

Nuevo disipador para edificación sismorresistente. 2ª parte: comportamiento de estructuras duales de un grado de libertad con disipadores

*A new dissipator for seismic design. Part II: response of
S.D.O.F. non-standard dual systems*

Xavier Cahís Carola

Dr. Ingeniero Industrial



Lluís Torres Llinàs

Dr. Ingeniero Industrial



Luis Bozzo Rotondo

Dr. Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos

Departamento de Ingeniería Mecánica y Construcción Industrial. UdG

RESUMEN

La primera parte de éste artículo analizaba el comportamiento de un nuevo disipador de energía elastoplástico. En ésta segunda parte se estudia, experimental y numéricamente, la respuesta de un sistema dual de un grado de libertad que lo incluye. El disipador ha demostrado su efectividad en sistemas de rigidez elevada e intermedia, ofreciendo valores del cortante de base y del desplazamiento de entrepiso significativamente menores a los observados en sistemas lineales y elásticos. Se ha observado que una relación baja entre las rigideces de los subsistemas flexible y rígido permite disipar una mayor cantidad de la energía introducida al sistema y minimizar su respuesta estructural. También se ha apreciado que los sistemas más rígidos, para minimizar su respuesta estructural, deben mantener una relación más elevada entre su fuerza de plastificación y la masa total del sistema. Finalmente se ha observado que la energía absorbida por los disipadores puede ser predecida a partir del pseudoespectro de velocidades y del periodo fundamental efectivo, definido a partir de la rigidez secante mínima del sistema.

SUMMARY

The behavior of a new elastoplastic shear link dissipator has been analyzed in the first part of this paper. This second part describes experimental and numerical studies for a SDOF non-standard dual system protected with shear dissipators. High and intermediate stiff dual systems with this

device have presented smaller values of the shear base force and the interstory drift when compared to linear and elastic systems response. It has been appreciated that most of introduced energy is dissipated when a low ratio between the main frame stiffness and dissipation system stiffness is hold. It has been also observed that a higher ratio between the dissipator yielding force and the total mass drives to a more reduced structural response. Finally it has been appreciated than the absorbed energy might be predicted using the velocity pseudo-spectra and a effective fundamental period, that has been defined by using the minimum secant stiffness of the dual system.

1. INTRODUCCIÓN

Un sistema estructural diseñado para responder lineal y elásticamente ante sismos manifiesta, comúnmente, conductas resonantes asociadas a aceleraciones elevadas. Precisa, por ello, de grandes secciones transversales en sus elementos estructurales, económicamente inviables, que le permitan soportar las elevadas fuerzas de carácter inercial. Plantea además, como inconveniente, que los equipos que aloja pueden resultar dañados durante un evento sísmico severo, resultando este hecho especialmente crítico en hospitales y centros que deben mantenerse operativos ante estas circunstancias. Se ha observado que un diseño basado en la ductilidad y la hiperestaticidad estructural puede reducir las acciones de origen sísmico de forma drástica. A este tipo de diseño sismorresistente se le conoce como diseño convencional. Ha

sido adoptado por la mayoría de códigos, acompañado de métodos simples para el cálculo de los esfuerzos y desplazamientos, basados en una hipotética proporcionalidad entre las respuestas no lineal y lineal. Este método plantea diversos inconvenientes: i) admite de forma implícita el daño estructural, el cual puede comportar reparaciones costosas e incluso económicamente inviables; ii) a partir de un análisis basado en un comportamiento lineal no es posible localizar la demanda de ductilidad en el seno estructural ni cuantificarla de forma precisa. Tras eventos sísmicos recientes se ha observado como elementos presupuestadamente dúctiles, como son las uniones metálicas, pueden manifestar roturas frágiles [1].

El aislamiento de base y los dissipadores de energía son sistemas pasivos que permiten concentrar los procesos no lineales. El diseño avanzado de edificios sismorresistentes con estos dispositivos presenta ventajas en relación al diseño convencional: i) la concentración de los procesos no lineales en elementos con comportamiento predecible simplifica los procesos de análisis de la respuesta estructural, ii) la demanda de ductilidad se concentra en elementos fabricados en condiciones que favorecen una mayor calidad y mejor control de sus propiedades, iii) los costes de reparación del edificio, en caso de evento sísmico, son reducidos en comparación con edificios convencionales. Se ha demostrado de forma práctica la efectividad de los aisladores de base en edificación, reduciendo la respuesta de la superestructura y evitando el daño estructural y no estructural ante sismos severos. Sin embargo, su aplicación se reduce a edificios de mediana altura y en circunstancias económicas propicias. Los dissipadores de energía permiten, en contraposición, ser distribuidos en el seno estructural en edificios de diversa altura. La configuración más ampliamente divulgada y aceptada, aún de forma más teórica que práctica, son las estructuras duales avanzadas. Esta tipología estructural compatibiliza dos subsistemas estructurales: uno porticado, destinado a soportar las acciones gravitatorias, y otro mucho más rígido que se encarga de resistir las acciones horizontales. Este segundo sistema estaría formado por elementos de elevada rigidez, tal como diagonales metálicas o muros de hormigón armado, y los propios dissipadores actuando como conectores entre el sistema rígido y flexible (figura 1).

Se ha demostrado que el parámetro γ , definido como el cociente entre las rigideces del sistema flexible y rígido, influye en la distribución del daño en el conjunto estructural. Valores reducidos de éste parámetro conducen a una mayor concentración del daño en los dispositivos dissipadores [2, 3]. Nakashima [4] constató, sin embargo, que valores reducidos del parámetro γ (inferiores a 0.25) resultan difícilmente alcanzables en estructuras de hormigón armado con dissipadores, y que valores más elevados propiciaban, además, una distribución más uniforme de la demanda de ductilidad en altura. Ambos resultados son ciertamente excluyentes y plantean una importante disyuntiva. Sin embargo, cabe plantear las siguientes apreciaciones: i) los estudios de Nakashima se basan en dissipadores con comportamiento elastoplástico bilineal sin endurecimiento, y cabe suponer que el endurecimiento podría favorecer una cierta redistribución del daño, y ii) evitar el daño estructural resulta probablemente prioritario al hecho de conseguir una mayor eficiencia en la distribución del daño en los dissipadores.

Otro aspecto a tener en cuenta en los edificios sismorresistentes es el comportamiento de los cerramientos. Pese a que éstos pueden mejorar considerablemente la respuesta estructural de un edificio ante sismo [5], su inclusión en los modelos resulta excesivamente compleja si se atiende su comportamiento degradante. Algunos investigadores han propuesto la conexión entre los cerramientos y la estructura principal con conectores especiales, introduciendo una abertura rellena de material flexible entre ambos sistemas excepto por la base de los cerramientos, de forma que la flexibilidad de los marcos resulte compatible con la rigidez de los muros [6-8].

Atendiendo los antecedentes anteriormente expuestos, los autores de este trabajo han creído conveniente desarrollar un dissipador que permita ser conectado a paredes de hormigón o mampostería (figura 2) con una doble función: i) permitir valores reducidos del parámetro γ , ii) aprovechar la capacidad de los muros como elementos resistentes. Dada la alta rigidez de los muros de hormigón o las paredes de mampostería y de los propios dissipadores, se conseguiría un sistema resistente a las cargas horizontales de elevada rigidez, el cual permitiría concentrar el daño en los dissipadores. Sin

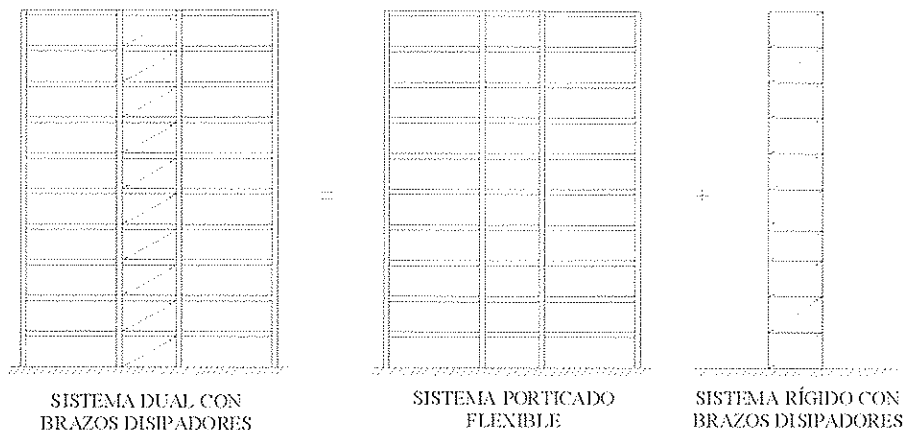


Figura 1. Sistema dual avanzado con dissipadores de energía.

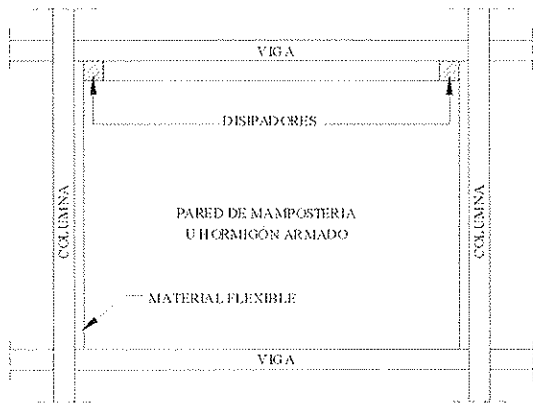


Figura 2. Sistema dual no estándar propuesto a partir del dissipador por esfuerzo cortante.

embargo, resulta improbable aplicar tal sistema a la totalidad de los cerramientos de una estructura. Si se atienden resultados de una investigación reciente realizada por Dorka y Bayer [9], resultaría más efectivo y factible plantear una distribución de los dissipadores en determinadas plantas, con el resto de las plantas rigidizadas.

2. RESPUESTA EXPERIMENTAL DE UNA ESTRUCTURA DE UN GRADO DE LIBERTAD CON DISIPADORES

2.1 Descripción de la estructura ensayada y de su instrumentación

En la figura 3 se puede observar el modelo estructural ensayado en los laboratorios de ISMES (Bérgamo-Italia). Se trata de un sistema dual no estándar con dissipadores de energía, basados en la plastificación por esfuerzo cortante, actuando como conectores entre los sistemas rígido (muros)

y flexible (estructura porticada). Los dissipadores, de acero A42, disponen de una sección transversal en I, rigidizada para evitar fenómenos de abolladura. Su cuerpo disipativo es igual al del dispositivo D1, cuyas características y comportamiento han sido comentadas en la primera parte de éste artículo. La componente flexible del sistema dual está formada por 4 pilares HEA 100 sobre una planta rectangular de 2.5 x 2 metros aproximadamente, coronados por 4 vigas HEB 300, formando 4 pórticos, paralelos dos a dos. En los pórticos frontal y posterior (más flexibles), se encuentran dos dissipadores (uno en cada pórtico) conectados a media luz, mientras que los pórticos laterales se encuentran arriostrados en cruz. Dos bloques de hormigón en masa, de 3190 kp cada uno de ellos, se acomodan sujetos a las vigas frontal y posterior. La masa total sobre los 4 pilares, vigas incluidas, se eleva a 8380 Kp, proporcionando un período de vibración natural respecto al plano flexible (previa conexión del sistema disipativo) de 0.5 segundos.

Las fuerzas inerciales se transmiten a la base a partir de los pilares (sistema flexible) y del sistema disipativo. El sistema disipativo, previa plastificación, manifiesta una rigidez muy superior a la de la estructura principal porticada. La acción se transmite de los dinteles a los dissipadores, a partir de perfiles HEB 280 rigidizados, y de los dissipadores a la mesa vibrante mediante muros de hormigón armado entre perfiles HEB. Las uniones atornilladas de los dos dissipadores se precargaron con el par de apriete correspondiente al 80 % del límite elástico de los tornillos empleados (TR16 8.8), y se impregnaron en sus juntas de un barniz frágil para detectar si se producían deslizamientos relativos.

La instrumentación empleada para registrar el comportamiento dinámico de la estructura se puede observar en la figura 3. En los dinteles se situaron tres acelerómetros: dos en la dirección de la excitación proporcionada a la mesa vibrante (A1x y A2x), situados en ambos dinteles para captar un posible modo de torsión, y otro en dirección perpendicular (A3y). En la base se situó un cuarto acelerómetro, Atx, en la dirección de la excitación, cuyas medidas permitirían registrar la excitación real. Los desplazamientos relativos entre ambos extremos de los dissipadores se midieron a partir de los transductores de

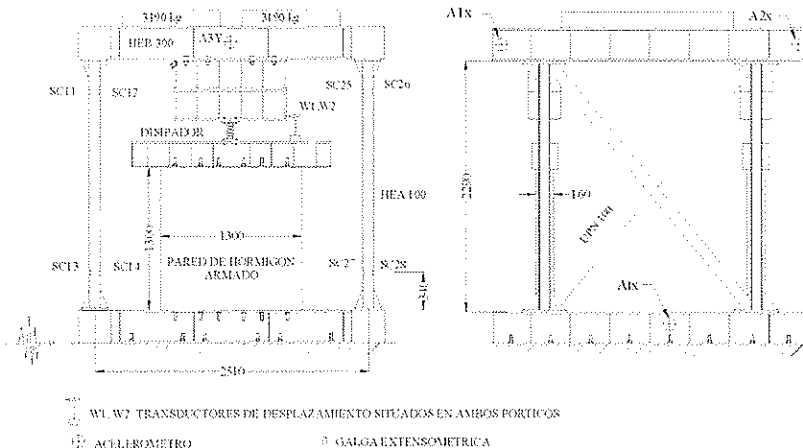


Figura 3. Sistema ensayado: configuración e instrumentación.

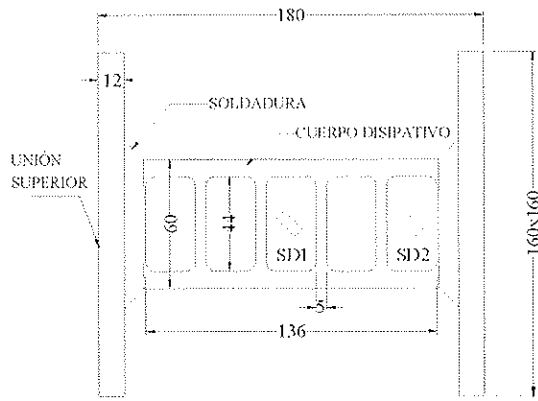


Figura 4. Instrumentación del disipador con galgas extensométricas.

desplazamiento W1 y W2. El desplazamiento relativo entre dinteles y la base en la dirección de la excitación se midió, de forma indirecta, a partir de las galgas extensométricas de los pilares. Ello resultó posible debido al comportamiento elástico previsto y mantenido durante los ensayos en el sistema flexible. Para su calibración se emplearon los datos obtenidos durante el test de vibración forzada del sistema sin los disipadores. Para constatar las deformaciones plásticas del disipador, éste se instrumentó con dos galgas extensométricas (figura 4), situadas en el alma y en el eje longitudinal del disipador, y orientadas aproximadamente en una dirección principal.

2.2 Programa de ensayos

Las características dinámicas de la estructura porticada sin disipadores y del sistema dual completo se determinaron a partir de ensayos de vibraciones forzadas en mesa vibrante (*sweep frequency tests*). Para analizar la respuesta ante sismo se empleó el registro de Santa Cruz-terremoto de Loma Prieta (1989), (figura 5). Se aplicó inicialmente un factor de escala 0.353, el cual sirvió para calibrar el sistema y registrar su respuesta lineal y elástica. Después se sucedieron, incrementando el factor de escala aplicado, distintas pruebas con incursiones no lineales cada vez mayores, hasta observar un desplazamiento de entrepiso significativo, correspondiente a un factor de escala 2.238.

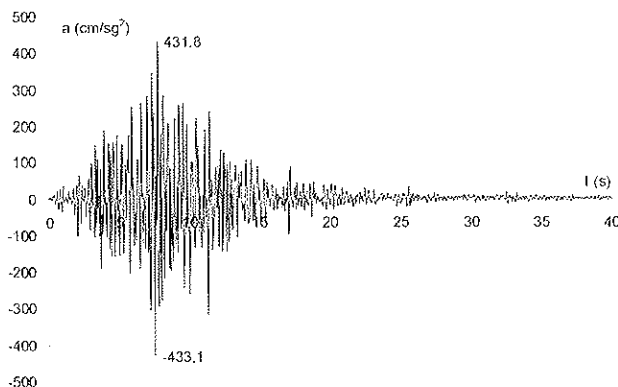


Figura 5. Registro de Santa Cruz del terremoto de Loma Prieta (1989).

2.3 Resultados experimentales

Los tests de caracterización dinámica determinaron, para la estructura porticada previa instalación de los disipadores y en el plano de la excitación, una frecuencia fundamental de 2.02 Hz y una fracción del amortiguamiento crítico del 2.2%. Para el sistema dual completo los valores resultaron, respectivamente, de 10.71 Hz y del 8.89%. Se atribuye el importante incremento del amortiguamiento a los muros de hormigón y a las conexiones del sistema rígido.

Tal como se ha comentado anteriormente, se ha excitado la estructura con distintos acelerogramas escalados a partir del registro de Santa Cruz-Loma Prieta, con el fin de conseguir niveles crecientes de plastificación en los disipadores. Los factores de escala (*FE*) aplicados resultaron: 0.353 (con respuesta lineal y elástica), 1, 1.259, 1.585, 1.995 y finalmente 2.238. El movimiento de la estructura fue, en el conjunto de los ensayos, fundamentalmente en el plano de la excitación, con movimientos de torsión y flexión en el plano normal de muy baja magnitud. Tras el último de los ensayos los dispositivos mostraban un comportamiento estable y sin señales de daño. La galga extensométrica, situada en el centro del alma del disipador frontal, detectó plastificación en el segundo ensayo, en el que la excitación se aplicó a escala real, midiéndose una deformación próxima al 4 por mil. En el último de los ensayos la galga detectó deformaciones cercanas al 33 por mil, y se midió un desplazamiento máximo entre extremos de disipador de 5.8 mm, correspondiente a un desplazamiento relativo máximo de 6.55 mm (1/350 de la altura de entrepiso).

Las figuras 6a y 6b presentan las Transformadas de Fourier correspondientes a los acelerogramas impuestos a la mesa vibrante en los ensayos primero (*FE=0.353*, lineal y elástico,) y último (*FE = 2.238*, no lineal y asociado a una ductilidad máxima del sistema). La relación entre las amplitudes de las frecuencias más significativas de ambos espectros (se han considerado como frecuencias significativas las que, estando comprendidas entre las frecuencias fundamentales del sistema arriostrado y no arriostrado, presentaban amplitudes más elevadas) está bien correlacionada con los factores de escala (*FE*) aplicados. Este hecho verifica que la respuesta no lineal de la estructura no altera significativamente la excitación original deseada, lo cual es una condición del ensayo. Las figura 7a y 7b representan las Transformadas de Fourier correspondientes a las respuestas de sistema en aceleraciones absolutas. Se ha definido el Factor de Amplificación (*FA*) de una frecuencia significativa como el cociente entre las amplitudes de los espectros de aceleraciones de respuesta y excitación correspondientes a tal frecuencia. En la figura 8a se representa la evolución del parámetro *FA* a través de distintas curvas, correspondientes cada una de ellas a una frecuencia considerada significativa, en relación al factor de escala (*FE*) aplicado a la excitación de la mesa vibrante. En la figura 8b, para observar mejor la evolución del *FA* en las frecuencias significativas menos amplificadas, se ha eliminado la frecuencia correspondiente a 10.3 Hz. Se aprecia como las distintas curvas presentan máximos decalados y asociados a distintos niveles de plastificación de los disipadores. En la figura 8a se puede constatar que la estructura, bajo comportamiento elástico, amplifica el contenido de frecuencias

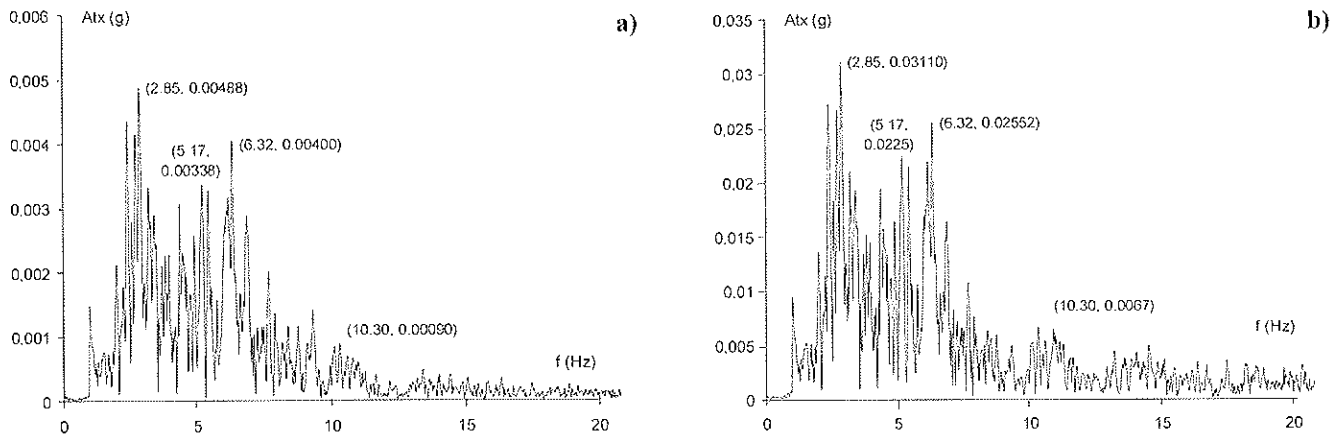


Figura 6. Transformadas de Fourier correspondientes a los registros de aceleración de la mesa vibrante, para distintas escalas de la excitación: a) FE = 0.353, b) FE = 2.238.

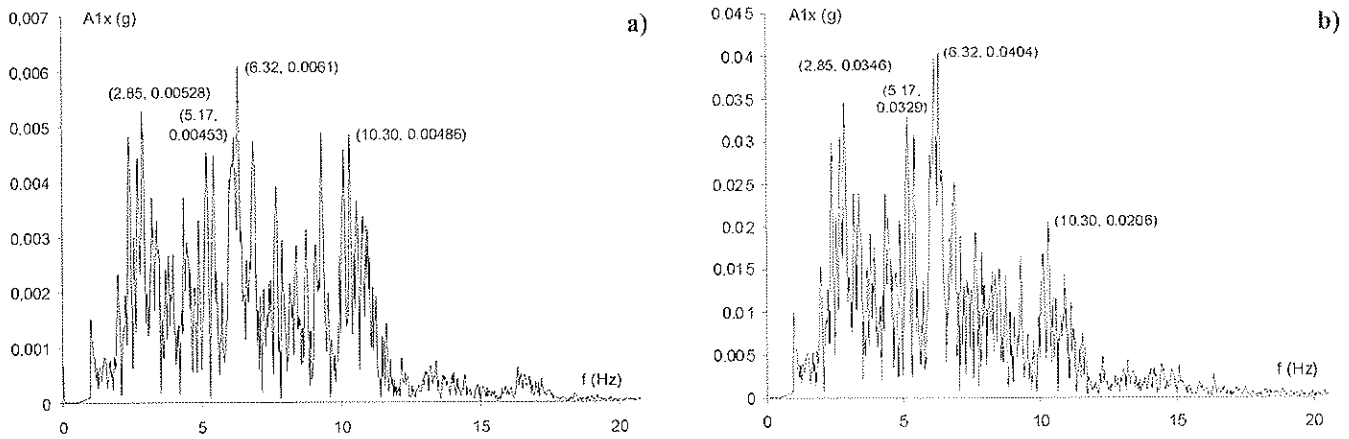


Figura 7. Transformadas de Fourier correspondientes a la aceleración en la parte superior de la estructura, para distintas escalas de la excitación: a) FE = 0.353, b) FE = 2.238.

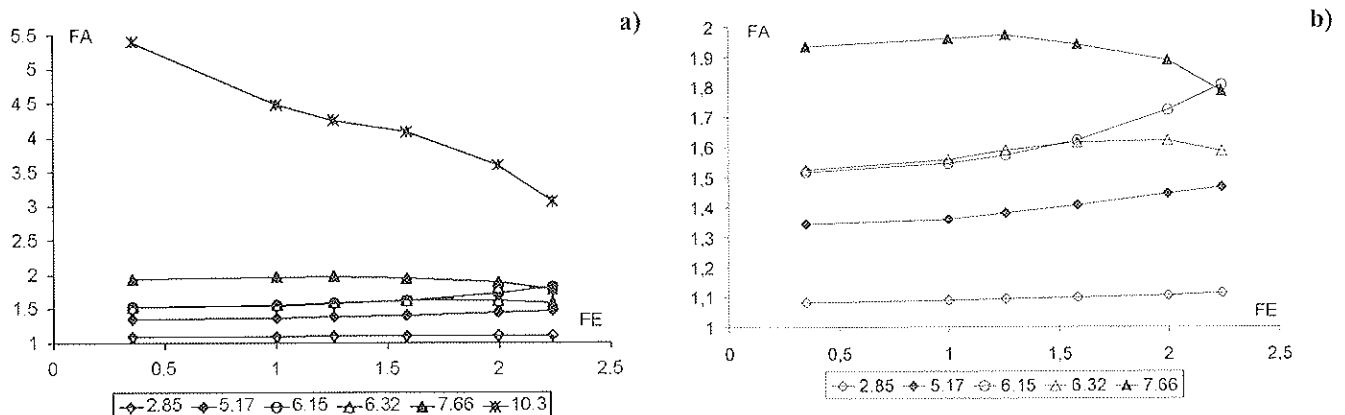


Figura 8. Relación entre el Factor de Amplificación, asociado a una frecuencia, y el Factor de Escala aplicado a la excitación: a) incluida la frecuencia natural del sistema lineal y elástico, b) excluida la frecuencia natural del sistema lineal y elástico.

SEPTIEMBRE 2001

próximo a su frecuencia fundamental con un factor cercano a 5.5. Este factor de amplificación (*FA*) se reduce progresivamente hasta 3 en el último ensayo. Observando la evolución de los distintos máximos, se puede prever que en el último ensayo, en el cual se produce la máxima incursión no lineal, la frecuencia con máxima amplificación se situaría entre 6.32 Hz y 6.15 Hz.

Se ha adaptado la expresión que determina la frecuencia fundamental de un sistema de un grado de libertad lineal y elástico para establecer el concepto de frecuencia fundamental efectiva de un sistema no lineal con comportamiento elastoplástico:

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K}{M}} \quad (1)$$

donde *K* = rigidez secante del sistema dual, *M* = masa ubicada sobre los soportes. En el último ensayo, asociado a un nivel ya significativo de ductilidad, la diferencia entre la frecuencia fundamental efectiva, determinada según la ecuación anterior, y la frecuencia que manifiesta su máximo *FA* resulta del 2.8%.

Housner [10] observó que la energía introducida a una estructura en un evento sísmico dependía básicamente de su período fundamental y de su masa total. Esta cantidad de energía, en sistemas de flexibilidad media o elevada, resultaba poco afectada por la aparición de plasticidad, reduciéndose en cualquier caso. A partir de esta observación planteó una expresión simplificada que permitía predecir la energía disipada en sistemas con comportamiento elastoplástico:

$$E_D = E_H - E_E \quad (2)$$

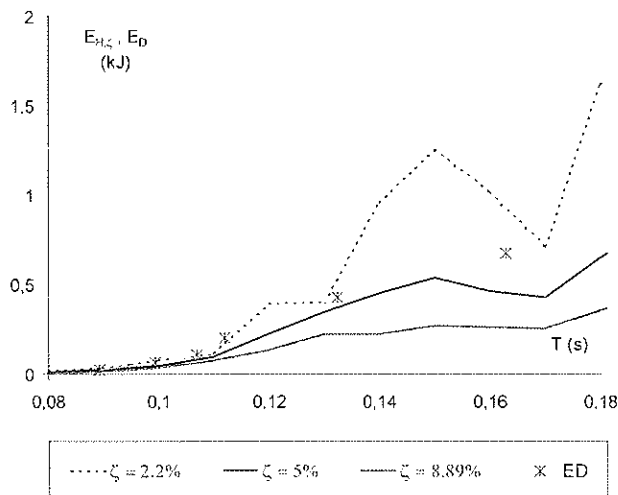


Figura 9. Espectros de energía basados en el pseudoespectro de velocidades, para valores distintos del amortiguamiento estructural, y valores experimentales de energía disipada correspondientes a los ensayos y asociados a los periodos fundamentales efectivos del sistema.

Donde *E_E* representa la energía elástica acumulada previo inicio de la formación de rótulas plásticas y *E_H* la energía de deformación en una estructura lineal y elástica de un grado de libertad con el mismo período al de la estructura real. Housner propuso la determinación de *E_H* a partir del pseudoespectro de velocidades:

$$E_H = \frac{1}{2} m S_{v,T}^2 \quad (3)$$

Donde *m* = masa total de la estructura real, *S_{v,T}* = pseudovelocidad obtenida con un amortiguamiento estructural *v* y un período fundamental *T* iguales a los de la estructura real.

A continuación se plantea, a partir de los resultados experimentales obtenidos y del concepto de período fundamental efectivo, si resulta aplicable el criterio de Housner en estructuras rígidas con disipadores. Para ello se ha adoptado la ecuación [2] de forma simplificada, bajo la consideración de que la energía de deformación elástica (*E_E*) tiene un valor relativamente bajo en comparación con el de la energía disipada (*E_D*). La figura 9 compara las energías disipadas (*E_D*), obtenidas de forma experimental, con los espectros de energía de Housner (*E_H*). Para que los resultados experimentales resulten comparables con los valores espectrales, y en base a la teoría de modelos, se han dividido por el cuadrado del factor de escala (*FE*) aplicado. Se han representado los espectros de energía para las fracciones del amortiguamiento crítico (*xi*) correspondientes al sistema sin rigidizar (*xi* = 2.2%), rigidizado elástico (8.9%), y para un sistema con amortiguamiento intermedio a los dos anteriores (*xi* = 5%). De la comparación se observa que el "input" energético resulta predecible a partir del pseudoespectro de velocidades y del período fundamental efectivo. La utilización del amortiguamiento correspondiente al sistema sin rigidizar ofrece una mejor predicción. Tiene una explicación lógica: cuando plastifica el disipador, este concentra la mayor parte del desplazamiento del sistema rígido reduciendo, en proporción, las deformaciones del resto de componentes del sistema rígido y mermando su acción amortiguadora.

Analizando los resultados experimentales se ha evaluado la efectividad del sistema disipativo. Dada la variabilidad del input energético en función del período fundamental de la estructura, se ha supuesto más representativo y adecuado comparar la respuesta del sistema dual con la de un sistema de un grado de libertad, lineal y elástico, con un mismo período fundamental efectivo y una fracción del amortiguamiento crítico (*xi*) del 5%, considerado habitualmente. En estas condiciones el desplazamiento relativo máximo resulta de 18.4 mm, y la aceleración absoluta máxima de 31.52 m/sg². Experimentalmente se midió un desplazamiento relativo máximo de 6.55 mm y una aceleración máxima absoluta de 11.62 m/sg². La reducción respecto a la respuesta elástica sería, en consecuencia, del 64% en desplazamiento y de un 63% en aceleraciones (y por tanto, en cortante de base).

3. MODELIZACIÓN NUMÉRICA

3.1 Descripción del modelo

Para modelar la estructura ensayada y para un posterior y más extenso análisis paramétrico de estructuras duales de un grado de libertad con disipadores, se ha utilizado el programa SADSAP [11]. Está concebido para reproducir el análisis dinámico de estructuras con comportamiento no lineal localizado en elementos predeterminados de carácter pasivo: disipadores histeréticos, aisladores de base y disipadores con amortiguamiento lineal. El método de análisis es aplicable si las estructuras son estables sin la presencia de los elementos no lineales, como es el caso de las estructuras duales con disipadores. El proceso de cálculo se inicia con un análisis modal de la estructura sin los componentes no lineales, determinándose los modos propios de vibración. A continuación el programa realiza un análisis paso a paso de la respuesta dinámica mediante superposición modal. Las ecuaciones modales son integradas por un método que asume una variación lineal de la carga en el intervalo de tiempo considerado. Las fuerzas no lineales se calculan al final del intervalo de tiempo, son convertidas posteriormente en fuerzas modales e introducidas en la ecuación del movimiento. Se realizan interacciones sucesivas hasta la convergencia de las fuerzas no lineales. El programa aporta un modelo de gran simplicidad para describir el comportamiento histerético de los disipadores de energía. La relación entre la fuerza y la deformación se basa en la siguiente formulación:

$$F = k d \quad \text{si } d < d_y \quad (5)$$

$$F = F_y \left(\frac{d}{d_y} \right)^n \quad \text{si } d > d_y \quad (6)$$

Donde F = fuerza aplicada al dispositivo, F_y = fuerza de inicio de comportamiento plástico, d_y = desplazamiento de inicio de comportamiento plástico y n = parámetro de reducción de la rigidez por comportamiento plástico. En las curvas de carga y descarga, el valor d se calcula tomando como referencia la deformación plástica permanente d_p :

$$d = d_T - d_p \quad (7)$$

Donde d_T es la deformación total relativa entre extremos del dispositivo. La estructura porticada se ha modelizado como un sistema dual de un grado de libertad: dintel rígido, columnas flexibles y masa concentrada en su parte superior. El modelo ha adoptado el periodo obtenido experimentalmente. El sistema rígido, formado por los muros y disipadores, se ha contemplado como elemento no-lineal. Se han ajustado los valores de los parámetros del modelo histerético, descrito por las ecuaciones (5) y (6), a partir de la curva cortante de base-desplazamiento relativo, obtenida experimentalmente a partir de los valores máximos de cada uno de los ensayos (figura 10).

3.2 Comparación numérico-experimental

Se han comparado las respuestas numérica y experimental correspondientes al último de los ensayos, aplicado un factor de escala (FE) de 2.238. La figura 11 muestra el desplazamiento relativo correspondiente a la etapa de máxima respuesta estructural. La diferencia entre el desplazamiento numérico y experimental máximo, en valor absoluto, resulta del 3.9%. La figura 12 se corresponde con las respuestas históricas, experimental y numérica. Las fuerzas correspondientes a los desplazamientos máximos presentan una diferencia del 2.5%. A partir del área interior de las curvas histeréticas se ha calculado la energía disipada de ambos procesos, observándose una diferencia del 4.5%. La energía absorbida por el disipador representa aproximadamente un 20% de su capacidad, determinada a partir de dispositivos similares en proceso de caracterización [12].

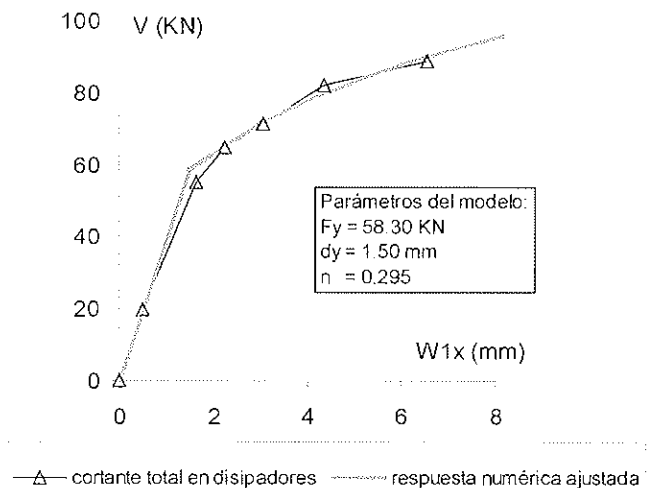


Figura 10. Ajuste de la curva de respuesta del disipador destinada al modelo numérico.

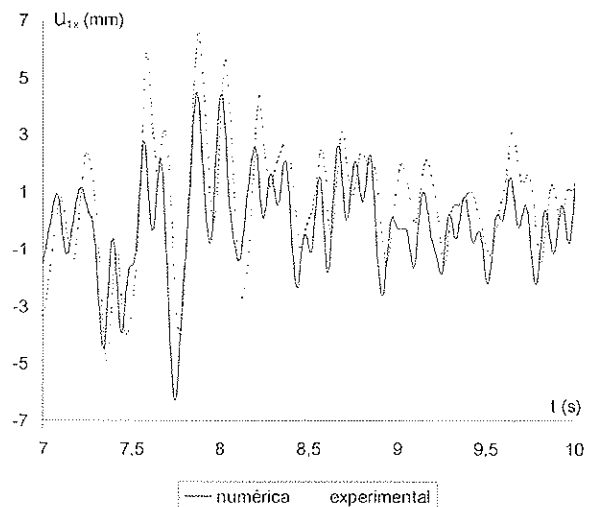


Figura 11. Representación comparativa, numérico-experimental, del desplazamiento relativo ($FE = 2.238$).

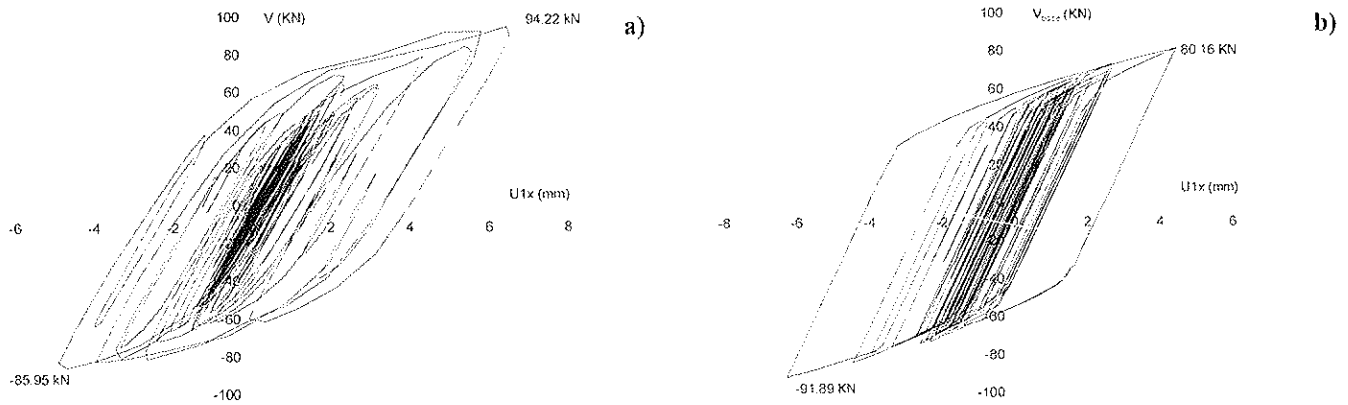


Figura 12. Respuestas histeréticas fuerza-desplazamiento a partir del registro de Santa Cruz escalado a 2.238: a) numérica y b) experimental.

4. ANÁLISIS PARAMÉTRICO

4.1 Parametrización de la ecuación diferencial del movimiento de un sistema de un grado de libertad

La respuesta dinámica de una estructura de un grado de libertad con disipadores elastoplásticos (figura 13) ante una sollicitación de carácter sísmico se puede representar a partir de la siguiente ecuación diferencial:

$$M\ddot{u}(t) + C\dot{u}(t) + Ku(t) + R(t) = -M\ddot{u}_g(t) \quad (8)$$

Donde M = masa, u = desplazamiento relativo con respecto al suelo, u_g = desplazamiento del suelo, C = amortiguamiento estructural equivalente, K = rigidez del sistema lineal y elástico y R = fuerza del sistema no lineal. Se ha transformado a la siguiente ecuación paramétrica:

$$\ddot{\mu}(t) + 2\xi\omega\dot{\mu}(t) + \omega^2\mu(t) + \frac{\rho(t)\omega^2}{\gamma} = -\frac{u_g(t)\omega^2}{\eta\gamma''_{g,m\acute{a}x}} \quad (9)$$

Donde aparecen como parámetros conocidos la frecuencia circular $\omega^2=K/M$ y la fracción del amortiguamiento crítico $\xi=C/2M\omega$. El desplazamiento se ha normalizado a partir de la deformación de inicio de plastificación del disipador $\mu(t)=u(t)/u_v$. Se ha considerado la relación entre las rigideces del sistema flexible y rígido a partir del parámetro $\gamma=K/K_H$. La fuerza no lineal desarrollada por el disipador se normaliza

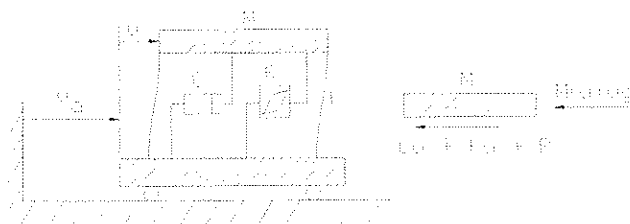


Figura 13. Representación de un sistema de un grado de libertad con un disipador de energía del tipo histerético.

a partir del cortante de inicio de plastificación, $\rho(t)=R(t)/R_v$, que a su vez se normaliza mediante la fuerza inercial máxima que desarrolla un sistema rígido de la misma masa que el sistema analizado $\eta=R_v/(M.u_{g,m\acute{a}x})$.

4.2 Espectros de respuesta

Para la construcción de los espectros no lineales de respuesta se ha realizado un total de 525 análisis. Los espectros de respuesta abarcan periodos comprendidos entre 0.15 y 3.8 segundos. Se ha analizado la respuesta a partir de registros alejados del epicentro del terremoto, conocidos como tipo "far-field": Loma Prieta-Santa Cruz, 1989 (componente N-S), Imperial Valley-El Centro, 1940 (componente N-S) y Kern County-Taft Lincoln Tunnel, 1952 (componente N21E). Los espectros resultantes se han promediado.

Se han representado de forma espectral, tomando por abscisas el periodo fundamental del sistema flexible, distintas variables normalizadas por el desplazamiento de inicio de plastificación (u_v): el desplazamiento δ , la aceleración máxima absoluta a , la energía introducida al sistema ϕ_i y la energía disipada por el sistema disipativo ϕ_D . Para la obtención de los distintos espectros se ha fijado la fracción del amortiguamiento crítico (ξ) en un 5% y se ha utilizado una función histerética normalizada ρ en base a la respuesta experimental. Se ha analizado la influencia de η en los sistemas duales con disipadores, comparándose los espectros obtenidos mediante valores distintos del parámetro ($\eta = 0.1, 0.25$ y 0.5) y fijando una relación de rigideces (γ) de 0.3 . También se ha estudiado la influencia de γ en base a la respuesta obtenida a partir de valores distintos del parámetro ($\gamma = 0.10, 0.3$ y 0.5) y fijado un valor de η igual a 0.25 . Se puede observar, a partir de las relaciones paramétricas definidas anteriormente, que el desplazamiento de plastificación del disipador, empleado para normalizar las variables en su dimensión fundamental longitudinal, depende de las siguientes variables:

$$u_v = \frac{\eta\gamma\dot{u}_{g,m\acute{a}x}}{\omega^2} \quad (10)$$

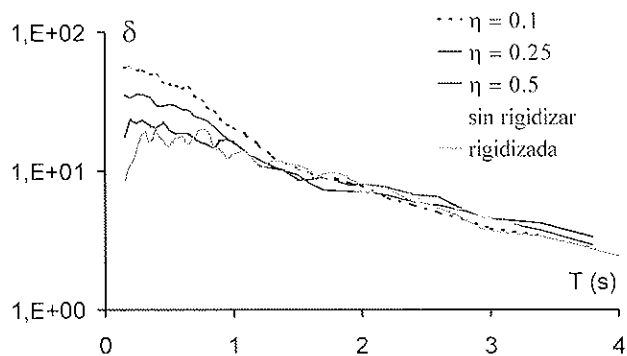


Figura 14. Espectro de desplazamiento normalizado.

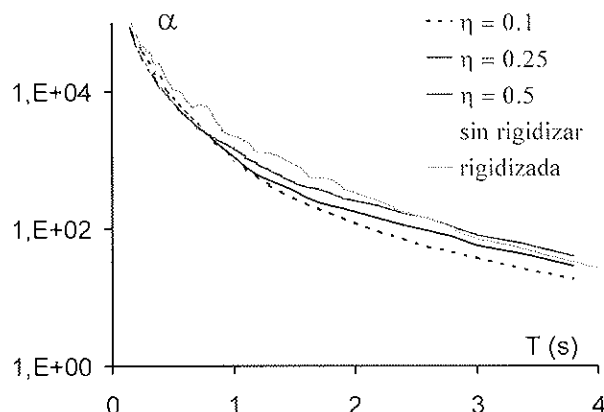


Figura 15. Espectro de aceleración normalizado.

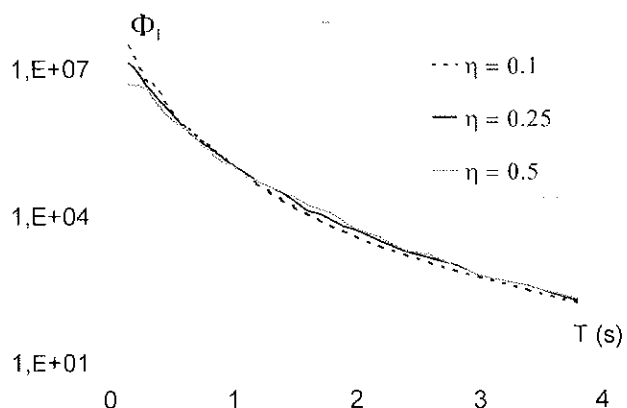


Figura 16. Espectro de energía introducida normalizada.

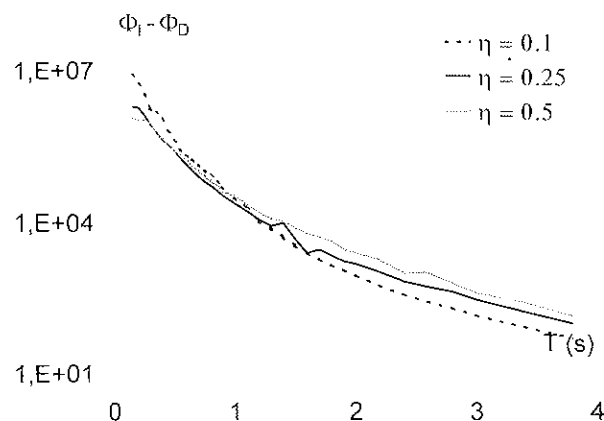


Figura 17. Espectro de la energía introducida no disipada por el dispositivo.

Para hacer comparables los espectros con distintos valores de η se ha empleado, para normalizar las variables, el desplazamiento de plastificación correspondiente a $\eta=0.1$. En el caso comparación de espectros con distinta γ , se ha normalizado con el desplazamiento de plastificación correspondiente a $\gamma=0.1$.

Se han obtenido también espectros lineales promediados para la estructura porticada sin rigidizar y rigidizada. La estructura rigidizada ha adoptado una relación de rigideces $\gamma = 0.3$, y sus espectros se han representado, al igual que en el caso de los espectros no lineales, a partir del período fundamental del pórtico sin rigidizar. La normalización de las variables se ha realizado en base al mismo procedimiento adoptado en los espectros de respuesta no lineal.

4.3 Influencia del parámetro η

En general la respuesta estructural de un edificio ante un acción sísmica resulta adecuada si los desplazamientos de entrepiso y las aceleraciones se mantienen por debajo de unos valores admisibles. Los resultados obtenidos, como a continuación se comenta, ponen de relieve una influencia de los disipadores

en el conjunto estructural distinta en estructuras relativamente rígidas y en estructuras flexibles. Para periodos inferiores a 1.3 segundos, el análisis del comportamiento de las variables desplazamiento (figura 14) y aceleración (figura 15) permite establecer que los disipadores ejercen una acción positiva en el conjunto estructural: i) en comparación con un sistema elástico sin rigidizar, proporcionan una reducción del desplazamiento relativo entre un 25 y un 65%, generando aceleraciones del mismo orden de magnitud; ii) en comparación con un sistema rigidizado con comportamiento elástico, permiten una reducción de la aceleración absoluta de hasta un 65%, manteniendo desplazamientos relativos del mismo orden. Para estructuras más flexibles, con periodos comprendidos entre 1.3 y 3 segundos, la reducción del desplazamiento máximo con el uso de disipadores, si se compara con la respuesta de un sistema flexible sin arriostrar, resulta del orden del 10%. Sin embargo se produce un aumento de las aceleraciones absolutas entre un 50 y un 70%. Estos resultados deben interpretarse dentro del contexto de los sistemas duales de un grado de libertad con disipadores, considerados numéricamente, los cuales en la práctica difícilmente superarán un período de 0.5s para un edificio de una sola planta. Sería erróneo interpretarlos de forma ligera, y concluir que los disipadores no resultan efectivos en edificios altos y flexibles con una multiplicidad de modos acoplados por la respuesta

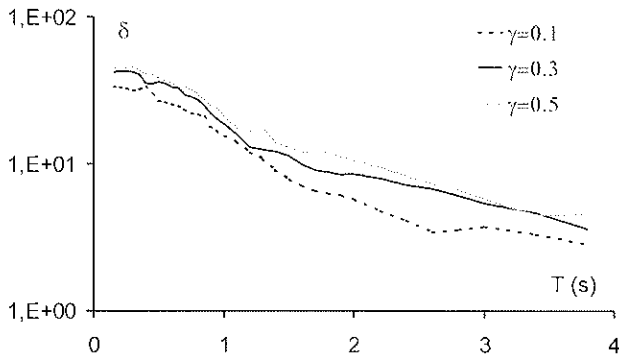


Figura 18. Espectro de desplazamiento normalizado.

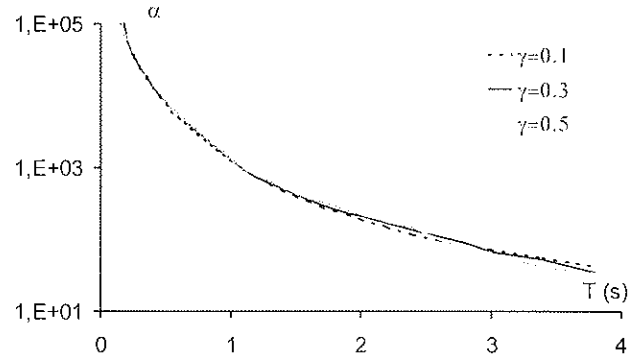


Figura 19. Espectro de aceleración normalizado.

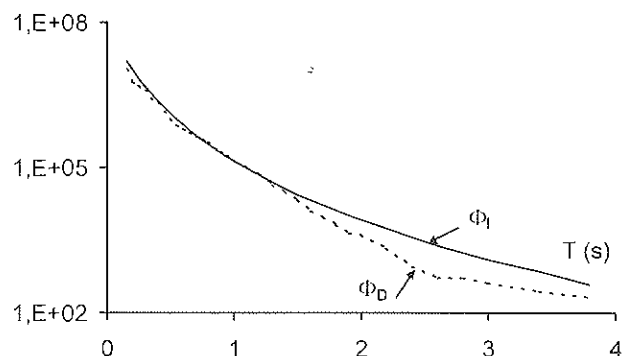
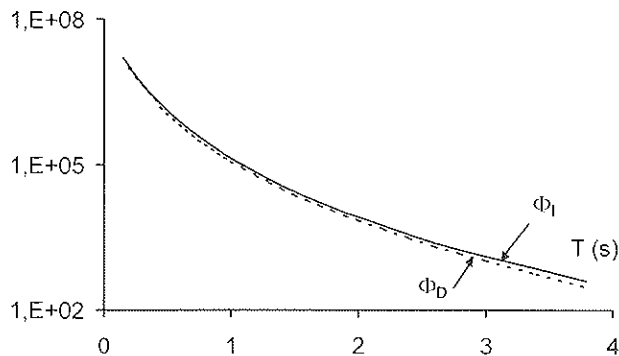


Figura 20. Comparación entre la energía introducida y disipada para distintas relaciones de rigidez del sistema: a) $g = 0.1$, b) $g = 0.5$.

inelástica. Precisamente en edificios altos es donde resulta más ventajoso el plantear disipadores de energía como se ha demostrado numéricamente [13].

Si se analiza la energía introducida al sistema (figura 16), se aprecia que esta resulta escasamente influida por el parámetro η , excepto en el rango correspondiente a sistemas muy rígidos, donde un valor de η elevado conduce, debido a un desacoplamiento del sistema respecto a la excitación, a un menor “input” energético. La figura 17 muestra la diferencia entre las energías introducida y disipada. El valor de ese parámetro debería mantener una cierta correlación con la respuesta estructural, ya que la energía introducida no disipada se conserva en forma de energía cinética y deformación elástica. Efectivamente. Se aprecia que, para periodos inferiores a 0.8 segundos, un valor elevado de η permite a una menor diferencia entre las energías introducida y disipada, conllevando una menor respuesta estructural, mientras que para periodos superiores y hasta 1.3 segundos resulta más apropiado un valor intermedio del parámetro η ($\eta = 0.25$).

4.4 Influencia del parámetro γ

La figura 18 permite apreciar como valores bajos de γ proporcionan un desplazamiento relativo menor, con reducciones respecto la respuesta máxima entre un 25 y un 50%. La influencia del parámetro en las aceleraciones, tal como muestra la figura 19, resulta por lo general de poca importancia, con diferencias máximas puntuales del 20 % en estructuras flexibles. Resulta, a partir de los resultados, claramente indi-

cado el empleo de valores reducidos del parámetro γ . Las mayores diferencias se aprecian en periodos medios y altos. Si se analizan las energías introducidas y disipada para un coeficiente $\gamma = 0.1$ (figura 20a) y para un coeficiente $\gamma = 0.5$ (figura 20b), se puede observar que en el primer caso la energía introducida se disipa en su mayor parte, dejando poca energía destinada a la respuesta elástica de la estructura. No es así cuando el parámetro toma un valor elevado, y de forma más clara en periodos estructurales medios y largos. Los resultados reafirman el mejor comportamiento de los sistemas estructurales de un grado de libertad con una relación reducida entre ambas rigideces.

5. CONCLUSIONES

Se ha demostrado, numérica y experimentalmente, que un sistema dual de un grado de libertad equipado con el disipador propuesto, cuyo sistema flexible manifieste periodos inferiores a 1.35 segundos, muestra una respuesta estructural significativamente inferior a la correspondiente a una estructura con comportamiento lineal y elástico. En comparación con sistemas rigidizados se han obtenido, con desplazamientos relativos similares, reducciones del cortante de base de hasta un 65 %. En relación con sistemas no rigidizados se han constatado, sin aumento del cortante de base, reducciones del desplazamiento entre un 25 y un 65 %. Para periodos superiores las estructuras con disipadores permiten una reducción del 10% del desplazamiento de entrepiso, pero comportan aumentos de

las aceleraciones entre un 50 y un 70% en relación al sistema elástico sin rigidizar. Los resultados obtenidos para este rango de periodos no se consideran correlacionables con los manifestados por estructuras reales flexibles, puesto que éstas pueden manifestar otros modos de vibración propensos también a fenómenos resonantes. Los resultados experimentales muestran que a partir de un desplazamiento relativo de 6.5 mm (1/350 de la altura de entrepiso), el disipador permite una reducción del cortante de base y del desplazamiento relativo máximo del orden del 60% en comparación con los manifestados por un sistema lineal y elástico de similar input energético y amortiguamiento equivalente. La energía disipada por el dispositivo, en las anteriores condiciones de efectividad, ha representado tan sólo un 20% de la capacidad máxima desarrollada por el disipador durante su proceso de caracterización.

Experimentalmente se ha observado que la energía absorbida por los disipadores, formando parte de un sistema dual, rígido en su conjunto, puede ser predecida a partir del pseudoespectro de velocidades, al igual que planteaba Housner para estructuras dúctiles con flexibilidad intermedia. A diferencia del modelo propuesto por Housner, en lugar de emplear el período fundamental de la estructura bajo comportamiento lineal y elástico, se propone el período fundamental efectivo, definido a partir de la rigidez secante mínima del sistema (correspondiente al máximo desplazamiento de entrepiso). Se constata que el pseudoespectro de velocidades que mejor predice la energía disipada se corresponde con un amortiguamiento estructural equivalente igual al de la estructura porticada sin su sistema rígido. Esta situación se justifica debido a que durante la etapa de máxima disipación, el propio disipador concentra la práctica totalidad del desplazamiento de entrepiso, limitando la acción amortiguadora del resto de los componentes del sistema rígido.

A partir del análisis paramétrico de un sistema de un grado de libertad, dual no estándar con disipadores, se han definido dos variables normalizadas propias de este sistema, η y γ , relacionadas respectivamente con el valor de la fuerza de inicio de plastificación del disipador y con la relación de rigideces entre los subsistemas flexible y rígido. Si bien ambos parámetros influyen de forma poco significativa en la energía introducida al sistema, sí que influyen en el valor de la diferencia entre las energías introducida y disipada plásticamente. Se ha apreciado una lógica correlación entre la energía introducida no disipada y la respuesta estructural del sistema. Se ha observado que, para minimizar esta energía y la respuesta estructural, resulta apropiado: i) mantener una fracción reducida entre las rigideces de ambos subsistemas flexible y rígido, ii) reducir el valor del parámetro η conforme se aumenta el período fundamental del sistema flexible porticado.

Agradecimientos

La investigación presente ha sido financiada por la Unión Europea, a través de su programa TMR-LSF, y la mayor parte de los ensayos se han realizado en los laboratorios ISMES SpA (Bérgamo-Italia). Los autores quieren expresar su agradecimiento al Dr. Giorgio Franchioni, Director General del laboratorio estructural de ISMES SpA y Coordinador ejecutivo del programa TMR-Action 2.

REFERENCIAS

1. Mahin, S.A., Malley J.O. y Hamburger R.O. "Implications of recent steel research", *Proceedings of Sixth U.S. National Conference Earthquake Engineering*, Seattle, Washington, 1998.
2. Harada, Y. y Akiyama, H. "Seismic design of flexible-stiff mixed frame with energy concentration", *Journal of Structural and Construction Engineering, Transactions of Architectural Institute of Japan*, vol. 472, 1995, pp. 57-66.
3. Inoue K. y Kuwahara, S. "Optimum strength ratio-of hysteretic damper", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 27, 1998, pp. 577-588.
4. Nakashima, M., Saburi, K. y Bunzo, T. "Energy input and dissipation behavior of structures with hysteretic dampers", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 25, 1996, pp. 483-496.
5. Brokken, S. y Bertero, V. "Studies on effects of infills in seismic resistant R/C construction", Earthquake Engineering Research Center, EERC-81/12, University of California, Berkeley, 1981.
6. Newmark, N.M. and Rosenbluth, E. *Fundamentals of Earthquake Engineering*, Prentice-Hall Inc., Englewood Cliffs, N.J., 1971.
7. Yanev, B. y Mc. Niven, H.D. *An Experimental Program for Studying the Dynamic Response of a Steel Frame With a Variety of Infill Partitions*, Earthquake Engineering Research Center, EERC-85/16, University of California, Berkeley, 1985.
8. Rao, R. y White, R. "Design of a friction damper system for retrofit of gravity load design RC frames", *NCEER Bulletin*, July 1996, pp. 10-12.
9. Dorka, E. y Bayer, V. "Distribution of seismic links in hysteretic device systems", *Proc. 12th World Conference on Earthquake Engineering*, Auckland, 2000.
10. Housner, G.W. "Limit design of structures to resist earthquakes", *Proceedings of the First World Conference on Earthquake Engineering*, San Francisco, vol. 5, 1956, pp. 1-13.
11. Wilson E.L. *SADSAP. Static And Dynamic Structural Analysis Programs (With Nonlinear, Damping and Isolation Elements)*, El Cerrito, California, 1992.
12. Cahís X., Torres Ll. y Bozzo L. *An innovative elastoplastic energy dissipator for the structural and non-structural building protection*, *Proc. 12th World Conference on Earthquake Engineering*, Auckland, 2000.
13. Fotí, D., Bozzo, L. y López-Almansa, F. "Numerical efficiency assessment of energy dissipators for seismic protection of buildings", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 27, 1998, pp. 543-556.