

Nuevo disipador para edificación sismorresistente. 1ª parte: caracterización y modelos de predicción

Dissipator for building protection. Part I: behavior and prediction models

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

Se ha desarrollado y ensayado un nuevo disipador de energía basado en la plastificación del acero por esfuerzo cortante. Su cuerpo disipativo dispone de una sección transversal en I, fabricada por fresado de una barra rectangular de acero laminado. Su concepción permite almas con espesores particularmente reducidos. Los resultados experimentales obtenidos han revelado desplazamientos de plastificación del orden de los 0,5 mm, asociados a un cortante comprendido entre 14 y 20 kN, y energías absorbidas entre 10 y 21 kJ antes que su alma empiece a degradar. Todos los especímenes ensayados histeréticamente han mostrado, pese a las elevadas deformaciones plásticas, un comportamiento estable sin abolladura. Al dañarse el alma, las alas y los rigidizadores han continuado disipando una importante cantidad de energía. Completan el artículo varios modelos de predicción, analíticos y numéricos, manifestando en su conjunto una buena correlación con los resultados experimentales.

SUMMARY

A new energy dissipator, based on yielding of steel under shear response, has been developed and recently tested. It is I shaped and web stiffened. Yielding main part is mechanized from one piece of rectangular shaped steel bar. Its conception let obtain thin and well-stiffened web cross sections without welded parts. Main experimentally obtained characteristics are a yielding point near 0.5 mm of displacement, yielding

loads between 14 kN and 20 kN and a dissipated energy, before damage appears in the web, from 10 kJ to 21 kJ. All tested specimens have developed large deformations without web buckling. When web degradation appears, flanges and stiffeners keep dissipating an important amount of energy. Proposed numerical models and simple mathematical expressions offer well correlated results when compared to the experimental ones.

1. INTRODUCCIÓN

El diseño sismorresistente convencional, basándose en la ductilidad e hiperestaticidad estructural, introduce reducciones importantes en los esfuerzos con relación a los correspondientes a un comportamiento lineal y elástico. Ello permite estructuras con secciones más reducidas y económicas, pudiendo comportar sin embargo, ante sismos severos, daño estructural y no estructural. Los distintos códigos proponen métodos de cálculo sísmico basados en fuerzas estáticas equivalentes para edificios convencionales o en el uso del análisis modal en edificios singulares. Ambos factores, la reducción de secciones y la simplicidad del cálculo estructural a partir de las normas, han favorecido este tipo de diseño sismorresistente. Sin embargo, las fuerzas estáticas equivalentes, proporcionales a las obtenidas a través de una respuesta lineal, no se corresponden con la naturaleza no lineal del problema, y por tanto no resultan adecuadas para una correcta predicción del comportamiento, por lo menos local. Ello conlleva que la predicción del daño resulte incierta y conduce

a la necesidad de dotar de ductilidades elevadas al conjunto estructural. Sin embargo resulta difícil garantizar esta ductilidad global, y buena prueba de ello ha sido el comportamiento frágil constatado en elementos supuestamente dúctiles ante terremotos como Loma Prieta (1989), Northridge (1994) y Hyogo-ken (1995) [1].

El uso de disipadores de energía constituye una alternativa al diseño convencional. La energía introducida en una estructura depende fundamentalmente de su masa y período fundamental [2-4]. Esta energía excita al sistema, incrementando su energía cinética y deformando la estructura elástica y plásticamente. Si la mayor parte de la energía introducida se absorbe a través de los disipadores, ello debe comportar una menor respuesta del sistema y un menor nivel de daño en sus elementos estructurales. El estudio del comportamiento de los disipadores, pese a que se remonta a los años 70, se ha extendido en los últimos diez años, derivando en numerosas propuestas de dispositivos, basados en principios de funcionamiento diversos (viscoso, viscoelástico, elastoplástico y fricción entre superficies, entre otros). Sin embargo, varias son las razones que aún inhiben su uso: i) si bien existen criterios de diseño con disipadores, no se han recogido de una forma clara en los códigos, ii) distintos artículos científicos han reportado, a partir de la respuesta lineal de estructuras sin daño estructural, una mayor reducción de las fuerzas sísmicas en estructuras sismorresistentes convencionales que en estructuras con disipadores y iii) los disipadores de energía precisan habitualmente de desplazamientos de entrepiso importantes para ejercer su acción mitigadora, lo cual puede comportar daño en elementos no estructurales e incluso estructurales.

La situación de los disipadores en el seno estructural puede ser diversa [5]. La propuesta más extendida se basa en una concepción dual del sistema estructural. Ésta consiste en que las acciones gravitatorias y sísmicas sean soportadas por sistemas estructurales distintos, pese a formar parte del mismo conjunto estructural. Las fuerzas gravitatorias recaen en un sistema porticado flexible, mientras que las acciones sísmicas son soportadas por un sistema rígido ante las acciones horizontales (Figura 1). Los disipadores de energía forman parte del sistema rígido, y concentran la mayor parte del despla-

amiento de entrepiso. Varios estudios confirman que cuanto mayor es la rigidez del sistema rígido con relación al porticado o flexible, más se concentra el daño en los propios disipadores [3; 6, 7]. En base a estos resultados se plantea un nuevo disipador de energía que presenta una elevada rigidez en rango elástico y que permite ser conectado a elementos también rígidos, como serían los muros de hormigón armado y de mampostería.

2. DESCRIPCIÓN DEL DISIPADOR Y DE LOS PROCESOS DE ENSAYO

2.1 Descripción de los especímenes ensayados y de las características del material

El núcleo disipativo del sistema estructural de los brazos excéntricos, la viga corta, ha sido profundamente estudiado durante varios años y su estabilidad y capacidad disipativa ampliamente demostradas [8-10]. La viga corta puede considerarse como antecedente directo del nuevo disipador de energía desarrollado, basándose ambos en la plastificación del acero por esfuerzo cortante. El cuerpo disipativo del nuevo dispositivo dispone de una sección transversal en I, cuya alma se encuentra rigidizada para evitar fenómenos de abolladura. Se fabrica mediante el fresado de un perfil rectangular de acero laminado, evitando así el proceso de soldadura adoptado usualmente para solidarizar los rigidizadores al resto del dispositivo [10, 11, 12], y permitiendo espesores particularmente reducidos. La fijación del disipador al resto de la estructura se realiza con tornillos de alta resistencia y mediante dos placas de unión soldadas a ambos extremos del disipador. Se han construido cinco variantes del disipador. Su geometría se puede apreciar en la Figura 2 y sus parámetros diferenciadores se especifican en la Tabla 1. Cuatro dispositivos, designados como D1, D2, D3 y D4, se han rigidizado convenientemente para evitar la abolladura del alma y permitir de este modo que desarrollen su plena capacidad disipativa. El dispositivo D5, menos rigidizado, se ha diseñado para que manifieste abolladura y para que sus resultados sean contrastados con los obtenidos a partir de modelos de predicción del fenómeno en cuestión. Las características mecánicas del acero empleado para la construcción de los dispositivos se resumen en la Tabla 2.

2.2. Procesos de instrumentación y ensayo

Los disipadores se han ensayado en los laboratorios italianos de la empresa ISMES S.p.A. (Bérgamo). El sistema de caracterización empleado (ENEA system) permite aplicar, a los elementos de ensayo, desplazamientos horizontales servocontrolados, cíclicos o monotónicos, ya sea en rango de fuerza o desplazamiento y con cargas de hasta 250 kN. El movimiento se transmite a través de un cabezal inferior equipado con dos actuadores oleohidráulicos y sus correspondientes células de carga. A través de un cabezal superior, dotado de desplazamiento vertical a través también de un actuador hidráulico servocontrolado, se ajusta la altura entre cabezales a las dimensiones del elemento a ensayar. Los disipadores se

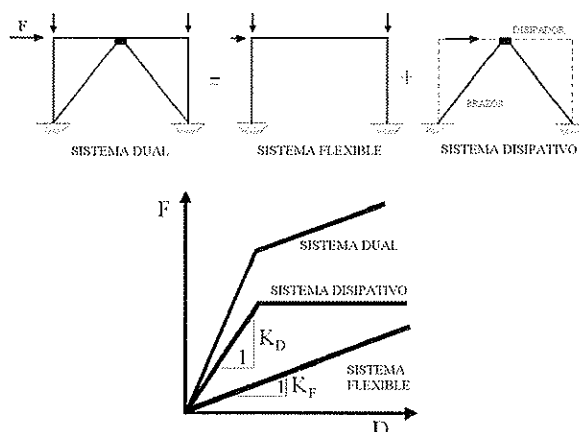


Figura 1. Concepto de sistema dual con disipadores de energía.

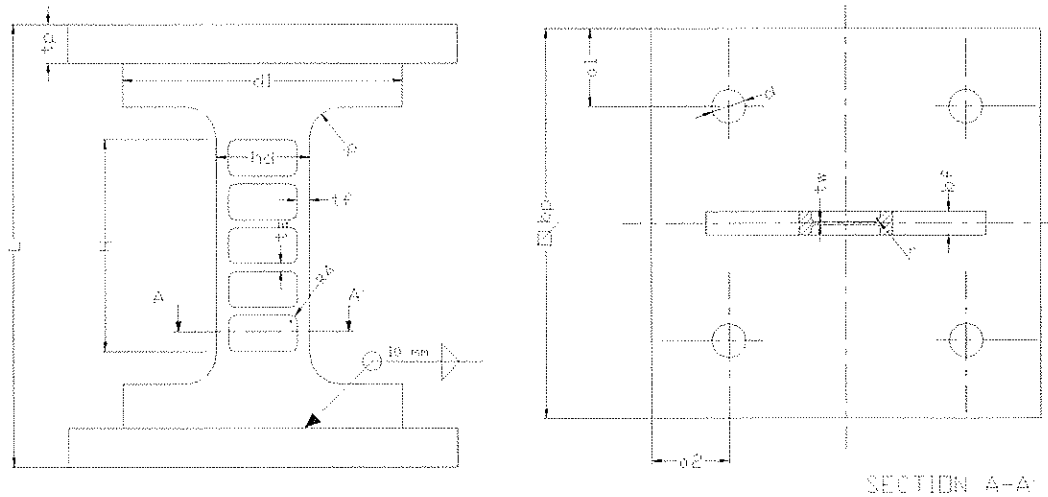


Figura 2. Geometría y dimensiones (mm) de los especímenes ensayados.

Tabla 1. Parámetros de las variantes ensayadas del disipador

	H	L	hd	d ₁	b _r	t _r	t _w	t _s	R	r	b _p	t _p	a ₁	a ₂	d
D1	136	284	60	180	15	8	2	5	20	0	250	25	50	50	22
D2							2	5		2					
D3							1.5	5		2					
D4							2	2.5		2					
D5	115	180	90	90	10	8	1.5	5	0	0	160	15	40	30	18

Tabla 2. Características mecánicas del acero

Espécimen	Acero (*)	E (MPa)	s _f (MPa)	e _f (%)	s _u (MPa)	e _u (%)
D1, D2, D3, D4	S235JR	2.06 10 ⁵	339.1	1.7	512.0	24
D5	S275JR	2.06 10 ⁵	263	2.25	423	24.3

(*) Nomenclatura según Eurocódigo 3

E: módulo de Young, s_f: tensión de fluencia, e_f: alargamiento máximo en fase de fluencia, s_u: tensión máxima convencional, e_u: alargamiento máximo convencional correspondiente a la tensión máxima

sujetaron a ambos cabezales (Figura 3a) a través de sus placas de anclaje y 8 tornillos M22 8.8 precargados al 80% de su límite elástico. Dos transductores de desplazamiento permitirían detectar deslizamientos imprevistos en los anclajes. Durante los ensayos se restringió el desplazamiento del cabezal superior, aplicándose un desplazamiento cíclico (dispositivos D1-D4) o monotónico (dispositivo D5) al cabezal inferior, siempre con carácter cuasiestático y servocontrolado. La Figura 3b permite observar la historia del desplazamiento introducido al disipador A3, con aumentos de la amplitud de 1 mm por ciclo. A éste disipador en particular, para obtener una mejor definición de los valores de inicio de plastificación, se aplicó un primer ciclo de carga de mayor amplitud y menor velocidad. Cuatro de los cinco dispositivos fueron instrumentados con galgas extensométricas, tal como se indica en la Figura 4, para analizar la distribución de la deformación plástica, principalmente en la zona del alma.

3. ANÁLISIS EXPERIMENTAL

Los disipadores D1, D2, D3 y D4, ensayados en régimen monotónico e histerético, manifestaron unas pautas de comportamiento y unos mecanismos de degradación similares. La Figura 5 muestra las curvas de respuesta de dos de los dispositivos, y en ellas se aprecia claramente: i) una elevada rigidez en régimen elástico, que disminuye ligeramente en procesos de carga y descarga posteriores, ii) curvas estables previa degradación, iii) curvas histeréticas de forma próxima a la rectangular en dominios de desplazamiento inferiores a los 2 cm, iv) influencia de las no linealidades geométricas en la fuerza horizontal, más pronunciadas cuando degrada el alma del disipador, v) proceso de degradación progresivo y con una posterior y no despreciable cantidad de energía disipada. Para cuantificar estas apreciaciones, en la Tabla 3 se resume la información experimental más relevante extraída de

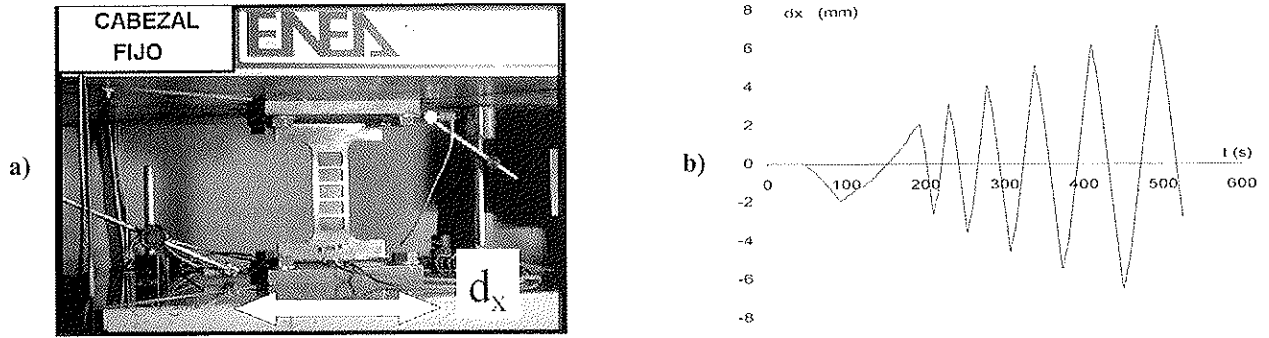


Figura 3. a) Fijación de los dispositivos a los cabezales de ensayo b) Deformación impuesta con carácter cíclico.

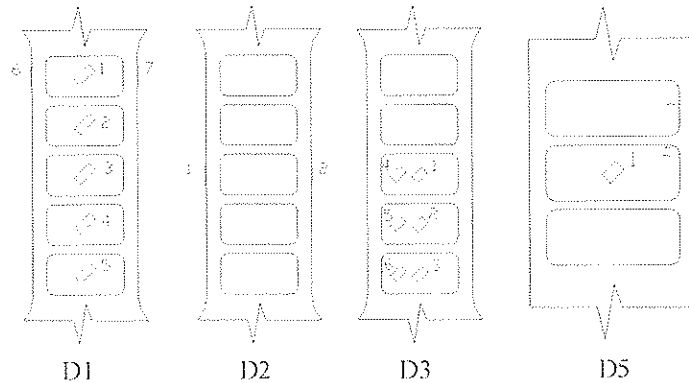


Figura 4. Instrumentación con galgas extensométricas de los especímenes D1, D2, D3 y D5.

las curvas de respuesta, donde $F_{v,y}$ = fuerza horizontal de inicio de plastificación, $d_{x,y}$ = desplazamiento horizontal de inicio de plastificación, d_B = desplazamiento de inicio de abolladura del alma, F_m = fuerza máxima en valor absoluto, $F_{m,\theta}$ = fuerza máxima remanente en el dissipador correspondiente a un desplazamiento nulo, E = energía total disipada, previo inicio de degradación del alma y d_T = desplazamiento absoluto total acumulado, previa degradación del alma y en valor absoluto. Alguna de estas variables se han normalizado, definiéndose así:

$$\eta = d_T/d_{x,y} \tag{1}$$

$$\phi = F_m/F_{m,\theta} \tag{2}$$

$$\varphi = E / (F_{m,\theta} \cdot d_T) \tag{3}$$

El parámetro η representa la ductilidad en relación al desplazamiento horizontal acumulado. El parámetro ϕ tiene un sentido de eficiencia, ya que compara la energía disipada por los dispositivos con la que se produciría en un dissipador infinitamente rígido-perfectamente plástico, con el mismo desplazamiento total acumulado d_T y cuya fuerza de plastificación fuera $F_{m,\theta}$. El parámetro φ relaciona la fuerza máxima del dissipador con su fuerza máxima correspondiente al desplazamiento nulo, y evidencia el efecto de las no linealidades geométricas en el esfuerzo cortante.

El dissipador D3 plastificó a los 0.54 mm de desplazamiento. Los valores correspondientes al resto de los dispositivos ensayados cíclicamente no se pudo concretar de forma precisa debido al procedimiento de ensayo. Los dispositivos

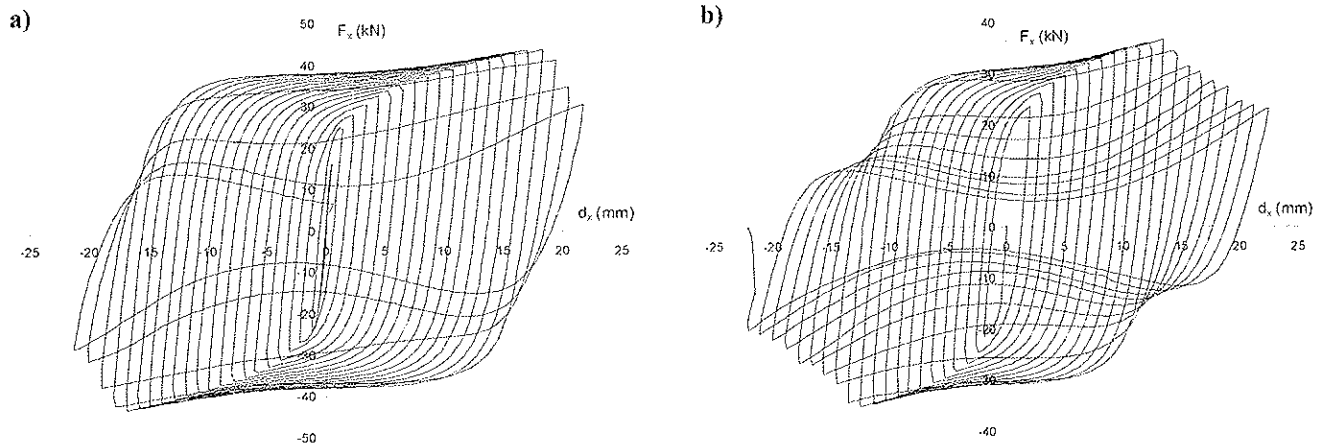


Figura 5. Curvas experimentales fuerza - desplazamiento: a) del dissipador D1, b) del dissipador D3.

Tabla 3. Parámetros característicos obtenidos, directa e indirectamente, de las curvas histeréticas

	$F_{x,r}$ (kN)	$d_{x,r}$ (mm)	d_B (mm)	F_m (kN)	$F_{m,0}$ (kN)	E (kJ)	d_T (m)	η	φ	ϕ
D1	–	–	–	43.46	37.95	21.28	0.731	1358	0.768	1.145
D2	–	–	–	42.35	37.94	15.16	0.517	960	0.767	1.116
D3	14.45	0.538	–	35.88	30.83	10.43	0.426	792	0.791	1.163
D4	–	–	–	40.28	34.98	15.62	0.563	1046	0.793	1.151
D5	16.95	0.303	10.5	–	–	–	–	–	–	–

llegaron a desplazamientos acumulados, previa degradación del alma, entre 426 y 731 mm. Para estimar su ductilidad se ha adoptado el desplazamiento experimental del dispositivo D3, muy similar al del resto de los dispositivos si se tienen en cuenta las predicciones de los modelos teóricos, comentados en el apartado siguiente. Ello conduce a valores de la ductilidad η entre 792 y 1358. Los dispositivos que ofrecen una mayor ductilidad son los que disponen de una mayor proporción de su sección transversal con espesor mínimo y constante. Estos son: D1, construido sin radios de transición en zonas de cambio de espesor, y D4, que dispone de los rigidizadores de menor espesor. Los ciclos histeréticos presentan una forma próxima a la rectangular, lo cual les proporciona valores de eficiencia φ superiores a 0.76 y de hasta 0.8, para desplazamientos máximos inferiores a los 2 cm. Los dispositivos presentan un aumento del cortante debido a las no linealidades geométricas debidas a la restricción del desplazamiento normal entre extremos del disipador. El parámetro ϕ , indicador de este efecto no lineal, se sitúa entre valores de 1.11 y 1.16. El dispositivo D3 es el que presenta una mayor incidencia de las no linealidades geométricas, pese a ser el que alcanza una menor amplitud del desplazamiento. Este disipador, aún disponiendo de una menor sección transversal, muestra una mayor fracción de ésta situada en sus alas.

La Figura 6a permite observar el dispositivo D1 en estado de deformación avanzado y previa degradación del alma. Dos zonas muestran signos evidentes plasticidad: i) la del alma del disipador, que acusa una importante distorsión angular, prácticamente uniforme en toda su extensión, ii) los extremos de las alas que, atendiendo el giro que manifiestan sus respectivas secciones, deben comportarse prácticamente como rótulas. La evolución temporal de las deformaciones obtenidas a través de las galgas del mencionado dispositivo (Figuras 7a y 7b) permite observar que los valores máximos alcanzados en el alma resultan unas 4 veces superiores a los de las alas. Centrando el análisis en la distribución de las deformaciones en el alma (Figura 7a) se aprecian deformaciones un 25 % menores en las zonas más próximas a los extremos del disipador respecto al resto de los valores. Las medidas realizadas por las galgas del dispositivo D3 corroboran la anterior situación y la completan con información relativa a las zonas del alma próximas a las alas, constatándose diferencias máximas aún mayores y de hasta un 40% entre sus galgas 1a y 6a (Figura 4). Los anteriores resultados se muestran coherentes con el hecho de que la degradación se inicie en el alma del disipador, en su zona central y cercana a su eje longitudinal. De la evolución del daño en los distintos especímenes se ha observado además que éste se inicia siempre en zonas próximas a los rigidizadores, incluso con presencia de radio de transición entre el alma y los rigidizadores. En la

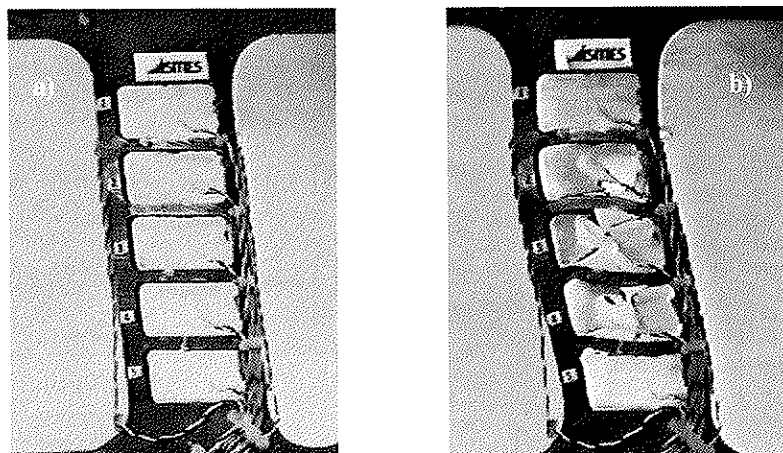


Figura 6. a) disipador previa degradación del alma, b) disipador con el alma dañada.

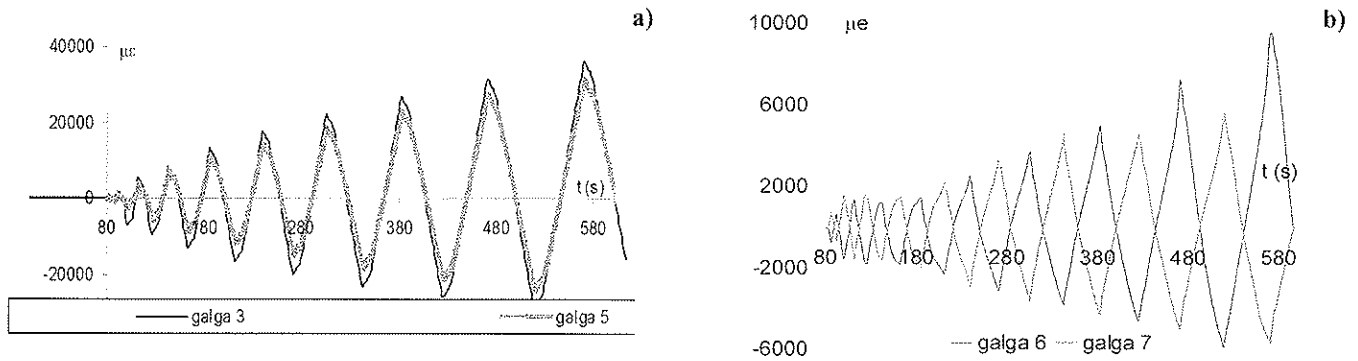


Figura 7. a) Evolución temporal de las medidas en dos de las galgas situadas en el alma de D1, b) evolución temporal de las medidas en las galgas situadas en las alas de D1.

Figura 6b puede observarse el dispositivo D1 en estado avanzado de degradación.

La degradación del alma del disipador va acompañada de una reducción progresiva del valor del esfuerzo cortante. Mantiene, sin embargo, valores elevados asociados a los desplazamientos máximos de ciclo y provocados por la restricción del desplazamiento normal en ambos extremos del disipador, adoptando los ciclos histeréticos una forma de lazo, tal como se observa en las figuras 5a y 5b. Se han analizado dos elementos: i) la evolución del esfuerzo normal (F_y) en relación a los desplazamientos horizontales máximos (d_x) en ciclos sucesivos (Figura 8a) y ii) la deformación de la zona central de las alas del dispositivo D2 a través de sus dos galgas extensométricas (Figura 8b). Se han observado tres fases diferenciadas comunes: i) antes de que aparezca el daño en el alma, la relación F_y/d_x resulta de valor constante y similar en todos los dispositivos; ambas galgas mantienen medidas similares y siempre inferiores al límite elástico; ii) con la degradación del alma, la relación F_y/d_x se multiplica por cinco adoptando, sin embargo, de nuevo otro valor constante y similar en todos los dispositivos; las deformaciones medidas por las galgas aumentan de forma brusca superando ampliamente el límite elástico del material, con valores de hasta el 0,6%; iii) el cociente F_y/d_x

manifiesta una tendencia asintótica a cero, acercándose la fuerza normal a un máximo común y cercano a los 90 kN; las deformaciones máximas se estabilizan entre el 0,6% y el 0,9%. Estas etapas de comportamiento se pueden explicar a través de la evolución del momento flector asociado a la degradación del alma. Previa degradación, el momento flector resulta significativo y proporciona deformaciones plásticas en las zonas extremas de las alas. En estas zonas de las alas el material cuenta con un módulo longitudinal tangente inferior al del resto de las alas. Este hecho permite que se concentren allí las deformaciones normales de origen no lineal, asociadas a niveles inferiores de tensiones, y que como consecuencia resulten esfuerzos normales relativamente pequeños. La aparición del daño en el alma cambia este comportamiento, con una redistribución de las deformaciones originadas por las no linealidades geométricas a toda la extensión de las alas. El aumento de las medidas efectuadas por ambas galgas así lo constata. La fuerza máxima, una vez anulado el efecto mitigador del momento flector, aumenta y posteriormente se estabiliza debido a la redistribución en las alas por el propio endurecimiento del acero. Debido a ello, la fuerza máxima resulta fácilmente predecible: el producto de la tensión de fluencia por la sección transversal total de las alas proporciona un valor de 81 kN, próximo al observado experimentalmente.

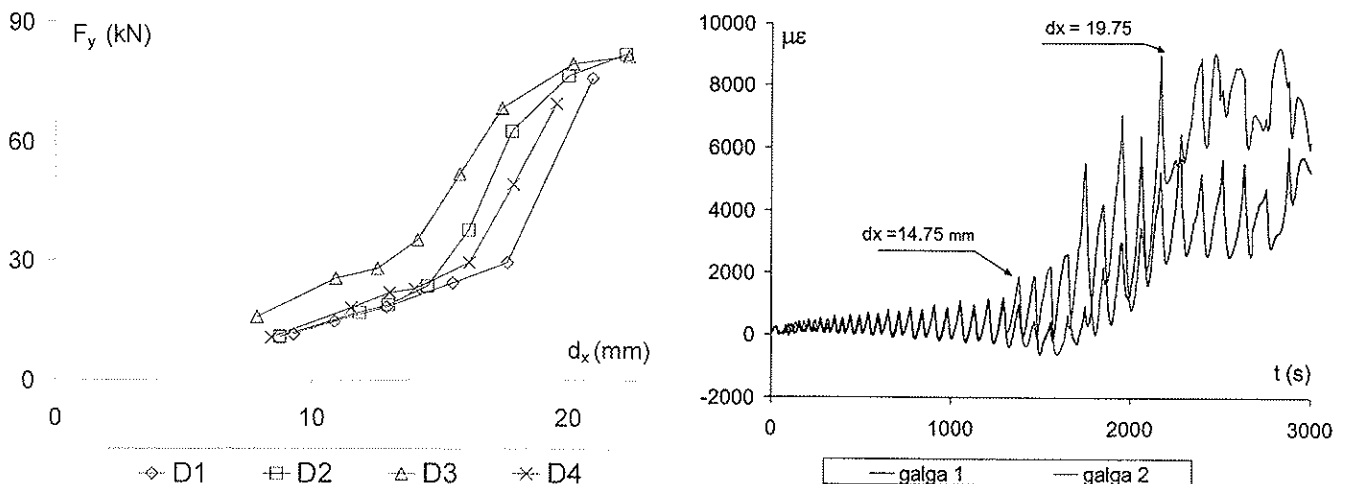


Figura 8. a) Relación entre la fuerza vertical máxima y el desplazamiento en ciclos sucesivos, b) evolución de las medidas de las galgas extensométricas situadas en las alas del dispositivo D2.

En el ensayo del dispositivo D5 se aprecia el inicio de la abolladura del alma con un desplazamiento próximo a los 11.5 mm. Este valor se establece de forma clara a partir de las mediciones de la galga, como se comenta posteriormente. Tal como se aprecia en la Figura 9a, los rigidizadores muestran su efectividad evitando el desplazamiento fuera de plano del alma y el giro en zonas limítrofes. La galga situada en el centro permite, previa aparición de la abolladura, medir indirectamente la distorsión angular γ' a través de su deformación longitudinal. Considerando que la zona del alma donde se encuentra localizada trabaja a torsión pura, se puede considerar la distorsión angular igual al doble de la deformación longitudinal. Se ha comparado la variable anterior con la deformación angular del disipador, estimándose esta última a partir de la siguiente expresión:

$$\gamma = \frac{d_x}{H - n \cdot t_s} \quad (4)$$

donde n es el número total de rigidizadores y t_s el espesor de un rigidizador. La expresión (4) resulta una variante de la utilizada en las vigas cortas en el sistema de los brazos excéntricos [10], la cual aplica directamente el cociente entre el desplazamiento (d_x) y la longitud del alma (H). A diferencia de las vigas cortas rigidizadas el disipador mantiene una relación t_s/a considerable, resultando más propio asumir que la zona rigidizada no sufre deformación angular. La figura 9b compara la distorsión angular γ' y la deformación angular γ . Se ha constatado: i) la fluencia del material se reduce de forma considerable si se compara con la que presenta la probeta a tracción simple [13], debido probablemente al proceso de mecanizado, ii) en comportamiento plástico y sin abolladura, ambas variables se mantienen próximas y evolucionan paralelamente, lo cual indica que el desplazamiento se debe en su mayor parte a la deformación por esfuerzo cortante. La inestabilidad del alma produce un incremento de la deformación medida por la galga, debido a la flexión, que aleja ambas variables, hecho que facilita determinar de forma más precisa el desplazamiento de inicio de abolladura.

4. MODELOS DE PREDICCIÓN

4.1 Modelos simples de predicción del desplazamiento y de la fuerza de inicio de plastificación

Para el cálculo del desplazamiento entre extremos del disipador (d_x) en zona elástica se propone una expresión que tiene

en cuenta la deformación por flexión y cortante. Su componente debida a flexión se basa en la teoría clásica de flexión en vigas rectas, y la debida a cortante asume, simplificada-mente, una distribución uniforme de este esfuerzo en el alma:

$$d_x = \left[\frac{H^3}{12EI} + \frac{H'}{A_w G} \right] V \quad (5)$$

Donde H = altura del alma entre extremos de disipador, E = módulo de Young, I = momento de inercia de la sección transversal, sin rigidizadores, con respecto el eje de flexión, H' = altura del alma entre extremos del disipador y descontados los rigidizadores, A_w = área de la sección transversal del alma sin rigidizar, G = el módulo elástico transversal y V = esfuerzo cortante (Figura 10). Las tensiones normal σ y tangencial τ de un elemento diferencial del alma, orientado en la dirección del eje longitudinal del disipador, permiten ser determinadas a partir de la teoría de vigas rectas a flexión, con las denominadas comúnmente fórmula de la flexión y fórmula del cortante [14]:

$$\sigma = \frac{M \cdot x}{I} \quad (6)$$

$$\tau = \frac{VS}{I t_w} \quad (7)$$

Donde M = momento flector, x = distancia entre el elemento diferencial y la fibra neutra, S = momento estático de la sección transversal situada por encima del elemento diferencial y en relación al eje de flexión, t_w = espesor del alma. Para determinar el inicio de la plastificación se ha adoptado el criterio de von Mises:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} = \sigma_y \quad (8)$$

Donde σ_y = tensión de fluencia del material. Las expresiones (6), (7) y (8) indican que la plastificación se iniciaría, en los dispositivos ensayados, en el centro del alma, que es donde se observa experimentalmente que se inicia la degradación. La Tabla 4 muestra los valores del desplazamiento y del

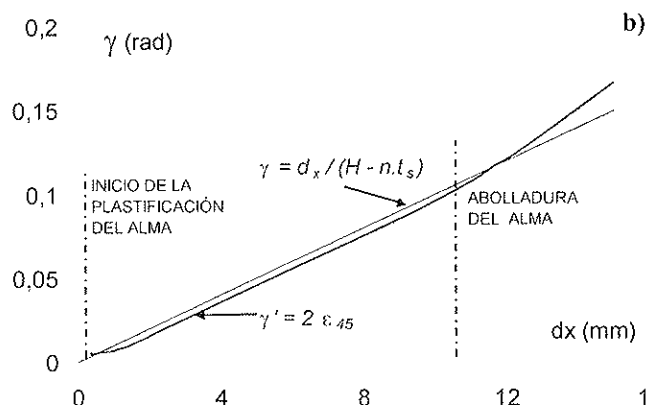


Figura 9. a) Abolladura del alma en el dispositivo D5. b) Curvas de la deformación y la distorsión angular frente al desplazamiento del disipador observadas en D5.

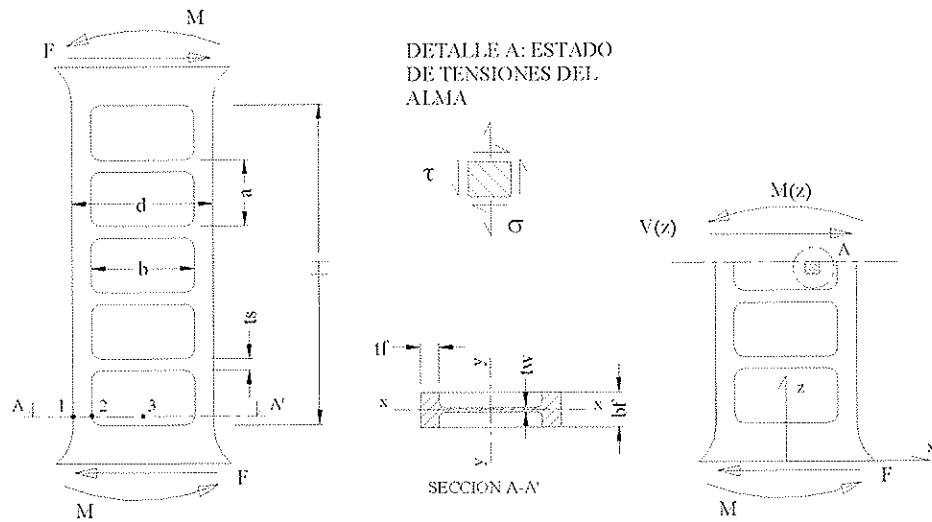


Figura 10. Parámetros del modelo de predicción.

Tabla 4. Comparación entre los valores del desplazamiento y del cortante de inicio de plastificación obtenidos a través del modelo propuesto y experimentalmente

Dispositivo	d_{ym} (mm)	d_{yc} (mm)	$(d_{ym}-d_{yc})/d_{yc}$ (%)	V_{ym} (kN)	V_{yc} (kN)	$(V_{ym}-V_{yc})/V_{yc}$ (%)
D3	0.41	0.54	-24	14.69	14.45	1.67
D5	0.303	0.31	-2.3	16.95	17.86	-5.09

Significado asociado a los subíndices: y = valor correspondiente al inicio de la plastificación, m = valor obtenido a través del modelo, e = valor experimental

cortante de inicio de plastificación determinados mediante el modelo propuesto, y su comparación con los valores experimentales. El valor del cortante obtenido a través del modelo mantiene una diferencia máxima del 5% con relación a los resultados experimentales. La ecuación (5) conduce a valores del desplazamiento de plastificación inferiores entre un 2 y un 24% respecto a los resultados de los ensayos, diferencias que habrían sido probablemente menores de ser considerada la rigidez de la unión, a costa de un modelo de mayor complejidad.

Modelo para la predicción de la abolladura y criterios de rigidización

Kasai y Popov [10] desarrollaron un modelo, avalado por una amplia serie de ensayos, para la predicción de la abolladura en secciones en I soportando flexión simple y plastificación por cortante. El modelo se desarrolló para ser aplicado en las vigas cortas de los pórticos excéntricos, pero ha sido recientemente validado para disipadores con comportamiento similar de dimensiones reducidas, construidos a partir de aleaciones de aluminio muy dúctiles [12]. La abolladura permite ser predecida, asumido un módulo de Poisson de 0.3, a partir de la siguiente expresión:

$$\gamma_{m,b} = 8,7K_s(\alpha)\left(\frac{1}{\beta}\right)^2 \quad (9)$$

donde $\alpha = a/b$ y $\beta = t_w/b$, siendo a la distancia entre rigidizadores y b la altura del alma (Figura 10). Definida la deformación angular $\gamma = d_x/H$, Kasai y Popov definen γ_m , para un proceso de sollicitación monotónico o histerético, como la diferencia máxima entre un valor de la deformación angular y cualquier valor anterior alcanzado, siendo $\gamma_{m,b}$ el correspondiente al inicio de la abolladura. Basándose en la deformación que presentaban los especímenes ensayados, los investigadores consideraron al alma entre rigidizadores como una placa empotrada en sus bordes, condición para la cual k_s adopta las siguientes funciones [15]:

$$k_s = 8.98 + \frac{5.6}{(\alpha)^2} \quad \text{para } \alpha \geq 1 \quad (10a)$$

$$k_s = 5.6 + \frac{8.98}{(\alpha)^2} \quad \text{para } \alpha \leq 1 \quad (10b)$$

Esta hipótesis se ha observado que se cumple en la configuración abollada del dispositivo D5, resultando apropiada su adopción para la predicción de la abolladura en el nuevo disipador. A partir de la expresión (9) se ha calculado la deformación angular de inicio de abolladura $\gamma_{m,b}$ para el dispositivo D5, resultando 0.1298 radianes. A partir de este valor y mediante la ecuación (4) se obtiene un desplazamiento de inicio de abolladura ($d_{x,b}$) de valor 13.62 mm, un 18 % superior al resultado experimental.

El momento de inercia mínimo de los rigidizadores para que se comporten de forma rígida con la aparición de la abolladura (condición de ultrarigidez) se ha estimado a partir de una expresión propuesta por Bleich [15]:

$$I_0 = \frac{4 \left(\frac{7}{\alpha^2} - 5 \right) t_w^3 \alpha}{12(1-\nu^2)} \sqrt{\frac{E_t}{E}} \quad (11)$$

La cual resulta válida para un rango de α comprendido entre 0.20 y 1, donde E_t es el módulo elástico tangente correspondiente a la tensión normal en una dirección principal, calculado a partir de la curva tensión-deformación a tracción simple. Los rigidizadores empleados en los cinco especímenes, asumiendo una relación conservadora entre ambos módulos elásticos de 1/300, presentan momentos de inercia entre 58 y 7 veces superiores a los requeridos por la expresión (11), resultando el dispositivo D5 el menos sobredimensionado. Se observa, por tanto, que la condición de ultrarigidez resulta fácilmente asumible pese a la pequeña altura de los rigidizadores, impuesta ésta última por el reducido espesor de los disipadores.

4.2 Modelo numérico de predicción a partir del uso de elementos finitos

Descripción del modelo

Se ha modelado numéricamente el comportamiento del espécimen D5, solicitado monotónicamente. El modelo asume un comportamiento rígido de las zonas extremas del disipador (de sección rectangular) así como de sus elementos de conexión, y no tiene en cuenta que los rigidizadores y las alas confluyen progresivamente mediante un radio de mecanizado. En los modelos se ha supuesto la sección inferior empotrada, mientras que en la sección superior se admite solo desplazamiento en dirección x bajo condición de nodos acoplados. La discretización adoptada es regular y con elementos hexaedros de 8 nodos, introduciendo en el alma doble capa para reproducir la flexión debida al proceso de abolladura. Se ha considerado oportuno simplificar el problema a una sollicitación monotónico creciente, ya que:

- i) Las condiciones de abolladura del alma de un disipador por cortante pueden considerarse independientes de la historia de deformaciones [10], siendo posible extrapolar los resultados obtenidos bajo sollicitación monotónico creciente de desplazamiento a estados de sollicitación histeréticos.
- ii) A partir de la curva obtenida en sollicitación monotónica (fuerza-desplazamiento), puede predecirse la respuesta histerética [16].

Se ha asumido un modelo de plasticidad basado en el criterio de plasticidad de von Mises y la asunción de endurecimiento isotrópico. Un primer modelo adopta la curva verdadera de tensión – deformación obtenida a partir del ensayo a tracción. Un segundo modelo introduce una reducción de la capacidad de deformación en la zona de fluencia de la anterior curva, constatada a través del análisis de la deformación a partir de la galga extensométrica del disipador D5 [13].

Respuesta en el plano de disipación

Se han planteado dos modelos numéricos a partir de dos curvas tensión-deformación. El primero de ellos considera directamente la relación obtenida a partir del ensayo a tracción, mientras que el otro restringe la fluencia de la curva a la observada en el disipador de forma experimental. En la Figura 11 se pueden observar las respuestas de ambos modelos, considerando la evolución del esfuerzo cortante frente al desplazamiento entre extremos de disipador, comparadas con la respuesta experimental. Se aprecia que el modelo de comportamiento de fluencia reducida ofrece mejores resultados, manifestando una diferencia máxima en el esfuerzo cortante cercana al 3%. El uso de la curva tensión-deformación no modificada permite, sin embargo, una aproximación al problema con fines prácticos, como puede ser la determinación de la fuerza máxima si se quiere emplear el disipador como conector con paredes de mampostería o predecir la fuerza máxima en diagonales de acero para prevenir su pandeo.

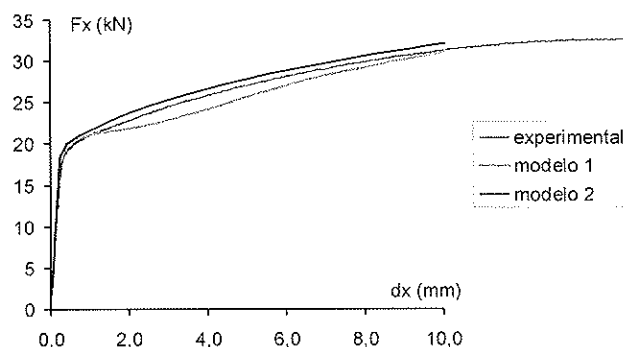


Figura 11. Curva fuerza-desplazamiento, en sus respuestas numérica y experimental: i) modelo 1, adoptando la curva tensión-deformación real del ensayo a tracción como ecuación constitutiva, ii) modelo 2, considerando la reducción de la fluencia del material mecanizado.

Abolladura del alma

De forma muy simplificada, para introducir las imperfecciones geométricas del disipador en el modelo numérico, se ha dispuesto una carga normal equivalente en el centro del alma. Su magnitud se ha calculado de forma que produzca un desplazamiento normal del 15% del espesor del alma. Se ha calculado a través del propio modelo, considerando sólo la carga equivalente y una fracción del módulo elástico en el acero (1/35), correspondiente al módulo secante del material en condiciones de deformación próximas a las de abolladura del alma. La fuerza transversal equivalente conduce a un desplazamiento de inicio de abolladura superior en un 4% al obtenido con la expresión (9) y superior en un 22% al valor obtenido experimentalmente. De forma similar a los resultados experimentales, la figura 12a permite observar la distribución de los desplazamientos fuera de plano y como los rigidizadores carecen, prácticamente, de desplazamiento y giro (figura 12b).

5. CONCLUSIONES

Los ensayos realizados con este nuevo disipador ofrecen valores reducidos del cortante de inicio de plastificación

110
 111
 112
 113
 114
 115
 116
 117
 118
 119
 120
 121
 122
 123
 124
 125
 126
 127
 128
 129
 130
 131
 132
 133
 134
 135
 136
 137
 138
 139
 140
 141
 142
 143
 144
 145
 146
 147
 148
 149
 150
 151
 152
 153
 154
 155
 156
 157
 158
 159
 160
 161
 162
 163
 164
 165
 166
 167
 168
 169
 170
 171
 172
 173
 174
 175
 176
 177
 178
 179
 180
 181
 182
 183
 184
 185
 186
 187
 188
 189
 190
 191
 192
 193
 194
 195
 196
 197
 198
 199
 200

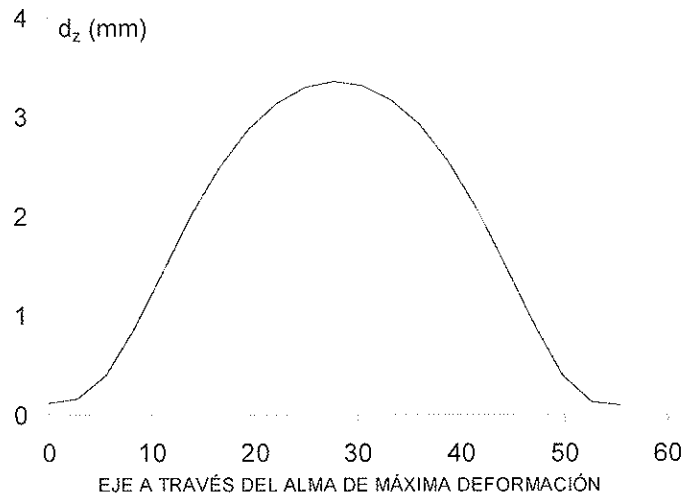
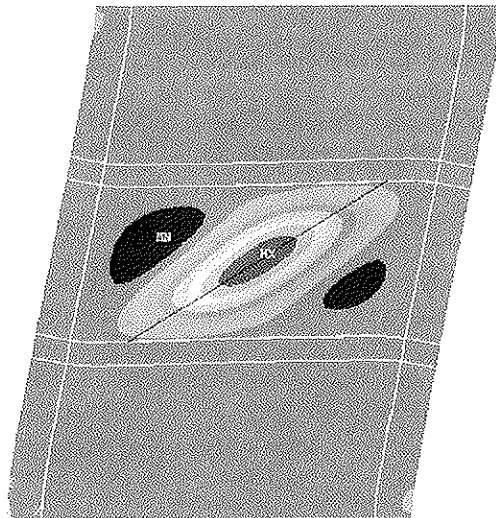


Figura 12. Deformaciones fuera del plano inicial del alma constatadas en el modelo numérico y producidas por la abolladura.

(desde 14 a 19 kN) acompañados de desplazamientos también pequeños (entre 0.3 y 0.5 mm). Una rigidización correcta del alma de los dispositivos ha permitido, en régimen histerético con deformación plástica, un comportamiento estable sin presencia de abolladura. La energía total absorbida por los disipadores, con desplazamientos máximos de ciclo inferiores a los 18 mm, ha resultado igual o superior al 75% de la energía disipada por un dispositivo ideal rígido-plástico, con el mismo desplazamiento total acumulado y la misma fuerza máxima. Estas características podrían permitir: i) que el disipador resulte adecuado para reducir la respuesta estructural de edificios a través de desplazamientos de entrepiso aceptables y ii) que pueda ser empleado como unión entre un sistema porticado flexible y paredes de mampostería, conformando así un sistema dual no estándar. Dada la elevada rigidez que ofrecería el sistema muro-disipadores con relación al sistema porticado, esta configuración resultaría muy apropiada para concentrar el daño en los disipadores y evitar así el correspondiente tanto a elementos estructurales como a no estructurales.

De los resultados experimentales se pueden extraer las siguientes pautas de comportamiento: i) la rigidización del alma, necesaria para prevenir la abolladura y permitir un proceso disipativo estable, puede reducir la capacidad disipativa del dispositivo si resulta excesiva; ii) la introducción de un radio de transición en las zonas con cambio de espesor de la sección transversal puede reducir también la capacidad disipativa, debido a una disminución de la zona de plastificación; iii) la plastificación se concentra en el alma, midiéndose en su área central una mayor deformación, con valores entre un 25 y un 40% superiores a los observados en sus zonas más próximas a los anclajes; iv) el daño empieza en la zona del alma que colinda con los rigidizadores y cercana al eje longitudinal del disipador; v) antes de que se produzca daño en el alma, las no-linealidades geométricas pueden incrementar el valor del cortante hasta en un 16%, y producir esfuerzos normales con valores del mismo orden a los manifestados por el cortante máximo. Sin embargo, con el proceso de degradación, los esfuerzos normales máximos doblan, aproximadamente, los valores máximos alcanzados por el esfuerzo cortante previa degradación. El máximo esfuerzo normal se

puede estimar a partir del producto de la tensión de fluencia por el área transversal total de las alas; vi) la aparición del daño comporta un segundo modo de disipación caracterizado por una plastificación generalizada en las alas por la formación de rótulas plásticas entre rigidizadores y alas.

Se han propuesto modelos simples, basados en la teoría de flexión de vigas rectas, para predecir el inicio del comportamiento plástico. El valor del cortante resulta bien correlacionado con los resultados experimentales, con diferencias inferiores al 5%. Sin embargo, el desplazamiento de plastificación obtenido numéricamente puede resultar inferior hasta en un 25% respecto a su homólogo experimental, principalmente debido a la no consideración en el modelo de la rigidez de las uniones y su influencia. En cuanto a la predicción de la abolladura, se ha adoptado el modelo de Kasai y Popov [10]. El desplazamiento de inicio de la abolladura numérico ha resultado un 18% superior al experimental. Asumiendo que el fenómeno de la abolladura está envuelto en numerosas incertidumbres, tales como las imperfecciones geométricas, tal predicción resulta aceptable.

El modelo basado en elementos finitos ofrece, en sus parámetros más significativos, valores aceptables de predicción. La diferencia entre el valor numérico y experimental del cortante de inicio de plastificación resulta inferior al 5%. La curva cortante-desplazamiento está muy bien correlacionada con la respuesta experimental en su fase plástica, con diferencias inferiores al 3%. La configuración deformada, al producirse abolladura, ha resultado muy similar a la observada experimentalmente, apreciándose también como los rigidizadores restringen tanto los desplazamientos fuera de plano como los giros. El valor del desplazamiento de inicio de abolladura, pese a ser un 22% mayor al observado experimentalmente, resulta próximo al ofrecido por el modelo de Kasai y Popov.

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. 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.
3. Akiyama, H. *Earthquake-resistant limit-state design for buildings*, University of Tokyo Press, Tokyo, versión japonesa en 1980 y versión inglesa en 1985.
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. Dorka, E. y Bayer, V. "Distribution of seismic links in hysteretic device systems", *Proc. 12th World Conference on Earthquake Engineering*, Auckland, 2000.
6. 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.
7. Inoue K. y Kuwahara, S. "Optimum strength ratio of hysteretic damper", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 27, 1998, pp. 577-588.
8. Roeder, C. W. y Popov, E. P. "Eccentrically Braced Steel Frames for Earthquakes", *Journal of the Structural Division*, ASCE, vol.104 (ST3), 1978, pp. 391-412.
9. Popov E.P. "Seismic behavior of structural subassemblies", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, vol 106(7), 1980, pp. 1451-1474.
10. Kasai, K. y Popov, E.P. "Cyclic web buckling control for shear link beams", *Journal of Structural Engineering*, ASCE, vol. 110 (3), 1986, pp. 505-523.
- 11 Tsai, k.C. y Wang, T.S. "Shear link energy absorbers for seismic energy dissipation", *Proceedings of Sixth U.S. National Conference Earthquake Engineering*, Seattle, Washington, 1998
12. Rai, D.C. y Wallace, B.J. "Aluminium shear-links for enhance seismic resistance", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 27, 1998, pp. 315-342.
13. Cahís F.X. *Desarrollo de un nuevo disipador de energía para diseño sismorresistente. Análisis numérico y validación experimental de su comportamiento*, Tesis Doctoral, Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona, 2001.
14. Gere, J.M. y Timoshenko, S.P. *Mecánica de Materiales*, Grupo Editorial Iberoamérica, Mejico, 1986
15. Bleich, F. *Buckling strength of metal structures*, McGraw-Hill, New York, 1952.
16. Kato, B. y Akiyama, H. " Predictable properties of material under incremental cyclic loading", *IABSE Preliminary publication*, Lisboa, 1973, pp. 119-131.