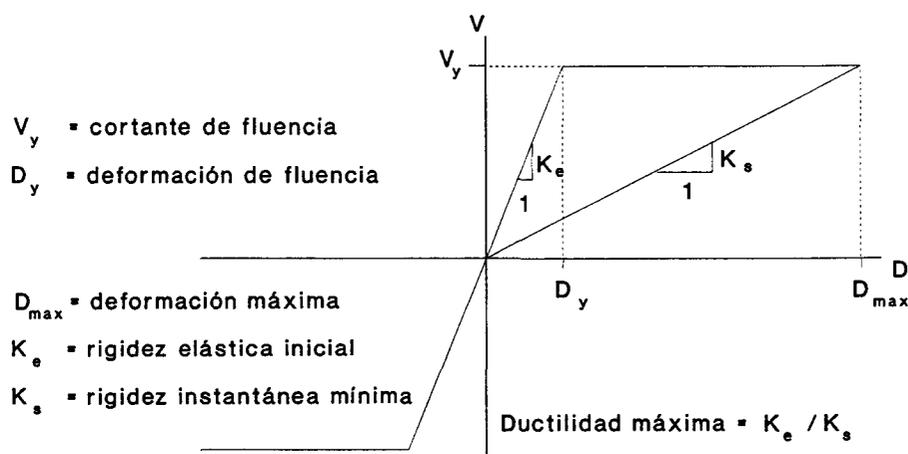


Fig. 8 Ductilidad máxima de entrepiso.

diente al instante en que ocurre la deformación máxima del entrepiso.

a) Edificio de siete niveles

En la figura 9 se muestran los valores medios de las ductilidades máximas de entrepiso para el modelo de marco continuo. Se observa que para todos los casos estudiados, las ductilidades máximas medias son casi constantes para los primeros cinco entrepisos, y disminuyen en los dos últimos. El efecto de la interacción suelo-estructura (caso 2) aumenta las ductilidades medias en aproximadamente 20 por ciento con respecto al caso 1. La inclusión del efecto P-Delta (caso 3), no presenta incrementos significativos en la respuesta. Al incluir el deterioro de la rigidez en las trabes (caso 4), las ductilidades máximas medias se incrementan considerablemente en todos los entrepisos, excepto el último, con respecto a los tres casos anteriores. Aunque no se presenta aquí, en forma general la influencia de los diversos efectos estudiados en el comportamiento de la estructura es muy parecida para todos los sismos (Mendoza E, Díaz O y Esteva L, 1991).

La figura 10 muestra los resultados para el modelo de viga de cortante equivalente. En el caso 1 se tiene los mayores valores medios de las ductilidades máximas en el primer entrepiso; estos valores decrecen apreciablemente en los entrepisos superiores. En este modelo el efecto de la interacción suelo-estructura (caso 2), produce pequeños incrementos en las ductilidades máximas medias de los entrepisos 1 a 4, con un efecto poco significativo en los tres últimos entrepisos. El efecto P-Delta (caso 3), resulta ser muy notable en este tipo de modelos, ya que hasta triplica las ductilidades máximas medias de los primeros tres entrepisos, aunque este efecto casi desaparece en los demás entrepisos.

Al comparar los resultados entre los dos modelos estudiados para este edificio, se observa que para los casos 1 y 2 (Figs. 11 y 12), el modelo de viga de cortante equivalente demanda mucho mayor ductilidad en el primer entrepiso que el modelo de marco continuo, mientras que en los entrepisos restantes las ductilidades del modelo de viga de cortante equivalente son generalmente menores.

Para el caso 3 (Fig. 13), las ductilidades del modelo de viga de cortante equivalente son aún más grandes en los primeros tres entrepisos en proporción a las del marco continuo, y resultan nuevamente menores en los entrepisos superiores.

Los resultados anteriores muestran que con el modelo de marco continuo las ductilidades de entrepiso se distribuyen más uniformemente en todo el edificio, mientras que con el modelo de viga de cortante equivalente algunos entrepisos, generalmente el primero, desarrollan ductilidades muy grandes, las que disminuyen apreciablemente en los demás entrepisos.

b) Edificio de catorce niveles

En la figura 14 se presentan los resultados para el modelo de marco continuo. Para este modelo, los casos 1, 2 y 3 presentan valores medios de ductilidad máxima que son elevados en el primer entrepiso, disminuyen rápidamente a partir del segundo y lentamente hasta el noveno entrepiso, a partir del cual vuelven a disminuir rápidamente hasta mostrar un comportamiento elástico en el último entrepiso. El efecto de la interacción suelo-estructura (caso 2), aumenta las ductilidades máximas medias cuando mucho en un 15 por ciento; su influencia es mayor en los entrepisos seis a nueve. La inclusión del efecto P-Delta en los análisis (caso 3), resulta ser poco significativo, sobre todo en los entrepisos superiores.

El efecto de la degradación de la rigidez de las trabes en los análisis de respuesta (caso 4), provoca un aumento apreciable en las ductilidades máximas medias de los entrepisos, sobre todo en los entrepisos 6 a 11, aunque su efecto es muy pequeño en los tres últimos entrepisos.

Para el caso del modelo de viga de cortante equivalente, el comportamiento general es similar para los tres casos estudiados (en la Fig. 15 se presentan los casos 1 y 2). Los resultados muestran que las ductilidades máximas medias de entrepiso son muy grandes para el primer entrepiso y decrecen rápidamente en los demás entrepisos, con un comportamiento elástico del último entrepiso. El efecto de la interacción suelo-estructura (caso 2) incrementa la respuesta hasta en un 30 por ciento en el primer entrepiso, con respecto al caso 1. Mención aparte merece el caso 3, en el cual se incluye el efecto P-Delta, ya que para este caso la estructura presentó colapso para algunos de los sismos utilizados (aquí el colapso es la obtención de desplazamientos muy grandes en algunos pisos, que hacen inestable la solución numérica del análisis), por lo cual no fue posible presentar sus resultados de ductilidades máximas medias de entrepiso en la figura 15.

En la figura 16 se presentan los valores medios de las ductilidades máximas de entrepiso, para el caso del

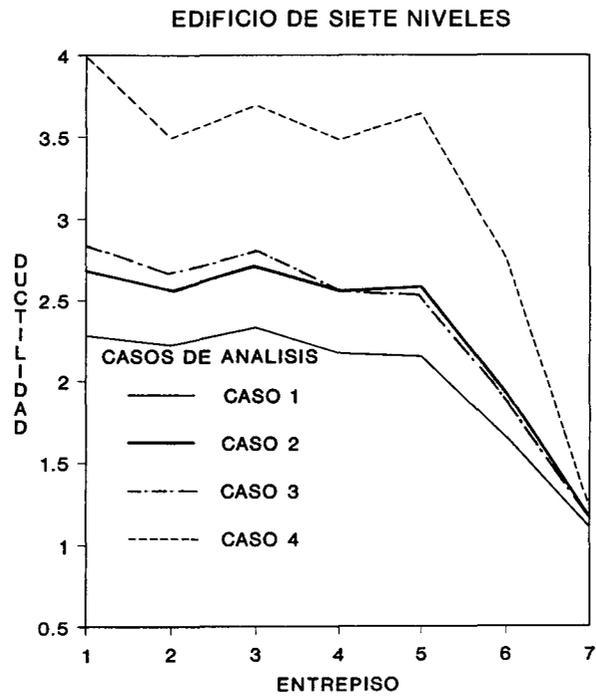


Fig. 9 Modelo de marco continuo.

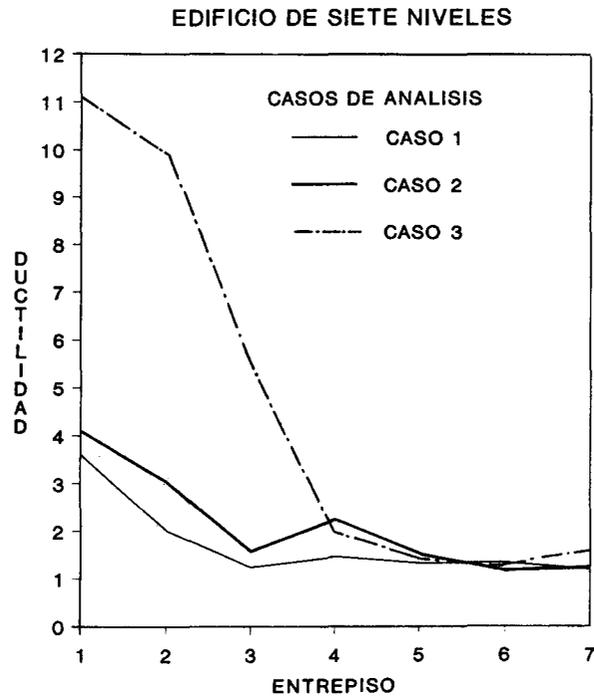


Fig. 10 Modelo de viga de cortante.

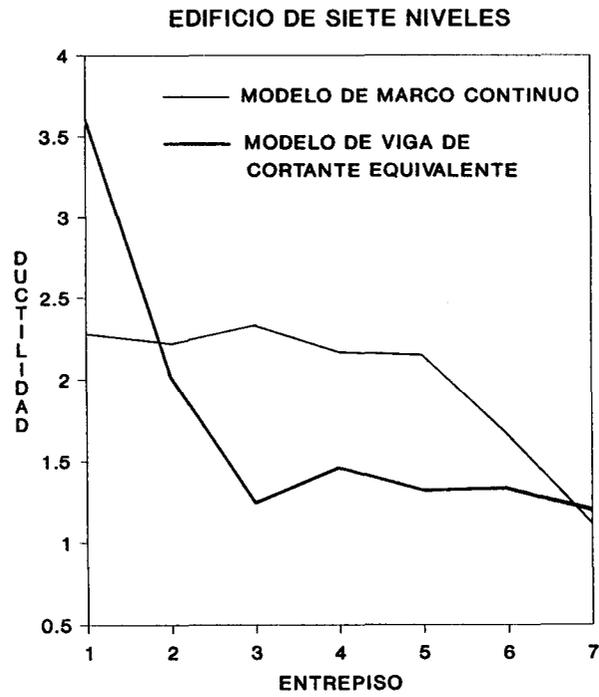


Fig. 11 Comparación del Caso 1.

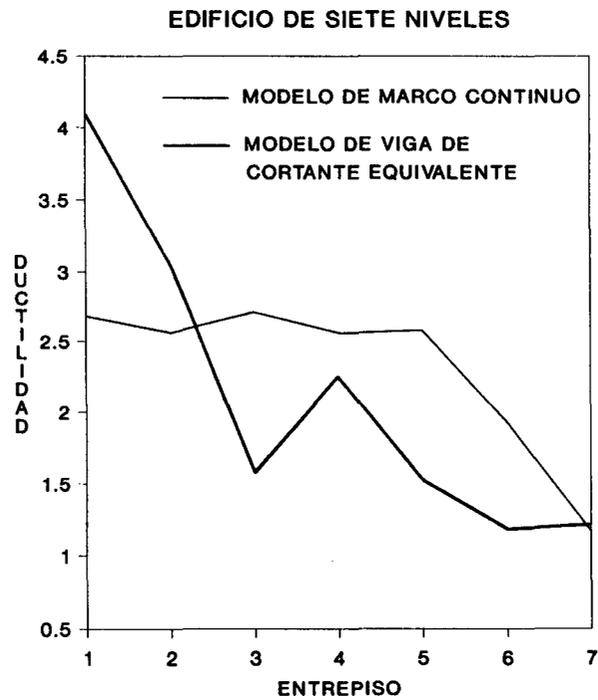


Fig. 12 Comparación del Caso 2.

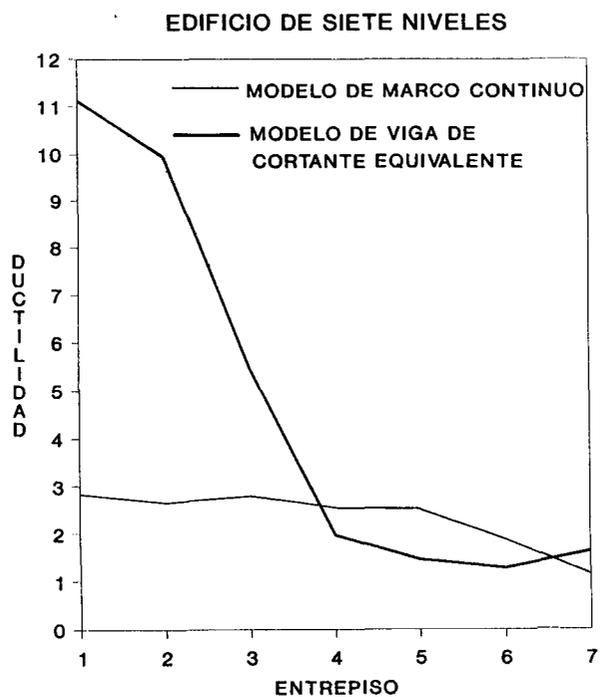


Fig. 13 Comparación del Caso 3.

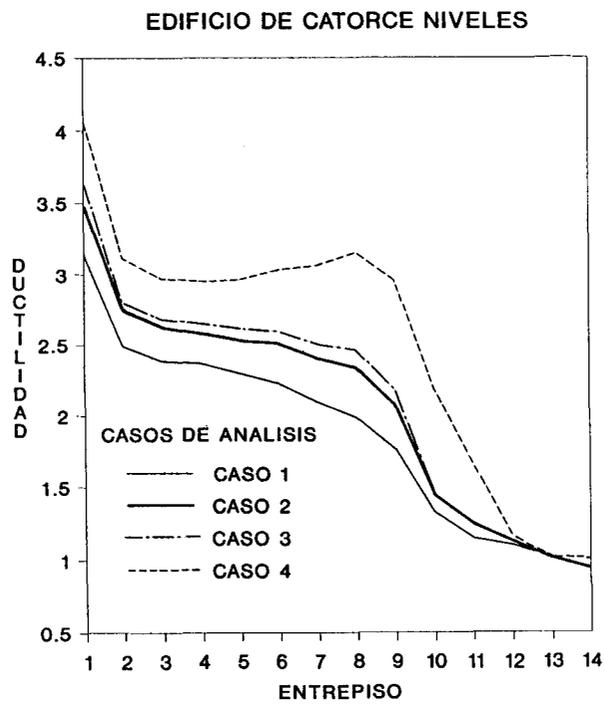


Fig. 14 Modelo de marco continuo.

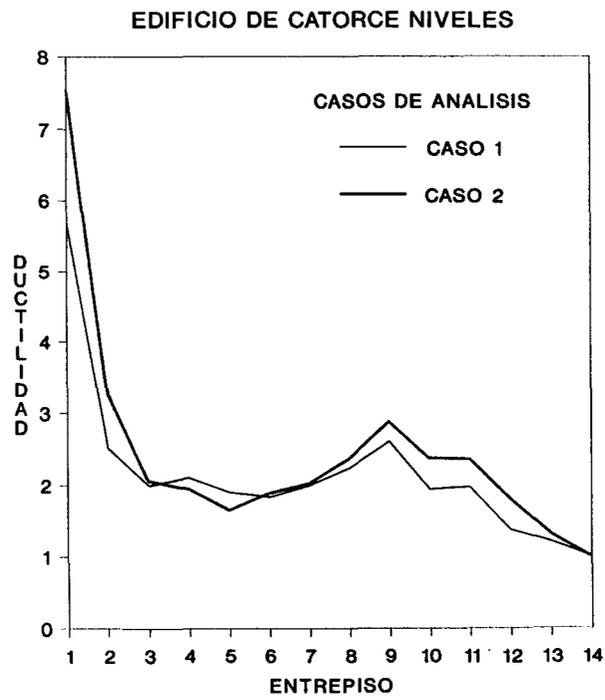


Fig. 15 Modelo de viga de cortante.

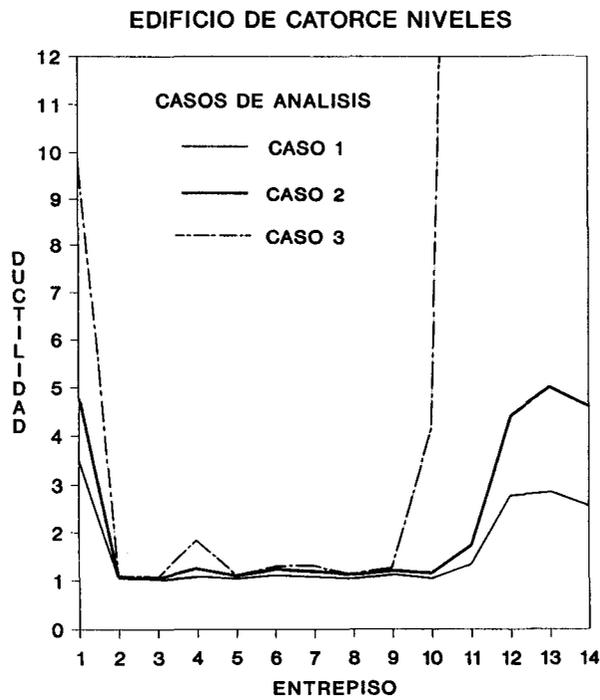


Fig. 16 Modelo de marco de cortante.

modelo de marco de cortante equivalente. Este modelo presenta un comportamiento bastante peculiar, con respecto al de los otros dos modelos estudiados. Los resultados muestran que, para los tres casos estudiados (casos 1, 2 y 3), la estructura desarrolla ductilidades grandes en el primer entrepiso, con un comportamiento prácticamente elástico en los entrepisos intermedios, para luego mostrar un aumento apreciable de la ductilidad en los entrepisos superiores (entrepisos 11 a 14 en los casos 1 y 2 y entrepisos 10 a 14 en el caso 3). El efecto de la interacción suelo-estructura (caso 2), es importante en el primer entrepiso y en los entrepisos 11 a 14, con incrementos en las ductilidades máximas medias de estos entrepisos de hasta un 75 por ciento respecto al caso 1. Cuando se incluye el efecto P-Delta (caso 3), las ductilidades máximas medias se incrementan considerablemente en el primer entrepiso, con valores aún mayores en los entrepisos 11 a 14.

La comparación de resultados con los tres modelos estudiados muestran que para el caso 1 (Fig. 17), la distribución de las ductilidades de los entrepisos en el modelo de marco continuo es muy diferente a la obtenida con los otros dos modelos estudiados, principalmente con las del modelo de marco de cortante equivalente. Diferencias similares de comportamiento se observan en los otros dos casos (Figs. 18 y 19).

c) Resultados adicionales

El caso del modelo de marco de cortante equivalente amerita comentarios especiales.

Al analizar la respuesta de dicho modelo se encuentra que la estructura muestra un comportamiento bastante diferente al obtenido con los modelos de marco continuo y viga de cortante equivalente. Aunque la ductilidad máxima se desarrolla en el primer entrepiso al igual que en los otros dos modelos, se tiene que esta disminuye rápidamente para los entrepisos 2 a 10 (o 9 según el caso de análisis), para luego mostrar un incremento considerable a partir de este último entrepiso (Fig. 16). Este tipo de comportamiento de los entrepisos superiores no se tuvo en los otros dos modelos.

Con el fin de entender este comportamiento se realizaron algunos estudios adicionales.

Al comparar las resistencias laterales de fluencia de entrepiso del modelo de marco continuo (obtenidas con el criterio que se describe en el inciso b), punto v) del capítulo MODELOS ESTUDIADOS) para el caso 1 de análisis y el sismo 1 simulado, con las calculadas de

igual forma para el marco de cortante equivalente, se observa que el marco de cortante presenta valores de la resistencia lateral de fluencia más grandes que los encontrados en el marco continuo (tabla 3). Esta diferencia es mayor en los entrepisos 1 a 10 y disminuye a partir del entrepiso 11 hasta tener una resistencia muy parecida en el último entrepiso.

La explicación de esta sobrerresistencia en los entrepisos inferiores e intermedios en el marco de cortante equivalente puede ser la siguiente:

Una parte puede deberse a la suposición de que todas las columnas de un entrepiso tienen la misma resistencia dada por la máxima requerida de todas ellas. Aunque para el diseño del marco continuo se siguió el mismo criterio de darle a todas las columnas de un entrepiso igual resistencia, en su caso esa sobrerresistencia no influyó en la capacidad de resistencia lateral total del marco, ya que para ese sistema el mecanismo que se forma es predominantemente de viga, es decir, las articulaciones plásticas que se forman en la fluencia se presentan en las vigas y únicamente se tienen articulaciones en la parte inferior de las columnas del primer entrepiso y en algunas columnas de los entrepisos intermedios. En el caso del marco de cortante equivalente el modelo permite solamente formación de articulaciones en las columnas.

Cuando se analiza el marco de cortante equivalente considerando el diseño particular de cada columna de los entrepisos, disminuye solo un poco la capacidad lateral de los entrepisos (tabla 3), pero se mantiene el mismo comportamiento de mostrar resistencias grandes en los entrepisos inferiores.

Al revisar el diseño de las columnas del marco de cortante equivalente (Mendoza E, Díaz O y Esteva L, 1991), se observa que para las columnas de los entrepisos 1 a 11 y la columna central del entrepiso 12 rige la condición de falla a compresión del concreto. De acuerdo al criterio de diseño utilizado, es necesario aplicar a la resistencia nominal calculada de las columnas un factor reductivo de resistencia igual a 0.6 (Departamento del Distrito Federal, 1987c).

En la figura 20 se muestran los diagramas de interacción para una escuadría dada sin aplicar ningún factor reductivo de la resistencia. La curva que se presenta con trazo grueso en la figura se obtuvo dividiendo entre 0.6 las cargas y momentos del diagrama de interacción correspondiente a $q = 0.2$ (en donde $q = \rho f_y / f_c''$, ρ es el porcentaje de acero de la sección, f_y el esfuerzo

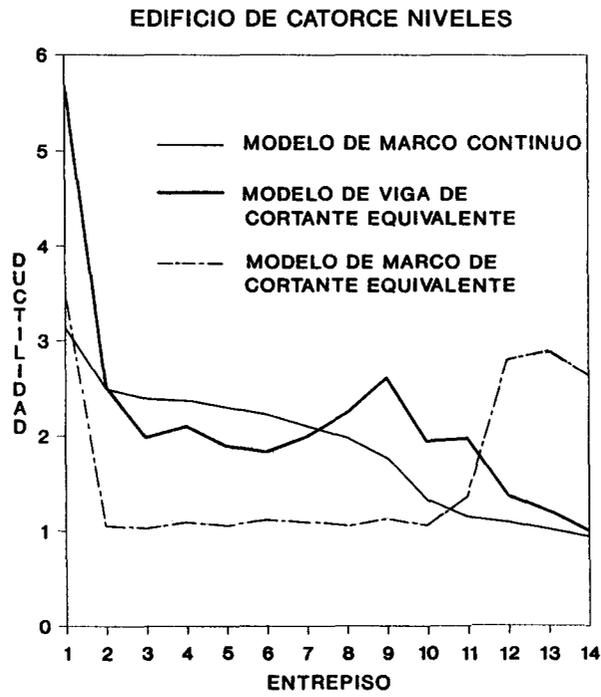


Fig. 17 Comparación del Caso 1.

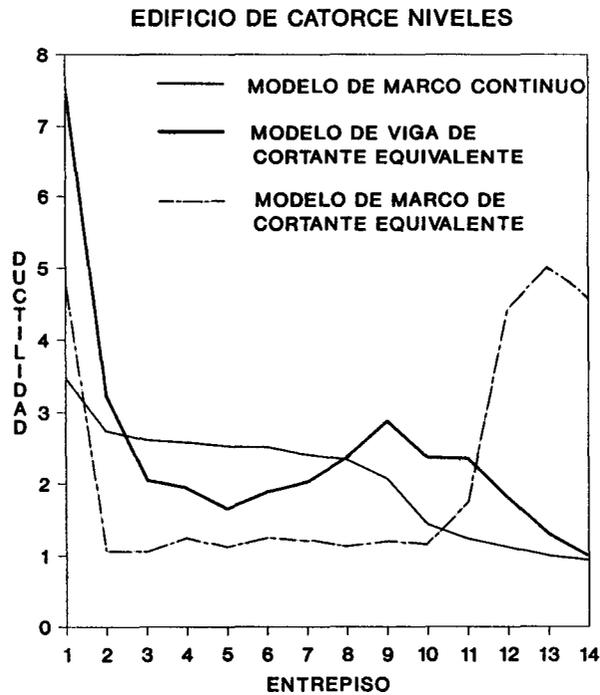


Fig. 18 Comparación del Caso 2.

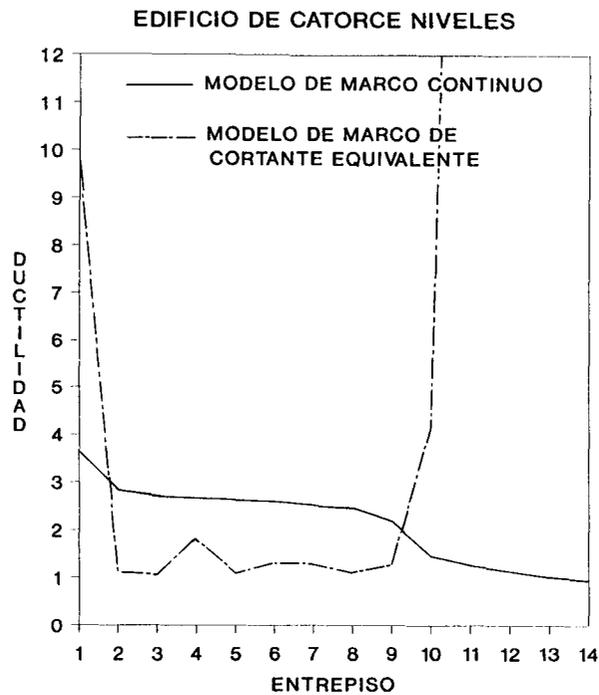


Tabla 3. Cortantes de fluencia de entrepiso, en ton., para el marco continuo y el marco de cortante equivalente (caso 1, sismo 1)

ENTREPISO	MARCO CONTINUO	MARCO DE CORTANTE EQUIVALENTE	
		IGUAL DISEÑO	DIFERENTE DISEÑO
14	26.1	24.1	22.9
13	41.6	47.0	45.0
12	55.0	73.2	69.4
11	58.9	106.6	94.0
10	72.0	135.4	114.8
9	85.4	164.0	139.9
8	97.1	186.0	159.4
7	107.0	204.9	176.7
6	115.8	222.3	191.7
5	123.8	236.6	204.2
4	130.8	247.5	215.5
3	136.7	256.2	223.3
2	139.8	275.5	235.3
1	134.9	253.1	215.6

de fluencia del acero de refuerzo y f_c'' la resistencia nominal reducida del concreto a compresión). Representa por lo tanto, referida a los diagramas de interacción, los valores de las cuantías que deberían suministrarse a una columna cuyo diagrama de interacción requerido fuera el que corresponde a $q=0.2$, teniendo en cuenta el factor reductor de resistencia igual a 0.6. De la misma figura puede verse que los incrementos de la cuantía con respecto a los valores de esta variable que serían necesarios si no se aplicara un factor reductor de resistencia, son mayores proporcionalmente para columnas en donde rija la condición de falla por compresión que para aquellos en que rija la falla de tensión. Esto explica el por qué en las columnas de los entrepisos 1 a 11 y central del entrepiso 12 en el marco de cortante equivalente, se presenta un margen de resistencia proporcionalmente mayor que en las demás columnas.

Como comparación, en la figura 21 se presentan los diseños de las columnas de los entrepisos 1, 7 y 14, tanto del marco continuo como del marco de cortante equivalente; en la tabla 4 se muestran los valores de las cargas axiales y momentos de diseño y las dimensiones correspondientes a esas columnas. En dicha figura se observa que para las columnas del marco continuo rigió la condición de falla de tensión, pero para el marco de cortante equivalente la condición de falla de compresión se presenta en las columnas de los entrepisos 1 y 7 y la condición de falla de tensión en la del entrepiso 14. La condición de falla de compresión en las columnas mencionadas se debe a la combinación de sus valores de carga axial de diseño y dimensiones y de ahí la mayor sobrerresistencia en esos entrepisos, cosa que no se presenta en las columnas del marco continuo. Para verificar qué tan cierta es la proposición anterior se analizó el marco de cortante equivalente, tomando diferentes criterios de diseño de las columnas, y se obtuvo la capacidad de resistencia lateral de los entrepisos para cada caso. Los criterios de diseño que se tomaron fueron:

- a) Las columnas se diseñan con un factor de resistencia de 0.6 y se toma igual diseño en todas las columnas de un mismo entrepiso. El análisis se realiza utilizando las resistencias medias.
- b) Las columnas se diseñan con un factor de resistencia de 0.6 y se toma diferente diseño en todas las columnas de un mismo entrepiso. El análisis se realiza utilizando las resistencias medias.
- c) Las columnas se diseñan con un factor de resistencia de 0.6 y se toma diferente diseño en todas las

columnas de un mismo entrepiso. El análisis se realiza utilizando las resistencias obtenidas con el diseño.

- d) Las columnas se diseñan con un factor de resistencia de 1.0 y se toma diferente diseño en todas las columnas de un mismo entrepiso. El análisis se realiza utilizando las resistencias medias.
- e) Las columnas se diseñan con un factor de resistencia de 1.0 y se toma diferente diseño en todas las columnas de un mismo entrepiso. El análisis se realiza utilizando las resistencias obtenidas con el diseño.

En los casos en que se utilizó la resistencia media de las columnas, se tomó para el análisis de los marcos el valor medio de la carga vertical. En los otros casos se consideró el valor nominal de la carga. En la tabla 5 se presentan las resistencias de algunas de las columnas del marco así como la carga empleada para los análisis de respuesta, que se obtuvieron de acuerdo con los diferentes criterios de diseño empleados.

La influencia de los criterios de diseño en la respuesta sísmica de las estructuras se puede ver en la figura 22. En ella se presenta la ductilidad máxima desarrollada por cada entrepiso cuando la estructura es sometida a la acción de uno de los sismos utilizados en el estudio (caso 1, sismo 1). Para las estructuras diseñadas con los criterios a), b) y c) el comportamiento general es similar entre ellas. En estos casos, la estructura presenta ductilidades grandes en los entrepisos superiores mayores que para los entrepisos intermedios. Los resultados que se tienen para la estructura diseñada con el criterio d) y e) muestran un comportamiento más parecido al del marco rígido, con ductilidades mayores en los entrepisos inferiores, disminuyendo su valor con la altura, aunque mostrando aún una tendencia a aumentar la ductilidad en los últimos entrepisos pero disminuyendo rápidamente en los últimos dos. En estos casos se presenta una sobrerresistencia del primer entrepiso, la cual origina que sea el segundo entrepiso el que desarrolle las máximas ductilidades.

En la figura 23 se muestran los cortantes de fluencia de entrepiso de las estructuras, obtenidos para cada uno de los criterios de diseño anteriores, calculados de acuerdo con lo dicho anteriormente. En la misma figura se incluye el caso de la resistencia para la cual se diseñó la estructura. De los resultados se ve que para los criterios de diseño a) b) y c), las estructuras presentan

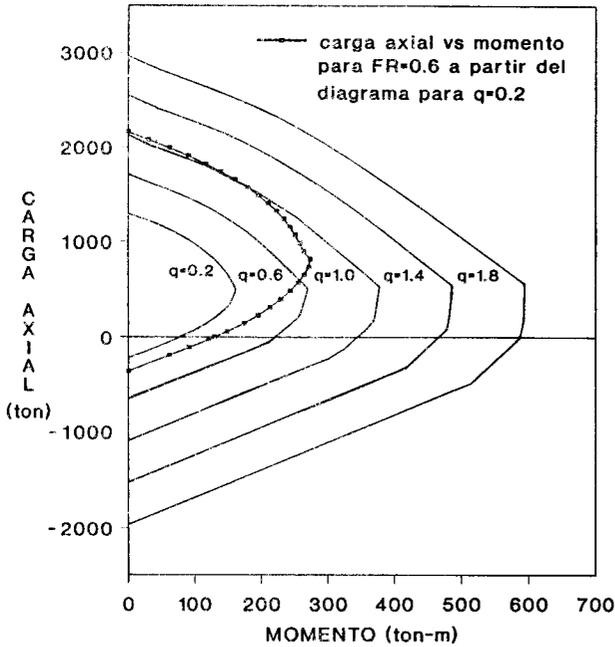


Fig. 20 Diagrama de interacción.

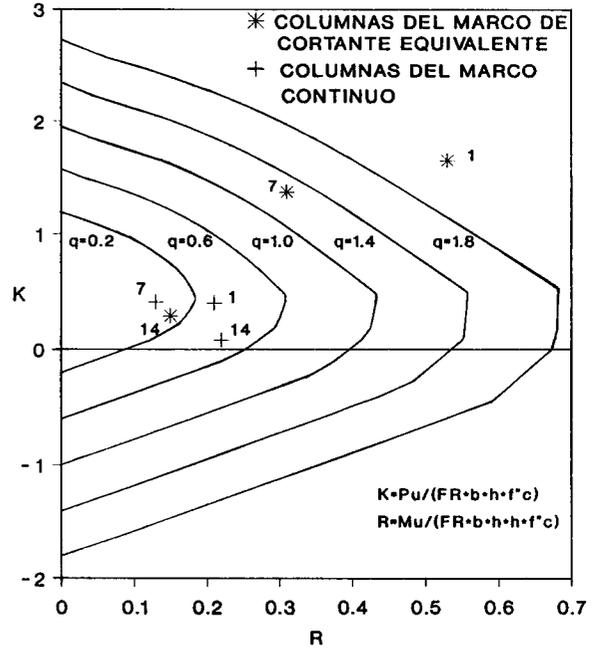


Fig. 21 Diseño de columnas.

Tabla 4. Carga axial y momento de diseño y dimensiones de columnas del marco continuo y el marco de cortante equivalente

MARCO	ENTREPISO	COLUMNA	Pu (ton)	Mu (ton-m)	b (cm)	h (cm)
CONTINUO	1	CENTRAL	364	173	95	95
	7	CENTRAL	206	43	70	70
	14	LATERAL	16	19	45	45
CORTANTE	1	CENTRAL	504	63	60.1	60.1
	7	CENTRAL	288	36	41.4	41.4
	14	CENTRAL	36	6.2	35.1	35.1

P_u = carga axial ; M_u = momento ; b = base ; h = altura

Tabla 5. Resistencias de las columnas centrales del entrepiso especificado y carga en el nivel correspondiente del marco de cortante equivalente para los diferentes diseños utilizados en los análisis

DISEÑO	ENTRE PISO	P_y (ton)	P_t (ton)	M_y (ton-m)	P_b (ton)	M_b (ton-m)	W (kg/m ²)
(a)	1	1630	857	199	374	217	725
	7	1179	844	111	165	112	725
	14	344	81	11	106	18	725
(b)	1	1630	857	199	374	217	725
	7	1179	844	111	165	112	725
	14	329	65	9	108	17	725
(c)	1	1288	677	157	296	171	900
	7	932	667	87	130	88	900
	14	260	51	7	85	13	900
(d)	1	1010	212	55	353	99	725
	7	719	365	52	158	58	725
	14	329	65	9	108	17	725
(e)	1	799	167	44	279	78	900
	7	568	288	41	125	46	900
	14	260	51	7	85	13	900

P_y = carga de fluencia a la compresión ; P_t = carga de fluencia a la tensión ;
 M_y = momento de fluencia ; P_b = carga balanceada ; M_b = momento balanceado ;
 W = carga

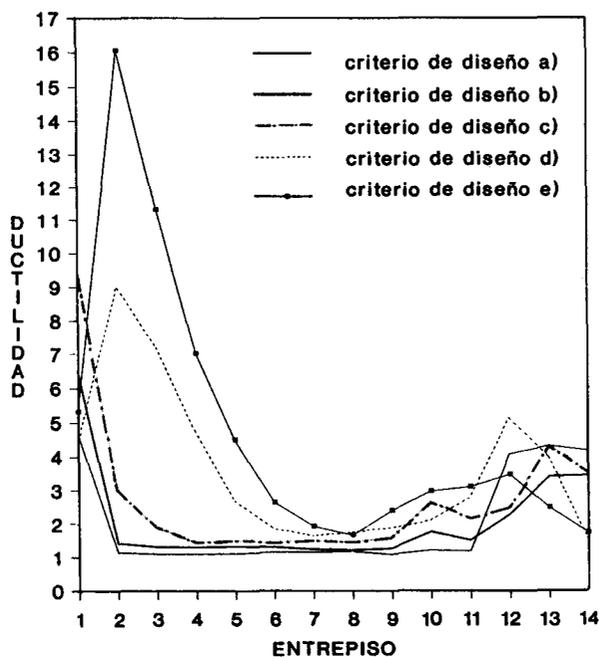


Fig. 22 Ductilidades de entrepiso.

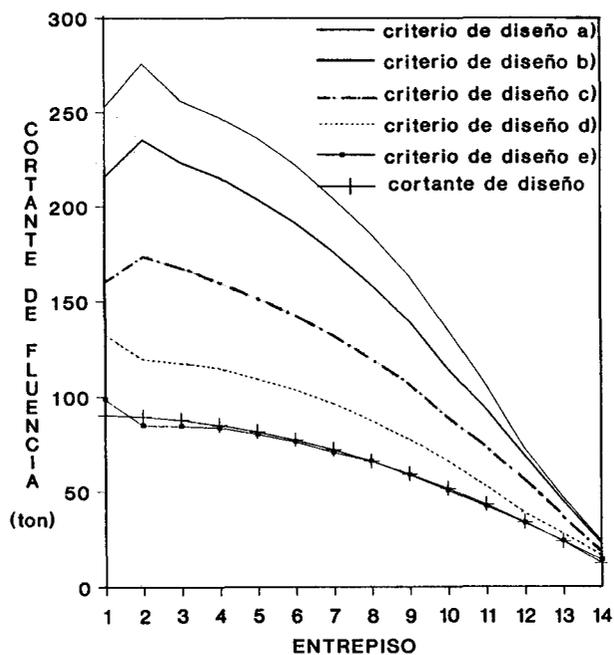


Fig. 23 Cortantes de fluencia.

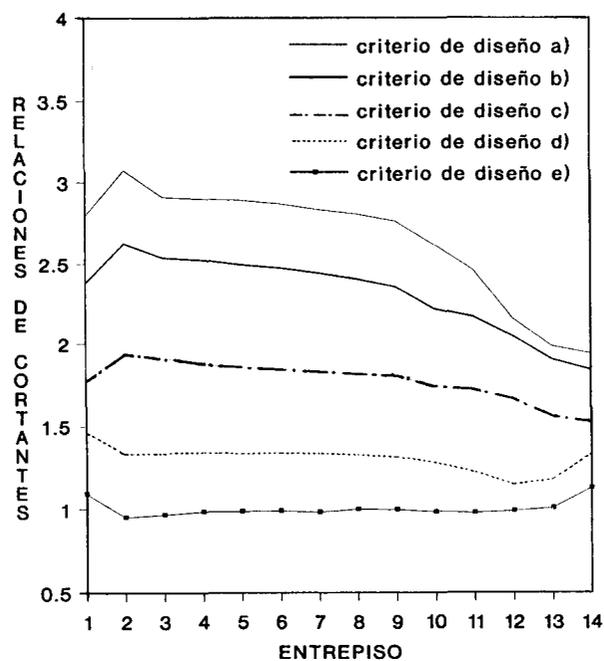


Fig. 24 Relaciones de cortantes.

una sobrerresistencia mayor respecto a la resistencia de diseño en los entrepisos inferiores e intermedios (1 a 11), que en los entrepisos superiores (12 a 14). Para los criterios de diseño d) y e), aunque se observan aún ciertas diferencias, la proporción de resistencias laterales a resistencias de diseño es más uniforme entre todos los entrepisos.

En la figura 24 se presentan las relaciones de la resistencia obtenida con los análisis entre la resistencia de diseño para cada caso estudiado. En ella se ve que la proporción de sobrerresistencia en los entrepisos es mayor para los criterios a), b) y c) que para los criterios d) y e).

Los resultados anteriores muestran cómo el criterio de diseño que se elija para calcular las resistencias de los elementos del marco de cortante influye en las respuestas que se obtienen de los análisis sísmicos de las estructuras. Aún aplicando los criterios de diseño d) y e), se encuentran algunas diferencias entre las respuestas de los marcos rígidos y los marcos de cortante, incluyendo algunos efectos, tales como una respuesta mayor del segundo entrepiso y de algunos entrepisos superiores. Estas diferencias pudieran ser explicadas por la inclusión en los diseños de algunas especificaciones adicionales, como son la excentricidad mínima y la forma en que se idealiza el diagrama de interacción carga axial-momento en los análisis de respuesta.

Los resultados también muestran la gran influencia que tiene en la respuesta de los sistemas con comportamiento de cortante la resistencia a la fluencia que se le da a cada uno de los entrepisos.

CONCLUSIONES

Los resultados generales del estudio muestran que para los dos edificios considerados, los efectos estudiados contribuyen, en mayor o menor grado, a incrementar las demandas de ductilidad de los entrepisos cuando se modelan como marcos continuos. En particular, el efecto de la interacción suelo-estructura influye en el comportamiento de las estructuras incrementando su respuesta, aunque para los tipos de cimentación analizadas su efecto no es muy grande, ni tampoco introduce un comportamiento diferente al obtenido cuando tal efecto no es tomado en cuenta en los análisis (efectos de cabeceo de los entrepisos superiores o una mayor demanda de ductilidad en

algún entrepiso en particular). Los análisis muestran que el efecto P-Delta tiene una influencia poco significativa en el comportamiento de la estructura para este tipo de modelo, con poco incremento de las demandas de ductilidad de entrepiso. Esto fue igual tanto para el marco de siete niveles como para el de catorce niveles. El efecto que mostró mayor influencia en la respuesta en este modelo fue la degradación de la rigidez de las trabes. Para este caso el marco de siete niveles tuvo un mayor incremento (en proporción) en las ductilidades medias de los entrepisos, que el de catorce niveles, aunque en este último los entrepisos medios superiores mostraron respuestas ligeramente mayores (en proporción) que las de los demás entrepisos.

El modelo de viga de cortante equivalente proporcionó resultados bastante diferentes a los del marco continuo. En él, el primer entrepiso es el que desarrolla las más grandes demandas de ductilidad, superiores a las encontradas con el modelo de marco continuo, mientras que en los demás entrepisos estas son bastante menores y en algunos casos inferiores a las encontradas para el modelo de marco continuo. Esto último es más notorio en los marcos de siete niveles. El mismo comportamiento se encuentra para todos los efectos estudiados. En este modelo, el efecto P-Delta provoca que se presenten grandes demandas de ductilidad en el primer entrepiso y, en algunos casos de estructuras altas, las lleva a fallar por inestabilidad.

El peculiar comportamiento del modelo de marco de cortante equivalente estudiado para representar al marco de catorce niveles se ha explicado de alguna forma en el texto. Los resultados encontrados con este modelo muestran el cuidado que debe tenerse cuando tales tipos de sistemas son utilizados para modelar marcos estructurales, ya que la forma de definir la resistencia de sus elementos puede llevar a introducir sobrerresistencias en algunos entrepisos, que para el tipo de comportamiento de estos modelos tienen una gran influencia en las respuestas encontradas. En este modelo se dejó de lado el cumplimiento de algunas especificaciones dadas por las normas seguidas para su diseño. Este modelo en sí representa un edificio con características estructurales poco usuales en la práctica y sus resultados nos dan una idea del tipo de problemas que se pueden tener en estructuras que presenten trabes muy rígidas y resistentes, que puedan llevar a una potencial formación de articulaciones plásticas en las columnas, las que pueden influir en forma desfavorable en el comportamiento de los edificios.

REFERENCIAS

- Departamento del Distrito Federal, Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Cimentaciones, Gaceta Oficial del Departamento del DF, noviembre, 1987a.**
- Departamento del Distrito Federal, Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal, Diario Oficial de la Federación, julio, 1987b.**
- Departamento del Distrito Federal, Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto, Gaceta Oficial del Departamento del DF, noviembre, 1987c.**
- Departamento del Distrito Federal, Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo, Gaceta Oficial del Departamento del DF, noviembre, 1987d.**
- Díaz, O, Esteva, L, Mendoza, E y Flores, O, "Comparación entre las respuestas sísmicas no lineales de marcos y sistemas de cortante", Informe interno, Instituto de Ingeniería, UNAM, mayo, 1989.**
- Esteva, L y Mendoza, E, "Influencia de la interacción suelo-estructura en la respuesta sísmica inelástica de edificios", Informe interno, Instituto de Ingeniería, UNAM, Proyecto 6704, 1989.**
- Jaime, A, "Geotécnica y sismicidad en el Valle de México", Series del Instituto de Ingeniería, UNAM, No. D-29, mayo, 1988.**
- Mendoza, E, Díaz, O y Esteva, L, "Respuesta sísmica inelástica de sistemas estructurales considerando interacción suelo-estructura", Informe interno, Instituto de Ingeniería, UNAM, diciembre, 1991.**
- Mendoza, E, "Programa de computadora para el análisis sísmico inelástico de marcos planos con interacción suelo-estructura", Informe interno, Instituto de Ingeniería, Proyecto 9767, diciembre, 1991.**
- Mooser, F, Tamez, E, Santoyo, E, Holguín, E y Gutiérrez, C, "Características geológicas y geotécnicas del Valle de México", COVITUR, Serie 100 kilómetros del Metro, No. 1, septiembre, 1986.**
- Powell, G H, "DRAIN-2D User's Guide", Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, California, septiembre, 1973.**
- Powell, G H, "Supplement to computer program DRAIN-2D", Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, California, agosto, 1975.**
- Ruiz, S, Grigoriu, M, Rosenblueth, E y Lira, E, "Simulación numérica del acelerograma registrado en 1985 en la SCT, componente EW", Memorias del VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, C-270, Querétaro, México, noviembre, 1987.**