DESARROLLO DE UNA CONEXIÓN TRABE-COLUMNA PREFABRICADA DE CONCRETO REFORZADO EQUIPADA CON UN DISIPADOR MULTIPERFORADO

Vladimir Rodríguez Moreno[1], Héctor Guerrero Bobadilla[2], José Alberto Escobar Sánchez[3]
Amador Terán Gilmore[4], Osvaldo Contreras Reyes[5]

[1] Candidato a Doctor, Instituto de Ingeniería, UNAM, México
[2] Profesor Asociado, Instituto de Ingeniería, UNAM, México
[3] Profesor, Instituto de Ingeniería, UNAM, México
[4] Profesor-Investigador, Universidad Autónoma Metropolitana, México
[5] Investigador, Centro Nacional de Prevención de Desastres, México

2do Concurso a los Mejores Artículos Técnicos Sobre Prefabricados de Concreto
Mes del Prefabricado 2023

Categoría 1. Diseño Estructural e Investigación

Resumen. Desde los sismos de Puebla-Morelos de 2017, el interés por limitar el daño a los componentes estructurales ha aumentado exponencialmente en México. Como consecuencia, el uso de dispositivos de disipación de energía ha recibido una atención renovada. Siguiendo esa línea, este trabajo estudia una solución atractiva, que es una conexión trabe-columna prefabricada, no emulativa del concreto colado en sitio, equipada con un disipador multiperforado que es un dispositivo pasivo de disipación de energía. Los disipadores multiperforados se han estudiado ampliamente por su rentabilidad y facilidad de aplicación. Presentan un comportamiento histerético estable y disipan cantidades sustanciales de energía bajo carga cíclica mientras mantienen a los elementos menos dúctiles esencialmente elásticos. El comportamiento estructural del sistema propuesto fue evaluado teóricamente, seguido de una verificación experimental que consistió de pruebas cíclicas cuasiestáticas en dos subensamblajes trabe-columna equipados con el dispositivo. Se ofrecen dos alternativas de conexión: una soldada y otra atornillada. Los resultados experimentales se presentan y discuten enfatizando la ductilidad y la capacidad de disipación de energía. Los especímenes mostraron un comportamiento histerético estable y un desempeño sísmico adecuado. El espécimen soldado desarrolló una ductilidad global de 11, mientras que los elementos de concreto prefabricado permanecieron sin daño hasta una rotación de 0.035 rad.

Palabras clave: disipador multiperforado, conexión no emulativa, comportamiento cíclico, disipación de energía, ductilidad acumulada.

1 INTRODUCCIÓN

Las estructuras prefabricadas de concreto reforzado construidas para resistir sismos se pueden clasificar en dos grupos generales, emulativas y no emulativas. La construcción emulativa utiliza conexiones entre los elementos prefabricados que se diseñan y detallan para reproducir el comportamiento de las estructuras de concreto reforzado coladas en sitio convencionales en términos de resistencia, rigidez y capacidad de disipación de energía [1]. En México, la construcción emulativa es práctica común y generalmente no requiere de

consideraciones especiales distintas a las prescritas en las Normas Técnicas Complementarias para el Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto 2020 (NTC-C-2020) [2] del Reglamento de Construcciones de la Ciudad de México (RCDF) [3].

La construcción no emulativa utiliza las propiedades únicas de las conexiones entre elementos prefabricados con la intención de soportar deformaciones no lineales severas. En este enfoque, las rotaciones no lineales de la estructura se concentran en los extremos de los elementos prefabricados en las regiones del nudo, evitando daño inelástico severo de los elementos [1]. Uno de los métodos más eficientes para lograr esto es a través del uso de marcos híbridos resistentes a momento, que combinan torones postensados no adheridos, que funcionan como refuerzo principal, y acero de refuerzo convencional. Estos sistemas tienen la capacidad de autocentrarse debido a los torones postensados ubicados en el centro de la trabe o columna, y capacidad de disipación de energía debido al acero de refuerzo ubicado en la parte superior e inferior de la sección [4].

Además de su probable desempeño sísmico superior, otra ventaja importante del enfoque no emulativo es la capacidad de fabricar los elementos estructurales como piezas completas en una planta prefabricadora que, posteriormente durante el proceso de ensamblaje, no requieren conexiones húmedas para unirlos, lo que reduce significativamente el uso de concreto colado en sitio y, por lo tanto, reduciendo la mano de obra, el uso de cimbra, y el desperdicio de materiales.

Desde los sismos de Puebla-Morelos de 2017, el interés por limitar los daños a los componentes estructurales ha aumentado exponencialmente en México. Como consecuencia, el uso de dispositivos de disipación de energía ha recibido una atención renovada. Al mismo tiempo, el uso de prefabricados de concreto reforzado es cada vez mayor en el país, así como el interés por desarrollar sistemas estructurales innovadores. Siguiendo esta línea, en este artículo se estudia un innovador sistema prefabricado: una conexión trabe-columna prefabricada no emulativa y de bajo daño equipada con un disipador multiperforado (DM), que es un dispositivo pasivo de disipación de energía. Los disipadores multiperforados han sido ampliamente estudiados por su rentabilidad y facilidad de aplicación. Exhiben un comportamiento histerético estable y disipan cantidades sustanciales de energía bajo carga cíclica mientras mantienen los elementos menos dúctiles, como las losas y las columnas, esencialmente elásticos.

El sistema propuesto está conceptualizado para minimizar el daño a los elementos de concreto y concentrar toda la acción inelástica en el dispositivo, que se coloca debajo de la trabe, y puede ser fácilmente reemplazado en caso de daño. Los elementos prefabricados se pueden fabricar como piezas individuales para luego conectarlas en sitio, minimizando el concreto colado en sitio y el uso excesivo de cimbra y reduciendo significativamente los tiempos de montaje. La conexión entre la trabe y la columna se puede lograr con componentes soldados, atornillados, o con una combinación de éstos.

Los detalles generales del sistema propuesto y la deformada del DM se muestran en la **Figura 1**. Como se puede observar, el DM se instala entre el extremo inferior de la trabe y la columna, y la conexión en “T” superior actúa como una articulación que permite la rotación de la trabe. La rotación de la trabe es resistida por el momento par debido a la fuerza axial horizontal desarrollada en la parte superior e inferior de la viga. Según Oh et al. [5], se evita el daño en la articulación ya que los puntos de rotación en los lados izquierdo y derecho del marco permanecen en la parte superior de la trabe (ver la **Figura 2**).

El DM es colocado horizontalmente y se instala una placa de transferencia vertical (PTV) debajo de la trabe (**Figura 1**) para transferir la fuerza axial, *P*, al disipador. Esta configuración minimiza las deformaciones fuera del plano del DM. Cuando el DM se somete a una fuerza horizontal en el plano, el momento flexionante y la fuerza cortante ocurren simultáneamente en las costillas. En los casos en que la relación de aspecto de la costilla, definida como la relación ancho-longitud efectiva (b / l_o), es relativamente pequeña, el comportamiento del disipador se rige principalmente por la flexión. Bajo grandes desplazamientos, el momento flexionante puede causar que las fibras extremas rebasen el límite elástico y formen articulaciones plásticas en ambos extremos de la costilla, proporcionando al sistema capacidad de disipación de energía.

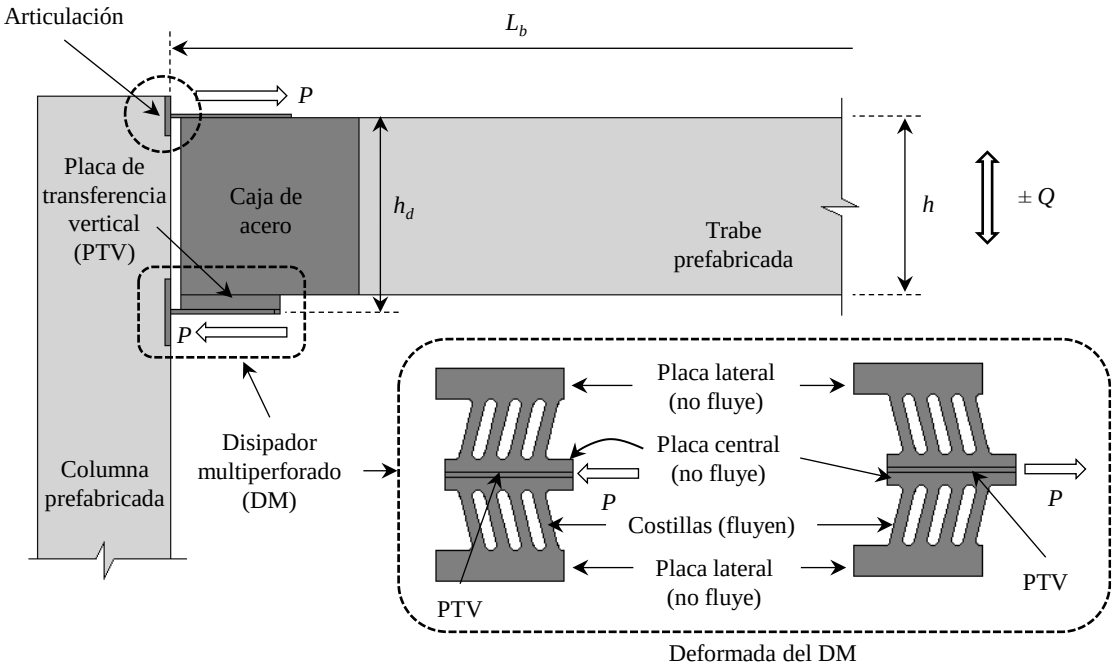


Figura 1. Sistema prefabricado propuesto.

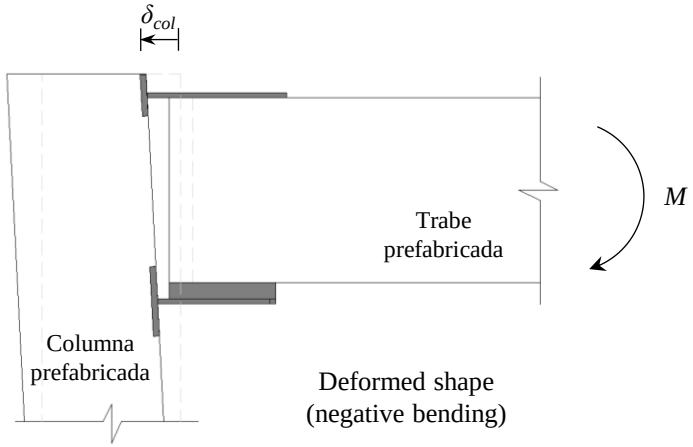


Figura 2. Deformada del sistema prefabricado propuesto.

En este estudio se evaluó teóricamente el comportamiento estructural del sistema propuesto, seguido de una verificación experimental. Se ensayaron dos conexiones trabe-columna a escala real equipadas con DMs con costillas de sección no uniforme. Se estudiaron una opción soldada y otra atornillada. Se presentan y discuten los resultados enfatizando la ductilidad y la capacidad de disipación de energía de los especímenes.

2 DISEÑO DE CONEXIONES TRABE-COLUMNA EQUIPADAS CON DISIPADORES MULTIPERFORADOS

La rigidez lateral de la conexión trabe-columna propuesta se puede evaluar con el modelo de rigidez elástica que se muestra en la **Figura 3**. La rigidez a la flexión elástica total del sistema trabe-columna, K_T, se puede determinar como la suma en serie de la rigidez a la flexión de la trabe de concreto, K_B, y la rigidez axial del DM, K_{SD}, como

$$K_T = \left(\frac{1}{K_B} + \frac{1}{\beta K_{SD}}\right)^{-1} \quad (1)$$

donde

$$K_B = \left(\frac{{L_{be}}^3}{3EI} + \frac{L_{be}}{A_w G}\right)^{-1} \quad (2)$$

y

$$K_{SD} = \left(\frac{1}{k_{SD}} + \frac{1}{k_{ce}} + \frac{2}{k_{le}}\right)^{-1} \quad (3)$$

En las **Ecs. (2)** y **(3)**, E es el módulo de elasticidad del material, I es el momento de inercia sobre el eje fuerte de la trabe, A_w es el área de la sección transversal de la trabe sobre la cual actúa la fuerza cortante, G es el módulo de cortante, k_{ce} y k_{le} son las rigideces axiales elásticas de las regiones de no fluencia del DM, y k_{SD} es la rigidez elástica proporcionada por las costillas del DM y que puede ser determinada con la siguiente ecuación:

$$k_{SD} = n\left(\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2}\right)^{-1} \quad (4)$$

donde n es el número de costillas y k_1 y k_2 son las rigideces a flexion y a cortante de una costilla. Estas rigideces, a su vez, pueden obetenerse, respectivamente, con las siguientes ecuaciones:

$$k_1 = \frac{Etb^3}{l_k} \quad (5)$$

$$k_2 = \frac{AG}{l_k} \qquad (6)$$

donde l_k es la longitud efectiva para el cálculo de la rigidez elástica de una costilla de sección no uniforme, que puede ser estimado como 1.2 veces la longitud total de la costilla. Este valor fue determinado a partir de un estudio paramétrico realizado con modelos de elemento finito, cuyos resultados no se tratarán aquí, pero que próximamente estarán disponibles.

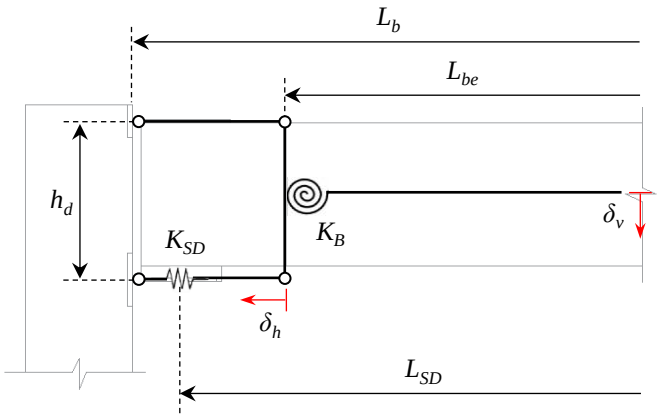


Figura 3. Modelo de rigidez elástica del sistema trabe-column.

Retomando la **Ec. (1)**, para que éste funcione, la contribución del DM a la rigidez a la flexión general del sistema debe determinarse afectando K_{SD} por el factor β, que transforma la rigidez axial del DM en una rigidez a la flexión equivalente. De la **Figura 1**, la carga a la mitad del claro, Q, se puede relacionar con la resistencia del disipador a través de la siguiente relación:

$$QL_{SD} = Ph_d \qquad (7)$$

y de la **Figura 3**:

$$P = K_{SD}\delta_h \qquad (8)$$

$$\delta_h = \delta_v \frac{h_d}{L_{SD}} \qquad (9)$$

Sustituyendo la **Ec. (9)** en **(8)**, luego el segundo en **(7)**, y reordenando términos, se obtiene la siguiente relación:

$$\frac{Q}{\delta_v} = K_{SD}\left(\frac{h_d}{L_{SD}}\right)^2 \qquad (10)$$

donde

$$\beta = \left(\frac{h_d}{L_{SD}}\right)^2 \quad (11)$$

En la fluencia, suponiendo un comportamiento elasto-plástico perfecto del DM, la fuerza cortante teórica, Q_y, y el momento en la cara de la columna, M_y, se determinan como:

$$Q_y = \frac{P_y h_d}{L_{SD}} \quad (12)$$

$$M_y = Q_y L_b = \frac{P_y h_d L_b}{L_{SD}} \quad (13)$$

donde P_y es la resistencia del DM que se obtiene con:

$$P_y = n\frac{f_y t b^2}{2 l_r} \quad (14)$$

donde fy es el esfuerzo de fluencia del material y l_r es la longitud efectiva para el cálculo de la resistencia de una costilla de sección no uniforme y que es igual a la longitud total de la costilla (l). Esta longitud efectiva también se determinó a través del estudio paramétrico realizado con modelos de elemento finito.

3 ESPECÍMENES DE PRUEBA

El espécimen P-SD-1 era una conexión trabe-columna a escala real (1:1) equipada con un DM soldado. El espécimen se sometió a un protocolo de carga cíclica reversible incremental aplicado cuasi-estáticamente. Después de esta prueba, el DM dañado fue reemplazado por uno nuevo. El nuevo DM fue atornillado a la columna y soldado a la trabe con una PTV. Este espécimen se llamó P-SD-2R y se volvió a ensayar con el mismo protocolo. A continuación, se describen las características generales de ambos especímenes.

3.1 Trabe y Columna Prefabricadas

La conexión prefabricada propuesta fue del tipo no emulativo del comportamiento de las estructuras de concreto reforzado coladas en sitio, es decir, sin juntas frías o húmedas. La trabe tenía una longitud de 5000 mm y una sección transversal de 450 x 810 mm. La columna tenía una longitud de 3300 mm y una sección transversal de 600 x 600 mm. La geometría de P-SD-1 se muestra en la **Figura 4** y el refuerzo de la viga se muestra en la **Figura 5**. Entre la trabe y la columna se dejó un espacio de 50 mm. La conexión entre la trabe y la columna se logró con soldadura. Se armó una caja de acero en el extremo de la trabe y tres conexiones tipo “mancuerna” fueron embebidas en la columna para facilitar las conexiones necesarias. En la parte superior de la trabe, se soldó una placa de acero a la columna y a la caja de acero. En la parte inferior de la trabe, se soldó una PTV a la caja de acero, y el DM se soldó perpendicularmente a esta placa. Finalmente, el DM fue soldado a la “mancuerna” inferior de la columna. También se propuso una conexión a cortante diseñada para resistir la fuerza cortante total.

El refuerzo longitudinal de la trabe prefabricada consistió de cuatro barras de refuerzo #10 en la parte superior e inferior, equivalente a una cuantía de 0.9%. Éstos fueron soldados a la caja de acero ya que no se podía dar la continuidad dentro del nudo. Además, la trabe contaba con dos barras de refuerzo del #4 en sus caras verticales como refuerzo para cambios volumétricos de acuerdo con las NTC-C-2020 [2]. El refuerzo transversal consistió en estribos del #3 espaciados uniformemente a 150 mm de distancia. El refuerzo de la trabe fue consistente con un detallado de baja ductilidad [2]. Los detalles del refuerzo de la viga se muestran en la **Figura 5**.

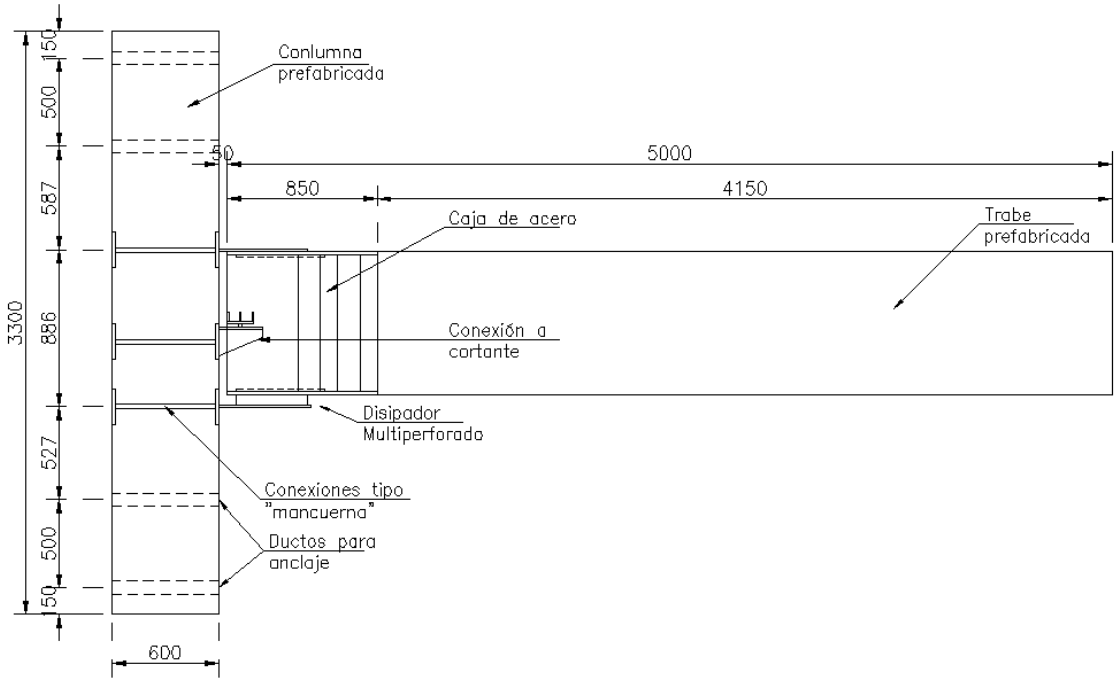
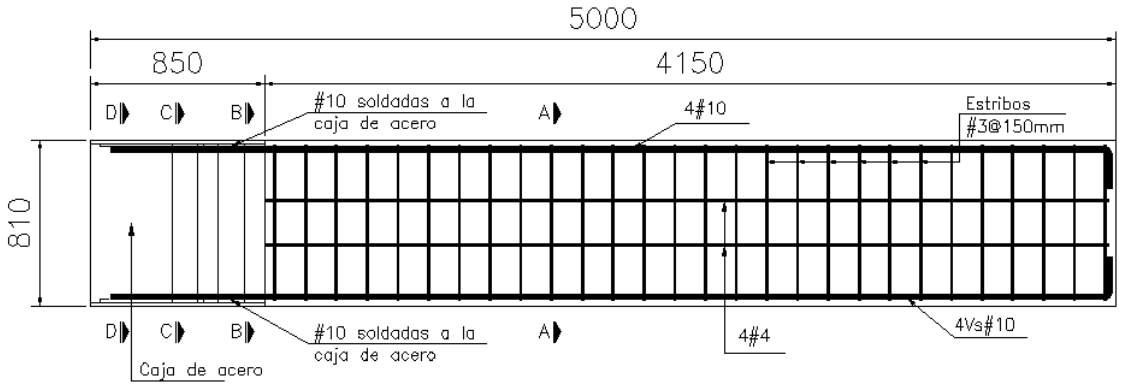


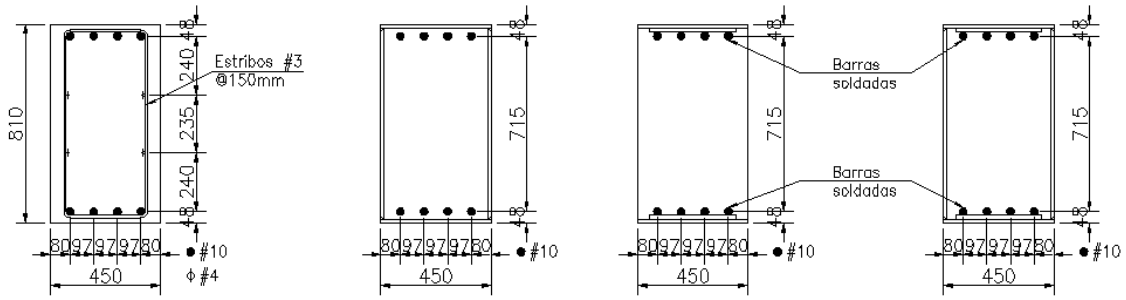
Figura 4. Geometría del espécimen P-SD-1, en mm.

En el extremo de la trabe, donde se hizo la conexión, el concreto estaba confinado por una caja de acero que abarcaba las cuatro caras de la trabe y se extendía hacia el centro con una longitud aproximadamente igual a un peralte de la trabe. Las placas superior e inferior de la caja de acero eran continuas con una longitud de 850 mm. Las placas laterales eran discontinuas con el fin de emplear menos acero y soldadura. La caja de acero antes y después del colado del concreto se muestra en la **Figura 6**.

En la **Figura 7** se muestra la geometría y el refuerzo de la columna prefabricada. El componente disponía de cuatro ductos de 75 mm de diámetro para su anclaje a la losa de reacción del laboratorio. Para lograr la conexión con la trabe se instalaron tres conexiones tipo “mancuerna”, compuestas por dos placas unidas por cuatro barras de acero de 25 mm de diámetro. Se decidió utilizar tres conexiones separadas en lugar de una sola pieza para facilitar la instalación de los estribos. Las “mancuernas” más pequeñas también son más fáciles de manejar para los trabajadores de la planta. El refuerzo longitudinal de la columna consistió en cuatro barras del #12, dos del #8 y cuatro del #6, y el refuerzo transversal consistió en tres estribos del #3 separados a 150 mm. Se dejó un chaflán de 20x20 mm en todos los bordes de la columna prefabricada. La columna prefabricada, antes y después del colado del concreto, se muestra en la **Figura 8**.



a) Alzado

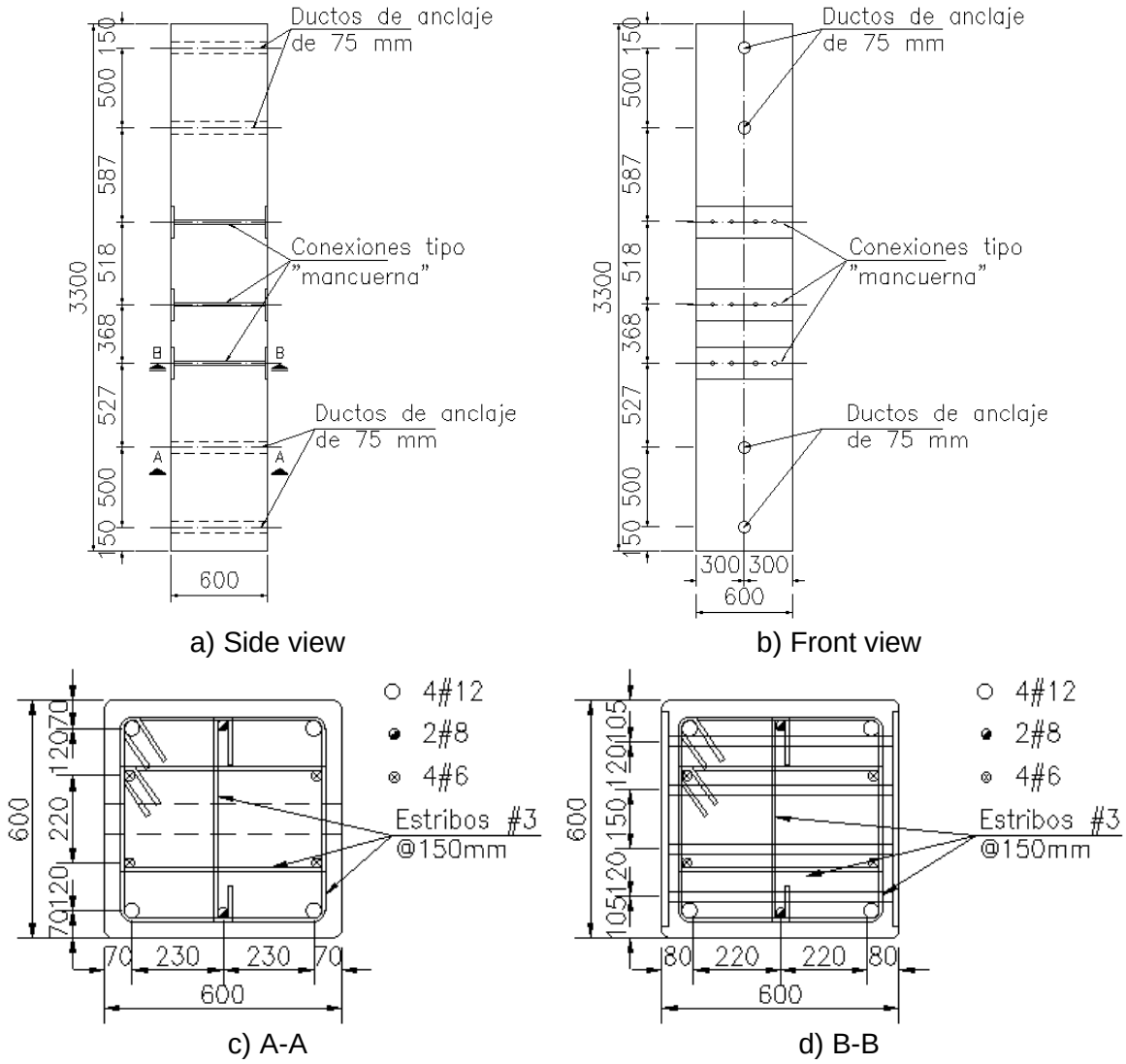


b) A-A c) B-B d) C-C e) D-D

Figura 5. Refuerzo de la trabe, en mm.

a) Antes del colado b) Después del colado

Figura 6. Caja de acero.



a) Side view b) Front view

c) A-A d) B-B

Figura 7. Geometría y refuerzo de la columna prefabricada, en mm.

a) Antes del colado b) Después del colado

Figura 8. Columna prefabricada.

3.2 Disipador Multiperforado

Los dos DMs utilizados para los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R eran idénticos. Tenían 40 costillas de sección no uniforme con un ancho de 15.9 mm en los extremos, un ancho de 7.95 mm en el centro y una longitud total de 110 mm. Los disipadores estaban hechos de acero estructural con un esfuerzo de fluencia de 342 MPa (medido de ensayes). La geometría del DM propuesto se muestra en la **Figura 9**. Después del ensaye del espécimen P-SD-1, el DM dañado se retiró y se instaló el segundo DM. La conexión a la columna fue atornillada y la conexión a la trabe se logró con una PTV soldada.

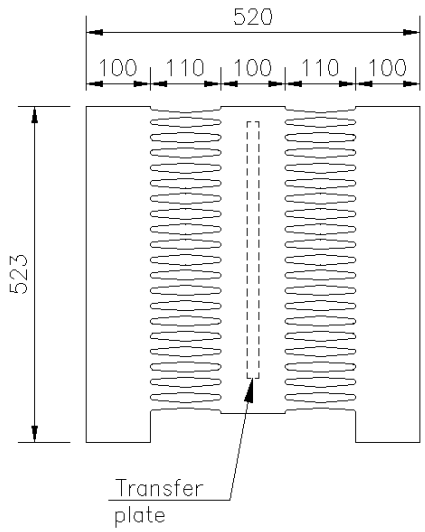


Figura 9. Disipador multiperforado para el espécimen P-SD-1, en mm.

3.3 Materiales

Se realizaron ensayes de cilindros de concreto de 100 mm de diámetro en diferentes etapas, a decir, antes del ensayo de los especímenes (a las 63 horas y 28 días) y el día de inicio de la prueba del espécimen P-SD-1. Los resultados se muestran en la **Tabla 1**. A los 144 días de edad, cuando se ensayó el espécimen P-SD-1, la resistencia a la compresión promedio del concreto fue de 70.8 MPa.

También se realizaron ensayos de tensión en probetas de acero de refuerzo y de acero estructural tomadas de los lotes de materiales utilizados para fabricar el espécimen. Se ensayaron tres probetas de acero de refuerzo Grado 42 de 600 mm de longitud de cada uno de los siguientes diámetros: 9.5 mm (#3), 12.7 mm (#4), 19.0 mm (#6), 25.4 mm (#8), 31.8 mm mm (#10) y 38.1 mm (#12). La **Tabla 2** muestra un resumen de las propiedades mecánicas de las probetas ensayadas. Se muestran los valores promedio del esfuerzo de fluencia, f_{ye}, y la resistencia a la tensión, f_{ue}. También se muestran las relaciones f_{ue} / f_{ye} y f_{ye} / f_{yn}, donde f_{yn} es el esfuerzo a la fluencia nominal, que en este caso es de 412 MPa. El valor promedio de f_{ye} / f_{yn} es de aproximadamente 1.25; por lo tanto, este valor se utilizó con fines de diseño.

Se ensayaron tres probetas para evaluar las propiedades mecánicas del acero estructural utilizado para la caja de acero de la trabe y las mancuernas de la columna. La **Tabla 3** muestra los resultados. Considerando las probetas P1 y P3, se obtuvieron un esfuerzo de

fluencia promedio de 330 MPa y una resistencia a la tension promedio de 451 MPa. Un defecto de manufactura afectó los resultados de la probeta P2; sin embargo, la relación f_{ue} / f_{ye} es consistente con la de los otros especímenes.

Del mismo modo, se ensayaron tres probetas de acero estructural, tomados del mismo material con el que se fabricaron los dos DMs de los especímenes. La **Tabla 4** muestra las propiedades mecánicas de las probetas ensayadas. Se obtuvieron un esfuerzo de fluencia promedio de 342 MPa y una resistencia a la tension promedio de 461 MPa.

Tabla 1. Resultados de los ensayos de compresión.

Cilindro	Edad	Diámetro (mm)	Altura (mm)	Área (mm^2)	Carga máxima (kN)	*f'c* (MPa)	Promedio *f'c* (MPa)
CL-1101	63 horas	100	200	7854	345	43.9	44.1
CL-1102	63 horas				349	44.4	
CL-1201	28 días				504	64.1	64.0
CL-1202	28 días				502	63.8	
CL-1301	144 días				560	71.3	70.8
CL-1302	144 días				553	70.4	

Tabla 2. Resultados de los ensayos de tensión en probetas de acero de refuerzo.

Barra	f_{ye} (MPa)	f_{ue} (MPa)	f_{ue} / f_{ye}	f_{ye} / f_{yn}
3	551	712	1.29	1.34
4	496	690	1.39	1.20
6	518	681	1.31	1.26
8	507	680	1.34	1.23
10	473	682	1.44	1.15
12	529	743	1.41	1.28

Tabla 3. Resultados de los ensayos de tensión en probetas de acero estructural.

Coupon	f_{ye} (MPa)	f_{ue} (MPa)	f_{ue} / f_y
C-1	334	456	1.36
C-2	313	429	1.37
C-3	325	446	1.37

Tabla 4. Resultados de los ensayos de tensión en probetas de acero estructural del disipador.

Coupon	f_{ye} (MPa)	f_{ue} (MPa)	f_{ue} / f_y
CSD-1	341	461	1.35
CSD-2	335	452	1.35
CSD-3	349	469	1.34

3.4 Diseño de los Especímenes

Los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R fueron diseñados con el método propuesto en la Sección 2. Las caractísticas estructurales de los especímenes fueron determinadas con las propiedades mecánicas y geométricas de la **Tabla 5**. Un resumen de los resultados obtenidos del diseño se muestra en la **Tabla 6**.

Tabla 5. Propiedades de los DMs usados para los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R.

Propiedad	Definición	Valor
f_{ye} (MPa)	Esfuerzo de fluencia	342
E (MPa)	Módulo de elasticidad	200000
μ	Relación de Poisson	0.3
n	Número de costillas	40
t (mm)	Espesor de la costilla	15.9
b (mm)	Ancho de la costilla	15.9
l (mm)	Longitud total de la costilla	110
r (mm)	Radio de la costilla	4.0
l_r (mm)	Longitud efectiva para la resistencia	110
l_k (mm)	Longitud efectiva para la rigidez elástica	132

Tabla 6. Resumen de los resultados del diseño de los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R.

Elemento / ensamble	Característica estructural	Valor
DM aislado	P_y (kN)	250.0
	K_{SD} (kN/mm)	214.2
	Δ_y (mm)	1.17
Ensamble trabe-columna (P-SD-1 y P-SD-2R)	P_y (kN)	52.7
	M_y (kN-m)	234.6
	β	0.04
	K_B (kN/mm)	13.3
	K_T (kN/mm)	5.6
	Δ_y (mm)	9.50

4 PROGRAMA EXPERIMENTAL

4.1 Configuración de la Prueba

La configuración de la prueba se muestra en la **Figura 10**. La trabe se orientó verticalmente y la columna horizontalmente. Se aplicó un protocolo de carga controlado por desplazamientos en la punta de la trabe utilizando dos actuadores hidráulicos de 500 kN conectados en serie. Las fuerzas necesarias para lograr dichos desplazamientos se midieron con dos celdas de carga instaladas en cada actuador. La columna se ancló a la losa de reacción con cuatro barras de acero postensadas. El actuador se ancló a una placa de acero de 130 mm de espesor, y esta se ancló a la pared de reacción. No se aplicó carga

axial a la columna. Adicionalmente se colocó una columna metálica que funcionó como soporte para la instrumentación.

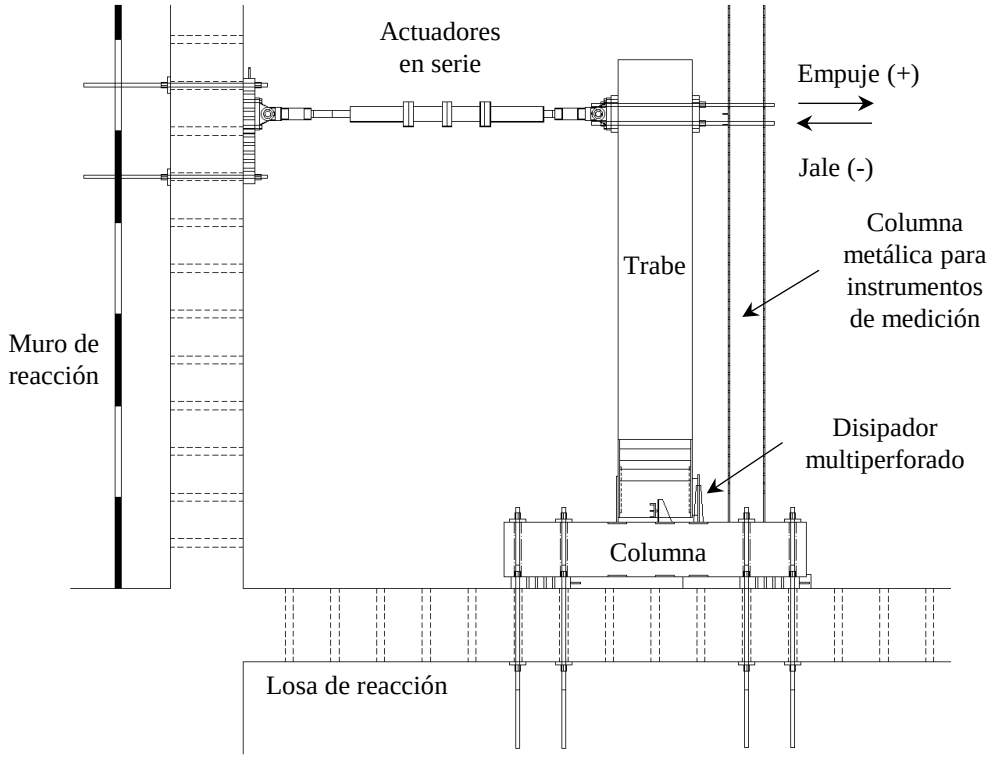


Figura 10. Configuración del experimento.

4.2 Protocolo de Carga

Se aplicó un protocolo de carga controlado por desplazamientos basado en ACI 374.1 [6]. Este documento establece que se deben aplicar tres ciclos por cada desplazamiento objetivo. El primer desplazamiento debe estar dentro del intervalo elástico del espécimen, y los incrementos subsiguientes no deben ser menores de 1.25 veces ni mayores de 1.5 veces el desplazamiento inmediatamente anterior. La prueba debe continuar hasta una rotación mínima de 0.035 rad.

Para las pruebas descritas aquí, después de una rotación de 0.035, los incrementos se establecieron en 0.5% hasta que se alcanzó la falla del espécimen. Sin embargo, los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R fallaron a rotaciones iguales a 0.035 y 0.04 rad, respectivamente. De acuerdo con ACI 374.1 [6], la falla ocurre cuando hay una reducción de más del 25% de la carga máxima registrada durante la prueba. El protocolo de carga se muestra gráficamente en **Figura 11**.

4.1 Instrumentación

Se utilizaron transductores de desplazamiento (LVDTs) para medir los desplazamientos locales. Se colocaron LVDTs horizontales para medir los desplazamientos horizontales de la trabe a diferentes alturas. Se utilizaron LVDTs verticales para medir las rotaciones

relativas de la columna y los desplazamientos verticales del DM y la trabe. Finalmente, se utilizaron LVDTs diagonales para medir las deformaciones por cortante en la trabe y el nudo.

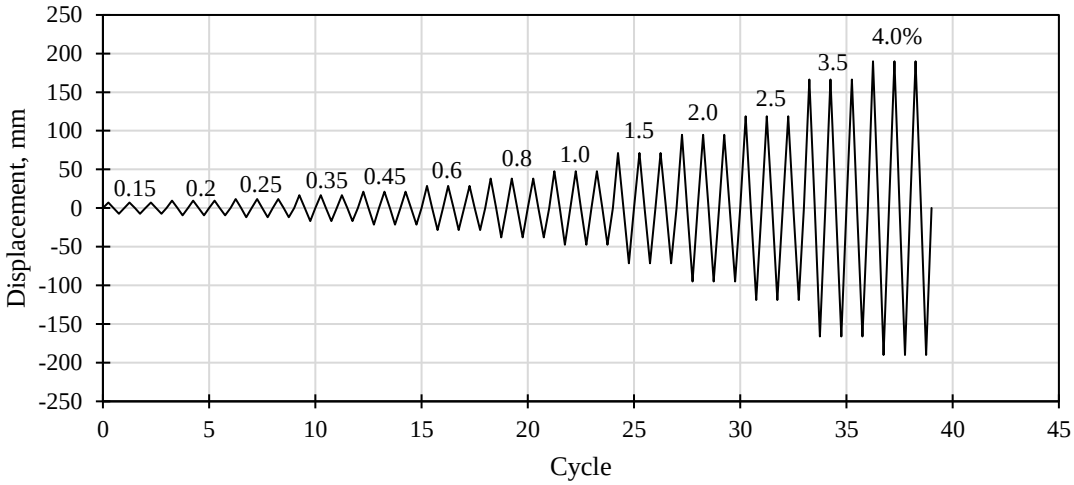


Figura 11. Protocolo de carga.

Se colocaron cuatro LVDTs horizontales a diferentes alturas de la trabe. Dos de ellos se colocaron a la altura de aplicación de la carga, a 4750 mm del centro de la columna; otra a 2850 mm; y el último a 1900 mm. Se colocó un LVDT vertical en el centro del disipador, y otros dos cerca de la base de la trabe. También se colocaron cinco LVDTs verticales a lo largo de la columna para medir sus rotaciones. Dos LVDTs diagonales se colocaron sobre la trabe y otros dos se centraron en la región del nudo. Todos los LVDTs diagonales tenían una longitud aproximada de 730 mm. No todos los resultados son presentados aquí.

También se instalaron deformímetros (SGs) para medir las deformaciones del refuerzo longitudinal y transversal de la trabe. El espécimen fue instrumentado con 10 SGs. Ocho SGs se instalaron sobre barras de refuerzo longitudinales, y los otros dos se colocaron sobre refuerzo transversal. Dos de los SGs longitudinales se instalaron dentro de la caja de acero en las barras de refuerzo superiores. Los SGs longitudinales restantes estaban fuera de la caja de acero. Los dos SGs transversales se colocaron en los dos primeros estribos a la mitad de la altura de la trabe. La columna no fue instrumentada con SGs. Finalmente, se colocaron tres SGs en el DM del espécimen P-SD-1. El DM del espécimen P-SD-2R no fue instrumentado. En este artículo no se muestran las lecturas de los SGs, pero se comprobó que el acero de refuerzo longitudinal se mantuvo dentro del intervalo elástico durante las dos pruebas, con deformaciones por debajo de 800μ. Generalmente, la fluencia ocurre alrededor de 2000μ. Por otro lado, las deformaciones en el acero transversal fueron, en términos prácticos, despreciables.

5 RESULTADOS

5.1 Modos de Falla

La deformada del DM del espécimen P-SD-1 en el ciclo final de la prueba se muestra en la **Figura 12**. En esta etapa, la mayoría de las costillas se habían fracturado en los extremos,

lo que indica concentración de esfuerzos en esas regiones, aunque también aparecieron grietas de flexión menores a lo largo de las costillas. En la dirección de empuje (**Figura 12a**), se observó que la mayoría de las costillas trabajaban en doble curvatura, como se esperaba. En la dirección de jale (**Figura 12b**), la típica forma de "S" asociada a la doble curvatura no se observó claramente en la mayoría de las costillas. Las costillas parecían estar en tensión por completo en esta etapa. Las costillas se fracturaron gradualmente, uno por uno, hasta completar el último ciclo con una rotación de 0.035 rad. Por lo tanto, la capacidad de carga del DM se perdía de forma gradual y no de manera abrupta.

a) θ_b = 0.035 rad b) θ_b = -0.035 rad

Figura 12. Deformada del DM (espécimen P-SD-1).

a) θ_b = 4.0% rad b) θ_b = -4.0% rad

Figura 13. Deformada del DM (espécimen P-SD-2R).

Se observaron modos de falla similares en el espécimen P-SD-2R (**Figura 13**). Las costillas se deformaron en doble curvatura en la dirección de empuje (**Figura 13a**), y en la dirección

de jale (**Figura 13b**) las costillas estaban practicamente en tensión. La mayoría de las costillas se habían fracturado al final del tercer ciclo a una rotación de 0.035 rad.

5.2 Curvas de Histéresis

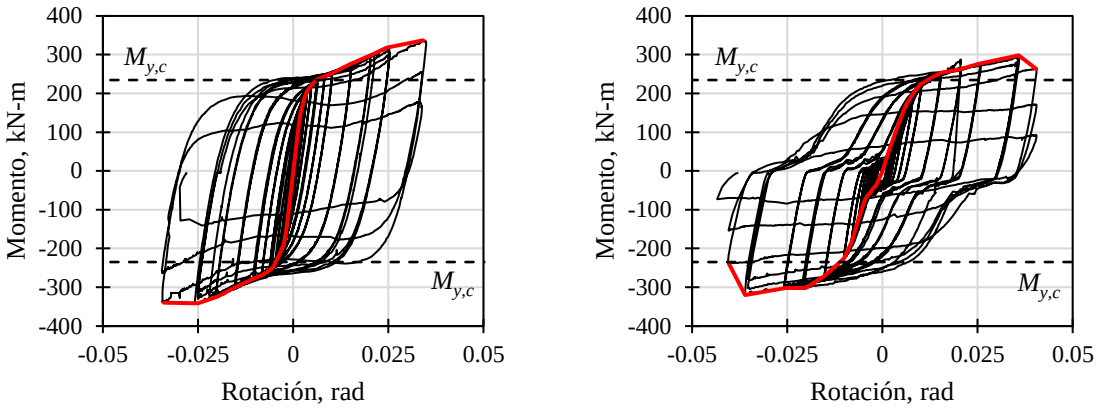
Las curvas momento-rotación de los especímenes se muestran en la **Figura 14**. El momento se determinó como el producto de la carga aplicada por el brazo de palanca a paño superior de la columna. La rotación se definió como la relación entre el desplazamiento a nivel de la aplicación de la carga y la distancia de este punto a eje de columna. Se observaron comportamientos distintos entre los especímenes.

Para el espécimen P-SD-1, se hacen las siguientes observaciones:

1. Se observaron curvas de histéresis anchos, estables y simétricos hasta una rotación de 0.025 rad.
2. La capacidad de carga del espécimen disminuyó gradualmente durante los últimos tres ciclos a una rotación de 0.035 rad debido a la fractura progresiva de las costillas del DM.
3. El momento de fluencia calculado ($M_{y,c}$), que son iguales en ambas direcciones de carga, fueron similares a los momentos de fluencia experimentales.
4. La fluencia ocurrió a rotaciones bajas, aproximadamente a 0.003 rad.

Para el espécimen P-SD-2R, se hacen las siguientes observaciones:

1. El espécimen experimentó un deslizamiento significativo cerca de carga cero debido a las holguras proporcionadas a los componentes atornillados.
2. La capacidad de carga disminuyó gradualmente durante los últimos tres ciclos a una rotación de 0.04 rad debido a la fractura progresiva de las costillas del DM.
3. El momento de fluencia calculado ($M_{y,c}$) fue similar a los momentos de fluencia experimentales.
4. La fluencia ocurrió a rotaciones significativamente más altas que los valores calculados.



a) P-SD-1 b) P-SD-2R

Figura 14. Curvas momento-rotación.

Las envolventes de las curvas de histéresis también se muestran en la **Figura 14** (línea roja). Algunos parámetros de carga y de deformación se obtuvieron de las curvas bilineales idealizadas de las envolventes utilizando la metodología sugerida en ASCE 41-17 [7]. En la **Tabla *7*** se muestra un resumen de los resultados experimentales.

Tabla 7. Resumen de los resultados experimentales.

Espécimen	Propiedad	Dirección		Valor promedio
		(+)	(-)	
P-SD-1	$P_{y,ex}$ (kN)	52.2	60.9	56.6
	$P_{y,ex}$ / $P_{y,c}$	1.0	1.2	1.1
	$P_{u,ex}$ (kN)	75.7	76.3	76.0
	$P_{u,ex}$ / $P_{y,c}$	1.4	1.4	1.4
	$\delta_{y,ex}$ (mm)	13.44	15.27	14.36
	$\delta_{max,ex}$ (mm)	161.90	161.51	161.71
	$K_{i,ex}$ (kN/mm)	3.9	4.0	3.9
	μ	12.0	10.6	11.3
	α	0.04	0.03	0.03
P-SD-2R	$P_{y,ex}$ (kN)	62.1	56.0	59.0
	$P_{y,ex}$ / $P_{y,c}$	1.2	1.1	1.1
	$P_{u,ex}$ (kN)	67.0	62.5	64.8
	$P_{u,ex}$ / $P_{y,c}$	1.3	1.2	1.2
	$\delta_{y,ex}$ (mm)	44.44	38.44	41.44
	$\delta_{max,ex}$ (mm)	182.77	189.77	186.27
	$K_{i,ex}$ (kN/mm)	1.4	1.5	1.4
	μ	4.1	4.9	4.5
	α	0.03	0.03	0.03

De la **Tabla 7**, se hacen las siguientes observaciones con respecto al espécimen P-SD-1:

1. Las cargas de fluencia experimentales ($P_{y,ex}$) en ambas direcciones fueron, en promedio, 1.1 veces la carga de fluencia calculada ($P_{y,c}$). Las cargas últimas ($P_{u,ex}$) fueron 1.4 veces $P_{y,c}$.
2. En promedio, los desplazamientos de fluencia experimentales fueron 1.5 veces el desplazamiento de fluencia calculada ($\delta_{y,c}$). La rotación de fluencia experimental fue de 0.003 rad, en comparación con un valor esperado de 0.002 rad.
3. La rigidez experimental inicial ($K_{i,ex}$) fue igual a $0.7K_{i,c}$, siendo $K_{i,c}$ la rigidez elástica teórica.
4. La relación de ductilidad global (μ) promedio fue de 11.3. Cabe destacar que los elementos de concreto contaban con un detallado de ductilidad baja de acuerdo con las NTC-C-2020 [2].
5. La rigidez post-elástica ($\alpha K_{i,ex}$) fue aproximadamente el 3% de la rigidez experimental inicial.

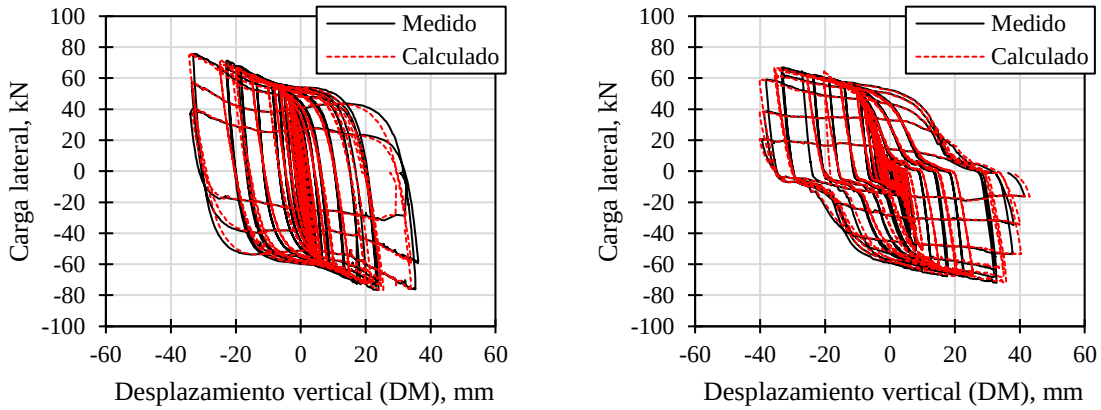
Para el espécimen P-SD-1, las características estructurales experimentales fueron, en general, similares a los valores calculados usando la metodología descrita en la Sección 2, corroborando la precisión de la evaluación teórica del sistema.

Por otro lado, se hacen las siguientes observaciones de los resultados del espécimen P-SD-2R:

1. Al igual que con el espécimen P-SD-1, las cargas de fluencia experimentales en ambas direcciones fueron, en promedio, 1.1 veces la carga de fluencia esperada. Las cargas últimas fueron menores en este caso, principalmente debido a la naturaleza más flexible del espécimen, que no permitió que el disipador desarrollara su resistencia.
2. Los desplazamientos de fluencia experimentales fueron significativamente mayores, en promedio, 4.3 veces el desplazamiento de fluencia calculado, atribuido a su naturaleza más flexible y al deslizamiento.
3. La rigidez experimental inicial fue igual a $0.25K_{i,c}$.
4. La relación de ductilidad global promedio fue de 4.5, significativamente menor al espécimen P-SD-1.
5. La rigidez post-elástica fue aproximadamente el 3% de la rigidez experimental inicial, al igual que para el espécimen P-SD-1.

La respuesta del espécimen P-SD-2R fue mucho menos predecible debido a las holguras proporcionadas a los componentes atornillados. Por el contrario, las conexiones soldadas del espécimen P-SD-1 aseguraron una respuesta cíclica predecible y confiable del sistema.

Los desplazamientos verticales en el centro del disipador (medidos con un LVDT vertical) se muestran en la **Figura 15**. Los valores calculados, en líneas rojas discontinuas, se obtuvieron con la **Eq. (9)** utilizando los desplazamientos laterales medidos en la punta de la trabe. Los valores esperados concuerdan con los valores medidos, lo que comprueba que la trabe rota como un cuerpo rígido incluso a desplazamientos grandes.



a) P-SD-1 b) P-SD-2R

Figura 15. Desplazamientos verticals.

5.3 Disipación de Energía

La capacidad de disipación de energía de los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R se evaluó con la relación de disipación de energía relativa (β_i) y la ductilidad acumulada ($NE_{H\mu}$).

La relación de disipación de energía relativa se define como la relación entre el área de un ciclo de histéresis y el área idealizada de un paralelogramo definido por la rigidez inicial

durante el primer ciclo de la prueba y la carga máxima durante el ciclo para el que se aplica. De acuerdo con ACI 374.1 [6], esta relación debe calcularse para el tercer ciclo a una rotación de 0.035 rad o mayor y no debe ser inferior a 0.125. Las relaciones β_i de ambos especímenes se muestran en la **Figura 16**. Ambos especímenes tienen una capacidad similar para disipar energía, con relaciones superiors al 12.5% a rotaciones de 0.035 rad o superior, como exige ACI 374.1 [6]. Entre rotaciones de 0.01 y 0.02 rad, la disipación de energía fue consistentemente alta, aproximadamente 75%.

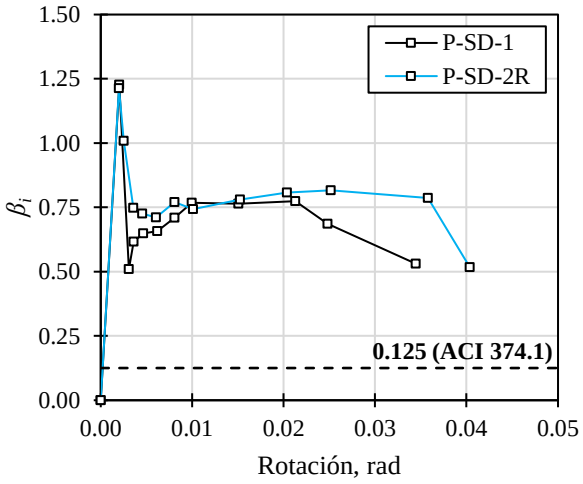


Figura 16. Relación de disipación de energía.

La relación de disipación de energía relativa por sí sola no proporciona suficiente información para evaluar el desempeño estructural. Por lo tanto, el desempeño de los especímenes ensayados también se evaluó con la ductilidad acumulada ($NE_{H\mu}$), definida como la relación entre la energía histerética acumulada ($E_{H\mu}$) y el producto $P_y\delta_y$ (presentados en la **Tabla 7** para cada espécimen) [8].

La ductilidad acumulada de ambos especíemenes se muestra en la **Figura 17**. El espécimen P-SD-1 exhibió una capacidad de disipar energía plástica significativamente superior a la del espécimen P-SD-2R, debido principalmente a que el segundo presentó un desplazamiento de fluencia mayor (tres veces mayor que el del espécimen P-SD-1), mientras que tuvieron cargas de fluencia similares. Esta comparación demuestra una de las ventajas más importantes del espécimen soldado (P-SD-1), a saber, una respuesta cíclica altamente predecible y estable, capaz de disipar más energía plástica con respecto a su resistencia y rigidez. El espécimen atornillado (P-SD-2R) se puede mejorar con tolerancias más pequeñas y regiones de no fluencia más rígidas. Sin embargo, las tolerancias más pequeñas podrían dificultar el ensamblaje de la conexión en el sitio de montaje.

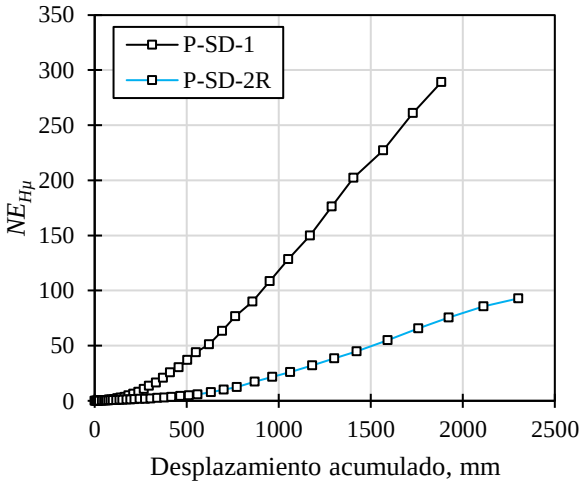


Figura 17. Ductilidad acumulada.

5.4 Rigidez Efectiva

De acuerdo con ACI 374.1 [6], para el tercer ciclo a una rotación de 0.035 rad, la rigidez secante de una rotación de -0.0035 a una rotación de +0.0035 no debe ser inferior a 0.05 veces la rigidez inicial, K_i. Si la rigidez es muy pequeña a rotaciones cercanas a cero, la estructura puede estar expuesta a grandes desplazamientos debido a pequeños cambios de fuerza lateral después de un sismo. La comparación de la rigidez inicial y la rigidez a 0.035 rad se muestra en la **Tabla 8**. Ambos especímenes, en las dos direcciones de respuesta, cumplen con los requisitos de ACI 374.1 [6].

5.1 Amortiguamiento Viscoso Equivalente

La relación de amortiguamiento viscoso equivalente, como la define Chopra [9], se muestra en la **Figura 18**. En la **Figura 18a**, el amortiguamiento se graficó contra la ductilidad global. Como se esperaba, el amortiguamiento aumentó a medida que aumentó la deformación del espécimen. Hasta una relación de ductilidad de 5, las relaciones de amortiguamiento fueron similares entre ambos especímenes. Después de eso, el amortiguamiento del espécimen P-SD-1 se estabilizaron alrededor del 40% hasta una ductilidad aproximada de 12.

Tabla 8. Comparación de la rigidez inicial y la rigidez a 0.035 rad.

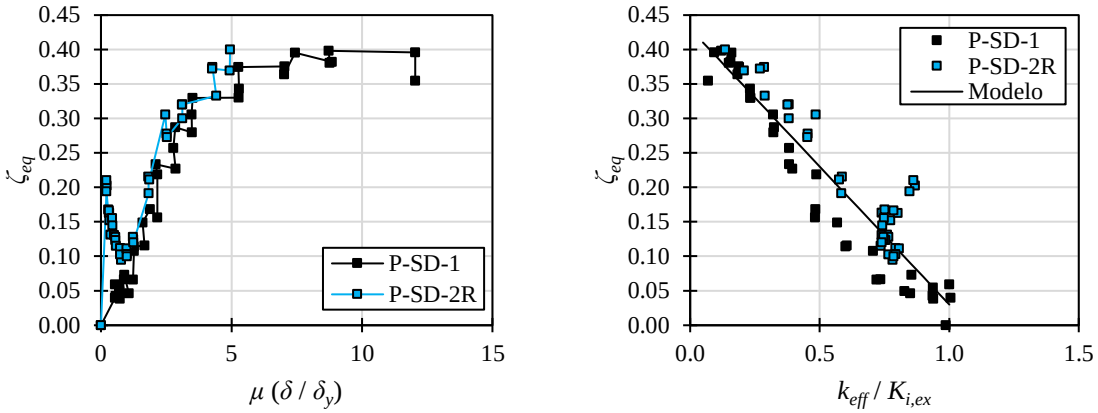
Espécimen	Dirección	$0.05K_{i,ex}$	$K_{0.035}$	Criterio $K_{0.035} > 0.05K_{i,ex}$
P-SD-1	(+)	0.19	0.25	Cumple
	(-)	0.20	0.20	Cumple
P-SD-2	(+)	0.07	0.15	Cumple
	(-)	0.07	0.11	Cumple

En la **Figura 18b**, el amortiguamiento viscoso equivalente se graficó contra la rigidez efectiva normalizada. En esta gráfica, cada punto representa una relación de amortiguamiento factible para una rigidez efectiva determinada. En general, los dos

especímenes exhibieron el mismo nivel de degradación de rigidez. Adicionalmente, se observa que el amortiguamiento varió de manera aproximadamente lineal e inversamente proporcional a la rigidez efectiva. Por lo tanto, se propuso un modelo de amortiguamiento viscoso equivalente gobernado por la siguiente ecuación:

$$\zeta_{eq} = -a\frac{k_{eff}}{K_{i,ex}} + b \qquad (15)$$

donde k_{eff} / $K_{i,ex}$ es la rigidez efectiva normalizada con respecto a la rigidez inicial del espécimen, y *a* y *b* son valores constantes obtenidos por análisis de regresión lineal, siendo 0.4 y 0.43, respectivamente. El modelo propuesto también se muestra con una línea negra continua en la **Figura 18b**.



a) Amortiguamiento viscoso equivalente-ductilidad

b) Amortiguamiento viscoso equivalente-rigidez efectiva normalizada

Figura 18. Amortiguamiento viscoso equivalente.

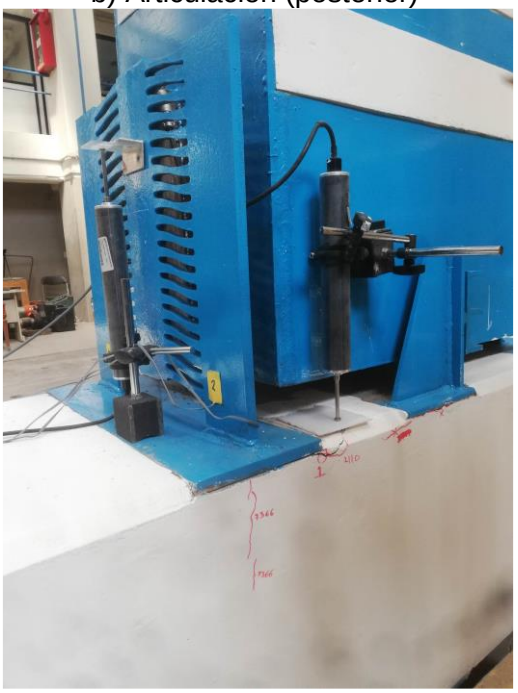
5.2 Daño Observado

La **Figura 19** muestra el daño observado en el espécimen P-SD-1. En la parte superior de la trabe, como se puede ver en la **Figura 18a** y la **Figura 19b**, la placa de articulación permaneció intacta durante la prueba. Además, no se observaron daños significativos en el concreto, sólo se formó una grieta vertical paralela a las barras de acero de la "mancuerna" superior (**Figura 19b**), que también coincide con la línea de acción de la fuerza axial de la articulación. Esta grieta apareció cuando se empujó la trabe, es decir, cuando la articulación y la mancuerna estaban en tensión. La fuerza máxima en el disipador se estimó como 363 kN. Las cuatro barras de acero que formaban la mancuerna podrían haber tenido una resistencia total de (4) (507 mm^2) (250 MPa) = 507 kN, lo que da un factor de seguridad de aproximadamente 1.4. Sería conveniente proveer un factor de seguridad mayor; sin embargo, la fisura tenía un ancho de 0.1 mm en las últimas etapas de la prueba, y la fuerza transferida desde la articulación no sería suficiente para alargar las barras de acero más de 0.5 mm. De cualquier manera, el daño es muy bajo comparado con conexiones coladas en sitio y prefabricadas convencionales para desplazamientos similares.

a) Articulación (frente)

b) Articulación (posterior)

c) Disipador (frente)



d) Disipador (posterior)

Figura 19. Daño observado.

Similarmente, en la parte inferior de la trabe, se formaron dos grietas verticales, uno a cada lado de la columna, debajo del disipador. Estas fueron grietas finas similares a la descrita en el párrafo anterior. Además, se formaron dos grietas adyacentes a la placa superior de la “mancuerna”, una a una rotación de 0.0035 rad (**Figura 19c**) y otra a una rotación de

0.008 rad (**Figura 19d**). Al final de la prueba, ambas grietas tenían un ancho de aproximadametne 2.8 mm; sin embargo, este concreto fue del recubrimiento de la columna, afectado por concentraciones de esfuerzos cuando el disipador estaba en tensión y no tuvo consecuencias estructurales.

No se formaron grietas nuevas durante la segunda prueba (espécimen P-SD-2R), ni las grietas existentes aumentaron en ancho o largo.

6 COMPARACIÓN CON CONEXIONES CONVENCIONALES

Algunos parámetros estructurales clave de conexiones trabe-columna coladas en sitio y prefabricadas son difíciles de comparar con el sistema no emulativo propuesto aquí debido a sus características muy diferentes. Sin embargo, existen parámetros relativos que pueden compararse y son relevantes para la evaluación del desempeño sísmico de las conexiones. En esta sección se comentan algunos de ellos, comparando la respuesta de los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R con cuatro especíemens coladas en sitio y cuatro especímenes prefabricadas convencionales. Estos ocho especímenes fueron estudiados anteriormente y los resultados estarán disponibles con mayor detalle en la referencia [10].

La ductilidad acumulada de todos los especímenes considerados se muestra en la **Figura 20**. Para los mismos desplazamientos acumulados, el espécimen P-SD-1 disipó significativamente más energía plástica, en relación con sus características estructurales ($P_y\delta_y$), que los demás especímenes. Por otro lado, aunque la respuesta del espécimen P-SD-2R se vio severamente afectada por el deslizamiento de las conexiones durante la prueba, pudo disipar más energía plástica que los especímenes colados en sitio (CIP) y prefabricados (PC) para los mismos desplazamientos acumulados.

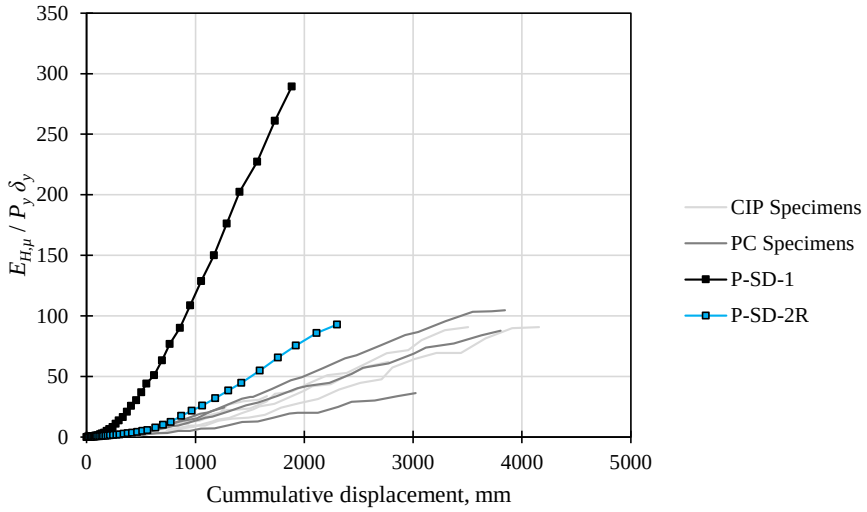


Figura 20. Ductilidad acumulada de los especímenes estudiados.

Las relaciones de amortiguamiento viscoso equivalente (ζ_{eq}) de todos los especímenes considerados se grafican contra las ductilidades globales, μ (δ/δ_y), en la **Figura 21**. En todos los casos, el amortiguamiento aumenta a medida que aumenta la deformación. Todos los especímenes mostraron alguna capacidad de disipación de energía antes de la fluencia

(μ<1), con relaciones de amortiguamiento del 10% o menos. Sólo el espécimen P-SD-2R exhibió relaciones de alrededor del 20% antes de la fluencia, probablemente debido a las fuerzas de fricción desarrolladas entre las conexiones atornilladas. Las relaciones de amortiguamiento máximas fueron de aproximadamente 40% para los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R y cercanos al 25% para los especímenes prefabricados. Claramente se puede observar la capacidad de deformación y de disiación de energía superior del espécimen P-SD-1.

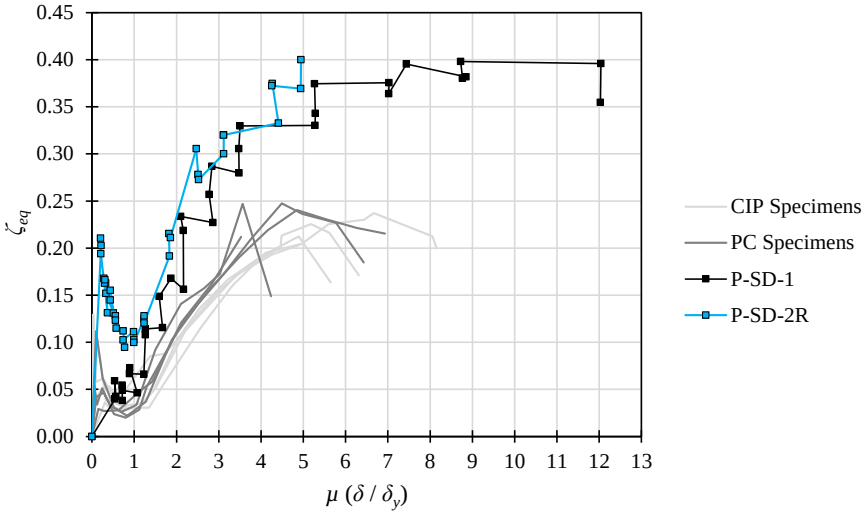


Figura 21. Amortiguamiento viscoso equivalente de los especíemenes estudiados.

7 CONCLUSIONES

Dos conexiones trabe-columna prefabricadas, no emulativas del concreto reforzado colado en sitio, y equipadas con disipadores multiperforados, se sometieron a un protocolo de cargas cíclicas incrementales reversibles aplicado cuasi-estáticamente. Con base en los resultados experimentales, se ofrecen las siguientes conclusiones:

1. Los elementos prefabricados del sistema propuesto se pueden fabricar como piezas individuales para luego conectarlas en el sitio. La trabe y la columna pueden conectarse con soldadura, tornillos o una combinación de éstos. La reparabilidad del sistema propuesto también fue explorado durante el estudio experimental. Se reemplazó el disipador multiperforado dañado del espécimen P-SD-1 y se reutilizaron los componentes prefabricados para el espécimen P-SD-2R.
2. El daño en los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R fue mínimo. No se desarrollaron grietas en la trabe prefabricada. Grietas verticales con anchos no mayores de 0.1 mm se formaron debajo de las placas superiores de ambas conexiones tipo “mancuerna”. Cerca del disipador, se formaron dos grietas adyacentes a la placa superior de la “mancuerna”. Ambas grietas tenían un ancho aproximado de 2.8 mm, presentado en el desplazamiento pico (equivalente a una rotación de 0.035 rad) en los últimos tres ciclos de la prueba; sin embargo, este concreto fue del recubrimiento de la columna sin consecuencias estructurales.

3. Incluso con un detallado de baja ductilidad, las capacidades de deformación y de disipación de energía del espécimen P-SD-1 fueron superiores a las de conexiones coladas en sitio y prefabricadas convencionales, con nulo o poco daño en los components prefabricados.
4. Los especímenes P-SD-1 y P-SD-2R cumplieron con los criterios de aceptación de ACI 374.1 [7] excepto por la caída de la resistencia por debajo del 75 % de la carga máxima medida a una rotación de 0.035 rad. Esto se puede solucionar fácilmente diseñando costillas más largas y compensando la pérdida de resistencia con costillas más anchas o una mayor cantidad de éstas.
5. Una de las características más importantes del sistema propuesto es la previsibilidad de su respuesta. Los parámetros estructurales utilizados para el diseño sísmico, como la rigidez, y la resistencia y el desplazamiento en la fluencia, se pueden determinar con precisión. Dado que existe un espacio entre la trabe y la columna, no se pueden determinar las curvas momento-curvatura. Sin embargo, las relaciones momento-rotación se pueden obtener fácilmente y dependen casi por completo de las características estructurales del disipador multiperforado y las distorsiones de entrepiso del marco.

8 REFERENCIAS

[1] Y.C. Kurama, S. Sritharan, R.B. Fleischman, J.I. Restrepo, R.S. Henry, N.M. Cleland, S.K. Ghosh, P. Bonelli. Seismic-Resistant Precast Concrete Structures: State of the Art, Journal of Structural Engineering. 144 (2018) 03118001. https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0001972.

[2] NTC-C. Normas Técnicas Complementarias para el Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto. Ciudad de México (2020).

[3] RCDF. Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal. Ciudad de México (2020).

[4] J.F. Stanton, W.C. Stone, G.S. Cheok. A hybrid reinforced precast frame for seismic regions. PCI Journal. 42 (1997) 20–32. https://doi.org/10.15554/pcij.03011997.20.23.

[5] S.H. Oh, Y.J. Kim, H.S. Ryu. Seismic performance of steel structures with slit dampers. Eng Struct. 31 (2009) 1997–2008. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2009.03.003.

[6] ACI Committee 374. Acceptance criteria for moment frames based on structural testing and commentary (ACI 374.1-05). American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich., 2005.

[7] ASCE/SEI 41-17. Seismic evaluation and retrofit of existing buildings, American Society of Civil Engineers, 2017.

[8] A. Teran-Gilmore, E. Avila, G. Rangel. On the use of plastic energy to establish strength requirements in ductile structures. Eng Struct. 25 (2003) 965–980. https://doi.org/10.1016/S0141-0296(03)00040-3.

[9] A.K. Chopra. Dynamics of Structures: Theory and applications to earthquake engineering. 4th ed., Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, 2014.

[10] Rodríguez Moreno V. Seismic Behavior of Innovative Precast Reinforced Concrete Beam-Column Connections. Tesis, UNAM, 2023.