

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE ESCUELA DE INGENIERIA

DESARROLLO DE UN SISTEMA DE DISIPACIÓN DE ENERGÍA HISTERÉTICO CON MECANISMO DE AMPLIFICACIÓN DE DEFORMACIONES.

NICOLÁS FELIPE TAPIA FLORES

Tesis para optar al grado de Magister en Ciencias de la Ingeniería

Profesor Supervisor:

JOSÉ LUIS ALMAZÁN CAMPILLAY

Santiago de Chile, (marzo, 2015) © 2015, Nicolás Felipe Tapia Flores



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE ESCUELA DE INGENIERIA

DESARROLLO DE UN SISTEMA DE DISIPACIÓN DE ENERGÍA HISTERÉTICO CON MECANISMO DE AMPLIFICACIÓN DE DEFORMACIONES.

NICOLÁS FELIPE TAPIA FLORES

Tesis presentada a la Comisión integrada por los profesores:

JOSÉ LUIS ALMAZÁN CAMPILLAY CRISTIAN SANDOVAL MANDUJANO

RICARDO HERRERA MARDONES

MIGUEL RÍOS OJEDA

Para completar las exigencias del grado de Magister en Ciencias de la Ingeniería

Santiago de Chile, (marzo, 2015)

A Francisca, mi amor, por su apoyo en todos estos años.

AGRADECIMIENTOS

Esta Tesis fue financiada por la Comisión Nacional de Investigación Científica y Tecnológica de Chile (CONICYT) a través de los proyectos Fondecyt 1120937, y Fondequip EQM120198.

Quisiera agradecer de manera especial a mi profesor guía, el Sr. José Luis Almazán, por creer en mí, por darme la oportunidad de realizar esta investigación y por su compromiso con ella. Su ayuda invaluable hizo posible este trabajo. El haber invertido una gran cantidad de tiempo y recursos personales para sacar adelante este proyecto da cuenta de cuanto ama lo que hace, entregando una motivación adicional y un compromiso de equipo inquebrantable.

A los profesores que conforman la comisión, gracias por estar siempre disponibles para recibir consultas, por su rapidez a la hora de corregir y por el tiempo invertido. Sus observaciones hicieron de éste un mejor trabajo.

A todos quienes ayudaron en la realización de ensayos y montajes, a Julián Labrín, Jairo Rojas, Camilo Guzmán y Yoslandy Lazo. Un especial agradecimiento a Alvaro Tapia por el gran tiempo invertido junto a mí en la realización de múltiples ensayos. A mi amigo Diego Rocabado por su ayuda en los montajes de fines de semana. A Don Atilio Muñoz, por su inagotable ingenio que da solución a tantos problemas, por la fabricación de piezas y por enseñarme a soldar. A Don Manuel Rabelo, por ser un padre para todos quienes trabajamos en el laboratorio.

A Francisca, por darme un hogar y apoyarme cada día. Espero ser tan bueno como tú esperas que sea, para así verte siempre feliz. A ti dedico esta Tesis de post-grado.

A mi hermana Natalia Tapia Flores por todos sus consejos y por su invaluable ayuda en la traducción del artículo. A mis padres, por su apoyo eterno.

A la gente de DICTUC, por permitirme compatibilizar mis estudios con las labores de ingeniero que realizo para ellos. Gracias por la flexibilidad horaria.

A todos quienes pudieron brindarme un segundo de felicidad o motivación. Tantas personas o circunstancias que van guiando la vida. Todos ellos cuentan con mi amistad y lo saben.

Finalmente agradecer a la Universidad por su compromiso de calidad, tanto de infraestructura, docencia, alumnos, trabajadores y servicios. Es un ambiente increíble para desenvolverse, crecer y sentirse orgulloso de ser parte de este para los demás.

INDICE GENERAL

		Pág.
DED	DICATORIA	ii
AGF	RADECIMIENTOS	iii
IND	ICE DE TABLAS	v
IND	ICE DE FIGURAS	vi
RES	UMEN	ix
ABS	TRACT	xi
1.	INTRODUCCIÓN	1
	1.1. Objetivos del estudio	2
2.	CONCEPTOS PRINCIPALES Y ENSAYOS DE PRUEBAS DE CONCEPTO	3
3.	DESARROLLO Y ENSAYO DE PROTOTIPOS	9
	3.1. Prototipo I: dispositivo de doble acción con correa centrada	9
	3.2. Prototipo II: dispositivo de doble acción con correa abierta	12
4.	ANALISIS PARAMÉTRICO DE UNA ESTRUCTURA DE UN PISO	
	CON AASD	15
5.	ANALISIS EXPERIMENTAL DE UNA ESTRUCTURA TRIDIMENSIONAL	
	DE UN PISO A ESCALA REAL	24
	5.1. Descripción del modelo construido	24
	5.2. Ensayos cíclicos con desplazamientos controlados	
	5.3. Ensayos pseudo-dinámicos	31
	5.3.1 Ensayos de vibraciones libres	
	5.3.2 Ensayos con excitación sísmica	
6.	CONCLUSIONES	40
BIB	LIOGRAFIA	43

INDICE DE TABLAS

Pá	g.
Tabla 2.1. Resumen de cargas, rigideces y coeficientes para la ecuación de roce.	8
Tabla 3.1. Resultados ensayos Prototipo I. 1	2
Tabla 5.1. Características de los cuatro actuadores del sistema pseudo-dinámico. 2	:6
Tabla 5.2. Resultados de los ensayos cíclicos bajo desplazamiento controlado de la estructura sin el sistema AASD. 2	:9
Tabla 5.3. Resultados de los ensayos pseudo-dinámicos de vibraciones libres de la estructura sin AASD y con masa simétrica. 3	5
Tabla 5.4. Resultados de ensayos PsD, registro artificial El Centro (NCh2745). 3	9

INDICE DE FIGURAS

		Pág.
Figura 2.1.	Sistema de poleas con roce con contacto discontinuo.	3
Figura 2.2.	Modelo del primer dispositivo usado para pruebas de concepto	4
Figura 2.3.	Constitutiva teórica dispositivo conceptual	4
Figura 2.4.	Configuraciones de ángulos de contacto posibles con el dispositivo	
	conceptual	5
Figura 2.5.	Resultados coeficiente de roce μ obtenidos a partir de la Ecuación (2.1)	6
Figura 2.6.	Curvas T v s Δ obtenidas experimentalmente y su comparación con los valores	
	teóricos de rigidez K_L obtenidos a partir de la Ecuación (2.1)	7
Figura 3.1.	Sistema de doble acción con un solo resorte central y topes	9
Figura 3.2.	Distribución espacial de los cilindros del prototipo I	10
Figura 3.3.	Vista de todos los componentes del Prototipo I. Se muestra sin el	
	sistema de tubos frontal para observar los mecanismos intermedios	10
Figura 3.4.	Constitutivas teóricas dispositivo I bajo tres configuraciones iniciales	
	distintas	11
Figura 3.5.	Relaciones constitutivas experimentales prototipo I para distintas	
	configuraciones	12
Figura 3.6.	Distribución de elementos dispositivo II (unidades en mm)	13
Figura 3.7.	Relación constitutiva prototipo II. Comparación entre resultados	
	experimentales y aproximaciones numéricas.	14
Figura 3.8.	Vistas superior e inferior del prototipo II, correspondiente a un dispositivo	
	de doble acción con correa abierta.	14
Figura 4.1.	Modelo paramétrico de una estructura de un piso con sistema ASD	16
Figura 4.2.	Líneas de contorno para los tres parámetros modales (Ec4.4 a-b-c), para una	
	estructura con parametros $\omega_s = 4\pi$, y $\xi_s = 0.05$: (a) sensibilidad de β_L y β_R ,	
	con α =10 y $\beta_d = 0.01$; (b) sensibilidad de β_d y α , para $\beta_L = 0.05$; y $\beta_R = 2$	19
Figura 4.3.	Líneas de contorno para los tres parámetros modales (Ec4.4 d-e), para una	
	estructura con parámetros $\omega_s = 4\pi$, y $\xi_s = 0.05$: (a) sensibilidad de β_L y β_R ,	
	con α =10 y β_d = 0.01; (b) sensibilidad de β_d y α , para β_L =0.05; y β_R =2	20

Figura 4.4.	Historias de aceleraciones N-S (El Centro) y espectro de respuesta elástica, registro original y artificial (ART).	21
Figura 4.5	Resultados del análisis de tiempo-historia para la estructura con y sin AASD	
	sometida a un registro sismo artificial. (a) Deformación; (b) Aceleración; y (c)	
	Energía Disipada.	22
Figura 4.6	Resultados del análisis de tiempo-historia para la estructura con AASD	
	sometida a un registro sismo artificial. (a) Constitutiva disipador; (b) corte	
	basal vs deformación de la estructura; (c) Deformación ideal vs real del	
	disipador; y (d) Curva de amplificación para una estructura con parámetros	
	$\omega_s = 4\pi$, $\xi_s = 0.05$, y $m_s = 100$ ton.	23
Figura 5.1.	Vista general de la estructura metálica	24
Figura 5. 2.	Planta general y detalles de columnas, bases, y vigas perimetrales	25
Figura 5.3.	Vista de la estructura montada en el nuevo laboratorio de Ingeniería Estructural	26
Figura 5.4.	Esquema del mecanismo de amplificación e imagen de su ubicación	
	en la estructura (eje A)	24
Figura 5.5.	Curvas fuerza-deformación en cada uno de los 3 GDL del modelo, obtenidas	
	mediante ensayos cíclicos de amplitud creciente	25
Figura 5.6.	Curvas fuerza-deformación en eje fuerte de la columna A-5 desconectada	
	de la estructura.	.26
Figura 5.7.	Curvas fuerza-deformación en los GDL afectos, posterior a la instalación	
	del sistema AASD, obtenidas mediante ensayos cíclicos de amplitud creciente.	. 30
Figura 5.8.	Tiempo-historia de la deformación del ASD bajo una solicitación cíclica de	
	deformación controlada: (a,b) deformación verdadera e ideal del sistema	
	con y sin ASD; (c) curvas de amplificación con y sin ASD	31
Figura 5.9.	Esquema de los GDL de la estructura, localización del centro de masa (CM)	
	y la posición de los tres actuadores	33
Figura 5.10.	Ensayos pseudo-dinámicos de vibraciones libres con velocidad inicial variable	
	en los tres GDL de la estructura sin AASD	34
Figura 5.11.	Desplazamientos medidos en los ejes A y E de la estructura sin AASD	
	sometida al registro ART escalado al 10%, 20% y 30%	35

E' 5 10		
Figura 5.12.	Desplazamientos medidos en los ejes A y E de la estructura con AASD	
	sometida al registro ART escalado al 30%, 50% y 70%	36
Figura 5.13.	Comparación de respuesta bajo excitación ART IF 30%, con y sin ASD:	
	(a) relación constitutiva global en X (q_x vs R_x); (b) relación entre	
	desplazamientos y rotaciones (q_x vs q_θ); y (c) energía disipada por la	
	estructura principal (elástica + histerética).	37
Figura 5.14.	Deformaciones unitarias en los cuatro tensores del sistema de amplificación	
	con ASD cometido a un registro artificial con IF=30%, 50% y 70%	38
Figura 5.15.	Relación de amplificación registrada para IF=30%, 50% y 70%	39

Pág

RESUMEN

En esta investigación se presenta el desarrollo teórico y experimental de un nuevo sistema combinado de amplificación de deformaciones, rigidización y amortiguamiento suplementario (Combined System of Deformation Amplifier, Added Stiffening and Damping: AASD), con propiedades auto-centrantes, de diseño versátil y económico. Como su nombre lo indica, el sistema resulta de combinar un mecanismo de amplificación de deformaciones de tipo "leverarm", con un dispositivo de rigidización y amortiguamiento suplementario auto-centrante. El funcionamiento de este dispositivo se basa en el conocido principio de las correas con roce, en el que una pequeña fuerza en un extremo de la correa, producida en este caso por un resorte de tracción, se amplifica exponencialmente en el otro extremo gracias al efecto acumulativo de la fricción. Se construyó un primer dispositivo conceptual de acción simple que permitió validar el principio de funcionamiento y comparar el comportamiento de correas comerciales de poliamida, aramida y fibra de carbono. Posteriormente se fabricaron dos prototipos de doble acción con correas de fibra de carbono, ya que este material presentó el mejor comportamiento. Tanto el dispositivo conceptual como los dos prototipos (denominados I y II) presentaron relaciones constitutivas muy estables sin un deterioro apreciable de las correas, a pesar de ser expuestos a numerosas secuencias tanto estáticas como dinámicas de carga y descarga. Si bien el prototipo I es más complejo, permite obtener una mayor variedad de relaciones constitutivas. Por su mayor simpleza, el prototipo II representa una solución técnica y económicamente muy atractiva. Además, debido a su capacidad para acomodar grandes desplazamientos en ambos sentidos, resulta un dispositivo ideal para combinarlo con sistemas de amplificación de deformaciones. Un análisis numérico paramétrico realizado sobre un modelo de una estructura con AASD mostró que existe una amplia gama de parámetros del AASD que permiten obtener reducciones mayores al 40% en desplazamientos. Las reducciones en aceleración en cambio, no superan el 20%. La eficiencia del AASD aumenta con la rigidez de sistema de amplificación.

Se construyó una estructura metálica de un piso a escala real, en la que se instaló un AASD formado por un sistema de amplificación propuesto en la referencia [1], y dos disipadores de energía de correa abierta (prototipo II). Usando un moderno equipo de ensayos pseudodinámicos multi-eje recientemente instalado en el Laboratorio de Ingeniería Estructural de la PUC (primero en su tipo en Latinoamérica), la estructura fue sometida a una gran variedad de ensayos estáticos y pseudo-dinámicos de vibraciones libres y de respuesta forzada. Se midieron las relaciones fuerza-desplazamiento para los 3 GDL de la estructura con y sin AASD. La estructura sin AASD presenta un comportamiento no-lineal debido principalmente al deslizamiento de las conexiones apernadas de las vigas perimetrales, lo que se traduce en razones de amortiguamiento equivalente del orden del 20% en los 3 GDL. El AASD, colocado en uno de los 4 ejes resistentes de la estructura, produce un 60% de incremento de rigidez lateral en la dirección X, y un 13.5% de incremento de rigidez torsional. Se midieron razones de amplificación en vacío (con los disipadores desconectados) de 10.6, muy cercano al valor nominal de 11. Las razones de amplificación con los disipadores conectados alcanzaron valores cercanos a 7.4, lo que implica una eficiencia cercana a 70%. Este resultado es concordante con el análisis paramétrico. Se realizaron ensayos pseudo-dinámicos de respuesta sísmica considerando un registro artificial compatible con la Norma NCh2745 actuando en dirección X. Se simuló una excentricidad de masa a nivel del diafragma de 0.8m en dirección Y, correspondiente al 20% del ancho total de la estructura. Los autores no conocen hasta la fecha referencias de un ensayo pseudo-dinámico de estas características. Para la estructura sin AASD el registro sísmico se escaló al 10%, 20% y 30%, observándose una gran concentración de deformaciones en el eje flexible. Para la estructura con AASD el registro sísmico se escaló al 30%, 40%, 50%, 60% y 70%, observándose una gran uniformidad de deformaciones (balance torsional). Considerando un 30% de intensidad, las deformación máxima de la estructura sin AASD fue de 25.8 mm (0.83% de la altura), mientras que para la estructura con AASD se obtuvo una deformación máxima de 14.5 mm (0.47% de la altura), lo que equivale a un 44% de reducción. Similar conclusión se obtiene al observar que las deformaciones máximas de la estructura sin AASD para una intensidad del 30% son similares a las alcanzadas para la estructura con AASD para una intensidad del 50%. Para la estructura con AASD sometida a un 70% de intensidad sísmica se alcanza un 90% de la deformación de fluencia de los tensores del sistema de amplificación. Al finalizar este ensayo se observó una pérdidas de un 80% del tensado inicial, lo cual es un resultado satisfactorio. Finalmente, tanto para el estudio paramétrico como para el estudio experimental, las fuerzas máximas desarrolladas por los dispositivos son muy pequeñas, típicamente menores al 2% del corte basal máximo.

Palabras Claves: disipación de energía, amplificación de deformaciones, auto-centrante, fibra de carbono, ensayo pseudo-dinámico, análisis paramétrico, AASD.

ABSTRACT

In this study the theoretical and experimental development of a new Combined System of Deformations Amplifier and Added Stiffness and Damping (AASD), with self-centering properties, versatile design and economical is presented. As the name suggest, the system is to combine a deformation amplifier mechanism "lever-arm" type, with an additional device stiffening and damping self-centering. The operation of this device is based on the known principle of the straps with friction, in which a small force at one end of the strap, in this case produced by a tension spring, is amplified exponentially at the other end through the effect cumulative friction. A first conceptual device of simple action that allowed validating the principle of operation and comparing the behavior of commercial straps polyamide, aramid and carbon fiber, was built. Subsequently two prototype of dual action with carbon fiber straps were made, since this material showed the best performance. Both the conceptual device as the two prototypes (denominated I and II) showed constitutive relations very stable without a noticeable deterioration of the straps, despite being exposed to numerous static and dynamic sequences loading and unloading. While the prototype "I" is more complex, it allows a greater variety of constitutive relations. Because of its greater simplicity, the prototype "II" represents a technically and economically attractive solution. Furthermore, due to its ability to accommodate large deformation in both senses, it is an ideal device to combine with deformation amplifier systems. A parametric numerical analysis made on a model of a structure with AASD showed a wide range of parameters of AASD, which can obtain greater reductions than 40% on displacement response. Instead, reductions in accelerating do not exceed 20%. AASD efficiency increases with the stiffness of amplification system.

A full-scale steel structure of one-story, which was installed a AASD formed by an amplification system proposed in the reference [1], and two "open strap" device (prototype II) was built. The structure was subjected to a variety of static and pseudo-dynamic tests of free vibrations and forced response, using modern equipment pseudo-dynamic testing multi-axis recently installed in the Laboratory of Structural Engineering, PUC (first of its kind in Latin America). Force-displacement relations for the 3 DOF of the structure with and without AASD were measured. The structure without AASD presents a non-linear behavior mainly due to

displacement of the bolted connections of the perimeter beams, resulting in equivalent damping reasons of around 20% in the 3 DOF. The AASD, placed in one of the four resistant axes of the structure, produces a 60% increase in lateral rigidity in the X direction, and a 13.5% increase in torsional stiffness. Reasons amplification in empty (disconnected ASD device) of 10.6, very close to the nominal value of 11 were measured. Amplification reasons with ASD device connected, reached values around 7.4, which imply efficiency near 70%. This result is consistent with the parametric analysis. Pseudo-dynamic seismic response tests were performed considering artificial register compatible with norm NCh2745, acting on X direction. Mass eccentricity at the diaphragm of 0.8m was simulated on Y direction, corresponding to 20% of the total width of the structure. To date, the authors don't known references of a pseudodynamic test of this nature. To the structure without AASD the seismic recording was scaled to 10%, 20% and 30%, observing a high concentration of deformations in the flexible axe. To the structure with AASD the seismic recording was scaled to 30%, 40%, 50%, 60% and 70%, great uniformity of deformation (torsional balance) was observed. Considering a 30% intensity, the maximum deformation of the structure without AASD was 25.8 mm (0.83% of the height), while for the structure with AASD maximum deformation of 14.5 mm (0.47% of the height) was obtained, equivalent to a 44% reduction. Similar conclusion is obtained by observing that the maximum deformation of the structure without AASD to an intensity of 30% is similar to those achieved for the structure with AASD to an intensity of 50%. To the structure with AASD subjected to a seismic intensity of 70%, a 90% of yield deformation of the tensors of amplification system is reached. Once test has been completed, an 80% loss of initial tension in tensors of the CSDA was observed, which is a satisfactory result. Finally, both in the parametric study as in the experimental study, peak forces generated by the devices are very small, typically less than 2% of the maximum base shear.

Keywords: energy dissipation, amplifier of deformations, self-centering, carbon fiber, pseudodynamic test, parametric analysis, AASD.

1. INTRODUCCIÓN

El diseño sísmico convencional de estructuras acepta que los materiales que conforman el sistema sismo-resistente incursionen en el rango inelástico [1] [2]. Esta filosofía tiene un fundamento esencialmente económico, dados los altos costos que implicaría un diseño elástico (sin daño) bajo solicitaciones de muy baja probabilidad de ocurrencia durante la vida útil de la estructura. No obstante, la reparación de daños en elementos estructurales que desarrollan grandes deformaciones inelásticas, y la recuperación de las posibles deformaciones residuales son también muy costosas, tanto en costos directos como indirectos. Estudios recientes indican que es económicamente inviable la reparación de estructuras cuyas deformaciones residuales post-sismo sean mayores al 0.5% [3].

Desde la década de 1980 se han desarrollado continuamente una serie de innovaciones tecnológicas que han originado una nueva filosofía de diseño sísmico, donde se busca concentrar el daño en elementos de fácil reparación y/o reemplazo, tratando de mantener el resto de la estructura en rango "esencialmente elástico" [4]. El mercado global ofrece actualmente dos grandes tecnologías cada vez más consolidadas: la aislación sísmica y la disipación de energía. La aislación sísmica, es sin duda la única tecnología disponible capaz de garantizar la ausencia de daño (tanto estructural como no estructural) y la continuidad operacional de estructuras ante un terremoto con un periodo de retorno igual o mayor a 500 años. Sin embargo, no es aplicable a estructuras flexibles, donde resulta más conveniente el uso de los dispositivos de disipación de energía. Esta tecnología, aunque potencialmente capaz de producir una mejora significativa en relación a las estructuras convencionales, no ha logrado aún garantizar la ausencia de daño ante grandes terremotos. En aplicaciones de ingeniería sísmica los disipadores de energía más usados son: (1) disipadores metálicos (p.e. ADAS, TADAS, U-Shaped) [5] [6] [7] [8] [9] [10] [11] [12] [13] ; (2) disipadores friccionales (p.e. SBS, PALL, EDR, DAMPTECH) [14] [15] [16] [17] [18]; y (3) disipadores viscosos no-lineales (p.e. Taylor Devices) [19] [20] [21] [22] [23] [24].

A pesar de la gran variedad de dispositivos disipadores de energía, el factor económico sigue siendo muy importante, ya que estos dispositivos requieren generalmente una inversión inicial no despreciable, siendo necesario optimizar su cantidad, costo por unidad, y ubicación dentro de la estructura. Por este motivo, y dada su simpleza y menor costo, son los dispositivos metálicos y friccionales los más usados actualmente en la práctica profesional.

En esta investigación se presenta el desarrollo teórico y experimental de un nuevo dispositivo de disipación friccional auto-centrante, de diseño versátil y económico. Por su capacidad para desarrollar grandes deformaciones, el dispositivo es especialmente apropiado para su uso en combinación con sistemas de amplificación de deformaciones.

La hipótesis principal de este trabajo es que el dispositivo desarrollado es una alternativa viable y eficiente para estructuras en base a marcos, como también y especialmente en estructuras en base a muros de hormigón armado, típicas de la construcción de edificios en Chile, donde las relativamente pequeñas deformaciones de entrepiso dificultan la implementación de sistemas de disipación de energía.

1.1. Objetivos del estudio

En concordancia con la hipótesis propuesta, el objetivo principal de esta tesis es diseñar, construir, y ensayar una estructura metálica de un piso a escala real equipada con un sistema combinado de disipación de energía y amplificación de deformaciones (AASD), con propiedades auto-centrantes.

Los objetivos específicos son los siguientes:

- a) Diseñar, construir y ensayar tanto estática como dinámicamente distintas configuraciones de un dispositivo de disipación de energía de tipo friccional, partiendo de un prototipo inicial desarrollado en el año 2010.
- b) Diseñar y construir una estructura metálica tridimensional de un piso a escala real, conformada con perfiles comerciales de acero estructural, uniones apernadas convencionales, y provista de zonas de plastificación controlada (secciones reducidas) tanto en vigas como en columnas.
- c) Diseñar y construir un sistema de amplificación de deformaciones en uno de los planos resistentes del marco metálico.
- Montar el dispositivo de disipación friccional en la estructura haciendo uso del sistema de amplificación de deformaciones.
- e) Evaluar el comportamiento de la estructura sin y con el sistema de disipación de energía por medio de ensayos estáticos y pseudo-dinámicos.

2. CONCEPTOS PRINCIPALES Y ENSAYOS DE PRUEBAS DE CONCEPTO

El sistema propuesto en esta investigación está basado en la amplificación simultánea de fuerzas y deformaciones. La amplificación de deformaciones se consigue por medio de un sistema de palancas excéntricas (ELAS), cuyo principio de funcionamiento se describe en la referencia [1]. La amplificación de fuerzas se consigue usando el conocido principio de funcionamiento de las poleas con roce. Para ello se utiliza una cinta (o correa) que rodea un conjunto de cuerpos cilíndricos, tal como se observa esquemáticamente en la **Figura 2.1**, donde la relación entre las fuerzas de entrada y salida es igual a:

$$T_{n+1} = T_1 v = T_1 \exp\left(\sum_{k=1}^n \mu_k \beta_k\right)$$
(2.1)

donde T₁ y T_{n+1} son las fuerzas (de tracción) de entrada y salida, respectivamente; $\nu = \exp\left(\sum_{k=1}^{n} \mu_k \beta_k\right)$ es el factor de amplificación de fuerzas; μ_k y β_k son el coeficiente de roce y el

ángulo de contacto en el cuerpo cilíndrico *k*-ésimo, respectivamente; y *n* es el número de cuerpos cilíndricos conectados. Obviamente, para aprovechar el efecto de amplificación exponencial, se necesita generar una fuerza de entrada T_1 .



Figura 2.1. Sistema de poleas con roce con contacto discontinuo.

La **Figura 2.2** muestra un esquema del primer dispositivo fabricado para realizar las pruebas de concepto. Está formado por una correa que envuelve a una serie de tubos cilíndricos de acero. Estos tubos están soldados a un armazón metálico en forma de U, formado por dos perfiles angulares paralelos y una placa de respaldo. Uno de los extremos de la correa se conecta a un

resorte de tracción, cuyas funciones son: (i) generar la fuerza de entrada T_1 ; y (ii) regresar la correa a su estado inicial al retirar la fuerza de salida T_{n+1} .



Figura 2.2. Modelo del primer dispositivo usado para pruebas de concepto.

Para una correa idealmente inextensible, la relación fuerza-deformación para un ciclo de carga y descarga es triangular (**Figura 2.3**), es decir:

$$f(\Delta, \dot{\Delta}) = k_s \Delta \nu = k_L \Delta \quad if(\Delta \dot{\Delta}) > 0 \tag{2.2.a}$$

$$f(\Delta, \dot{\Delta}) = \frac{k_s \Delta}{v} = k_U \Delta \quad if(\Delta \dot{\Delta}) < 0 \tag{2.2.b}$$

donde Δ y $\dot{\Delta}$ son el desplazamiento y la velocidad del extremo libre de la correa; k_s es la rigidez del resorte; $k_L = k_s v$ y $k_U = k_s / v$ son las rigidez de carga y descarga, respectivamente.



Figura 2.3. Constitutiva teórica dispositivo conceptual.

Nótese que las ecuaciones anteriores son idénticas a las del conocido dispositivo Energy Dissipating Restraint (EDR, [15]), uno de los primeros dispositivos auto-centrantes propuestos en la literatura.

Se estudiaron tres tipos de material para las correas: (1) fibras de nailon (poliamida); (2) fibras de aramida (Kevlar®); y (3) fibras de carbono (SikaWrap®230C). Para cada uno de los materiales se analizaron tres configuraciones, las que se muestran esquemáticamente en la **Figura 2.4**. Se utilizó un resorte de rigidez 5.26 N/mm (medida experimentalmente), y tubos de 50 mm de diámetro, sin un tratamiento superficial especial como podrían ser pinturas, pulido, recubrimientos, etc.



Figura 2.4. Configuraciones de ángulos de contacto posibles con el dispositivo conceptual

Los resultados obtenidos entregaron valores de μ variables con la tensión. Esto no es un resultado sorprendente, ya que es bien sabido que el coeficiente de roce no sólo depende de los materiales en contacto, sino también de la presión de contacto y de la velocidad de deformación [16] [17] [18]. Una de las expresiones más usadas por su simplicidad es la propuesta por Constantinou et al [16] [17] [19]:

$$\mu_{max} = \mu_{\max(0)} - (\mu_{\max(0)} - \mu_{\max(p)}) \tanh(\varepsilon p)$$
(2.3)

donde *p* es la presión de contacto; $\mu_{\max(0)}$ es el coeficiente de roce máximo (asociado a velocidades altas) para presión cercana a cero; $\mu_{\max(p)}$ es el coeficiente de roce máximo para muy altas presiones; y ε es una constante experimental.

En nuestro caso, debido a que la presión de contacto es distinta para cada tubo y en promedio es proporcional a la tensión de salida T, la Ecuación (2.3) se modifica ligeramente mediante la siguiente ecuación:

$$\mu_T = \mu_o - (\mu_o - \mu_\infty) \tanh(\hat{\varepsilon}T) \tag{2.4}$$

donde μ_T es el coeficiente de roce para la tensión de salida *T*; μ_o y μ_∞ son los coeficientes de roce para *T* tendiendo a cero e infinito, respectivamente; y $\hat{\varepsilon}$ es una constante experimental equivalente al valor ε de la Ecuación (2.3) (ε en unidades de presión inversa y $\hat{\varepsilon}$ en unidades de fuerza inversa).

La **Figura 2.5** muestra las curvas de μ_T vs la fuerza de salida T para los tres materiales estudiados y las tres configuraciones mostradas en la Figura 2.4. Los valores μ_T se han obtenido a partir de la Ecuación (2.1) usando los valores de *T* medidos experimentalmente en la rama de carga. Se puede observar que la Ecuación (2.4) se ajusta razonablemente al promedio de los resultados experimentales.



Figura 2.5. Resultados coeficiente de roce µ obtenidos a partir de la Ecuación (2.1).

Por su parte la **Figura 2.6** muestra las relaciones T vs Δ medidas experimentalmente para cada uno de los ensayos, y los correspondientes valores de rigidez teórica obtenidos por aplicación de la Ecuación (2.1), donde se ha usado el valor μ_{∞} identificado experimentalmente. Se puede observar que por su gran rigidez, las correas de fibras de carbono son las que más se acercan al comportamiento teórico ideal (Figura 2.3), ya que la deformación del resorte es prácticamente igual al desplazamiento del extremo libre de la correa. Por el contrario, las correas de fibras de nylon son las que más se alejan del comportamiento teórico ideal, ya que por su gran flexibilidad la deformación de la correa es mayor que la deformación del resorte. Las correas de aramida tienen un comportamiento similar (aunque levemente más flexibles) al de las fibras de carbono. La **Tabla 2.1** muestra un resumen de los resultados obtenidos, y las correspondientes comparaciones con los valores teóricos esperados. Por lo anterior, se seleccionaron las correas de fibra de carbono para los prototipos desarrollados posteriormente.



Figura 2.6. Curvas *T* vs Δ obtenidas experimentalmente y su comparación con los valores teóricos de rigidez K_L obtenidos a partir de la Ecuación (2.1).

Ensayo	Tubos Conectados – Angulo (rad)	Fuerza T máxima (KN)	Fuerza máxima en el resorte (KN)	Factor de amplificación e ^{µβ}	Rigidez experimental total del sistema en carga (N/mm)	Rigidez teórica total del sistema en carga (N/mm)	Rigidez experimental total del sistema en descarga (N/mm)	Rigidez teórica total del sistema en descarga (N/mm)	μ_{∞}	μο	°3
	2 tubos – 1.87π	0,99	0,31	3,21	6,47	17,46	1,27	1,57			
Poliamida nailon	3 tubos – 2.80π	1,55	0,27	5,67	8,73	31,87	1,27	0,88	0.207	1,066	7,159
	4 tubos – 3.73π	2,20	0,21	10,63	12,26	58,35	0,88	0,49			
	2 tubos – 1.87π	0,70	0,26	2,70	14,61	17,06	1,08	1,57			
Aramida Kevlar ©	3 tubos – 2.80π	1,47	0,26	5,67	26,18	31,09	0,49	0,88	0,204	0,468	3,236
	4 tubos – 3.73π	2,58	0,24	10,90	47,56	56,39	0,59	0,49			
Carbono SikaWrap ® 230c	2 tubos – 1.87π	0,70	0,17	4,07	17,06	16,28	1,57	1,67			
	3 tubos – 2.80π	1,15	0,21	5,42	25,99	28,93	0,29	0,88	0,196	0,514	3,236
	4 tubos – 3.73π	1,68	0,17	9,89	46,88	51,29	0,10	0,49			

Tabla 2.1. Resumen de cargas, rigideces y coeficientes para la ecuación de roce.

3. DESARROLLO Y ENSAYO DE PROTOTIPOS

3.1. Prototipo I: dispositivo de doble acción con correa cerrada

Tomando como base el dispositivo conceptual, se desarrolló un prototipo de doble acción, capaz de reproducir distintos comportamientos histeréticos a partir del control de las tensiones iniciales del resorte. Se presenta en la **Figura 3.1** un esquema del funcionamiento teórico esperado, donde se puede observar que: (i) la carga total amplificada *T* (fuerza de salida) se aplica entre el primer cilindro del sistema y el resorte; (ii) el sistema de topes permite dar una tensión inicial al resorte y con ello al sistema completo; (iii) debido a la flexibilidad de las correas y a las holguras en las uniones, la deformación Δ (desplazamiento del punto de aplicación de la fuerza de salida) es siempre mayor deformación *u* del resorte.



Figura 3.1. Sistema de doble acción con un solo resorte central y topes.

Para aprovechar mejor el espacio, se diseñó un dispositivo compacto formado por cuatro elementos, tal como se muestra en la **Figura 3.2.a**. La distribución real de los tubos y el recorrido de la correa de fibras de carbono se muestra en la **Figura 3.2.b**. Se usaron resortes de rigidez 5.26 N/mm, y un ángulo de contacto total $\beta=4\pi$ radianes. La **Figura 3.3** muestra una vista general del dispositivo.



Figura 3.2. Distribución espacial de los cilindros del prototipo I.



Figura 3.3. Vista de todos los componentes del Prototipo I. Se muestra sin el sistema de tubos frontal para observar los mecanismos intermedios.

En función de la tensión inicial T_o y la separación inicial (*gap*) entre los topes y los ejes soportantes de los resortes, el dispositivo puede trabajar bajo tres configuraciones: (i) $T_o = 0$ y *gap*=0 (configuración 1); (ii) $T_o > 0$ y *gap*=0 (configuración 2); y (iii) $T_o > 0$ y *gap*>0 (configuración 3). La **Figura 3.4** muestra las constitutivas teóricas para las tres configuraciones del dispositivo. Es importante destacar que el dispositivo EDR [15] tiene también la posibilidad de generar todas las configuraciones mostradas en las **Figura 3.4**. Ambos dispositivos tienen la capacidad para desarrollar grandes deformaciones. La principal diferencia radica en que el dispositivo EDR posee un resorte de compresión mientras que el dispositivo aquí propuesto posee un resorte de tracción relativamente pequeño, cuya fuerza se puede amplificar por factores muy altos, aunque estaría limitado por la carga máxima que pueden soportar las correas de fibra de carbono comerciales.



Figura 3.4. Constitutivas teóricas dispositivo I bajo tres configuraciones iniciales distintas.

Se realizó un completo programa experimental de ensayos cíclicos sinusoidales con frecuencia de 1 hz, 35 mm de amplitud para las configuraciones 1 y 2, y 40 mm para la configuración 3 ($gap = \pm 10$ mm). La **Figura 3.5** muestra las relaciones fuerza-deformación medidas para las tres configuraciones propuestas, donde se puede apreciar una correspondencia razonablemente buena con las relaciones teóricas. La **Tabla 3.1** presenta un resumen de los tres ensayos realizados.



Figura 3.5. Relaciones constitutivas experimentales prototipo I para distintas configuraciones.

	Angulo de contacto (rad)	Fuerza T máxima positiva (tracción) (KN)	Rigidez experimental total del sistema en tracción (KN/mm)	Fuerza T máxima negativa (compresión) (KN)	Rigidez experimental total del sistema en compresión (KN/mm)	Rigidez teórica total del sistema en carga (KN/mm) (*)
Configuracion 1		10,55	0,23	-8,68	0,17	0,25
Configuracion 2	4.00π	12,87	0,22	-15,72	0,30	0,25
Configuracion 3		15,12	0,27	-15,44	0,26	0,25

Tabla 3.1. Resultados ensayos Prototipo I

Nota: (*) Calculada mediante la Ecuación (2.2) para el valor de $\mu_{\infty} = 0.196$ y k_s=5.26 N/mm. Se destaca que son cuatro sistemas simultáneos por lo cual K_L debe también multiplicarse por cuatro.

3.2. Prototipo II: dispositivo de doble acción con correa abierta

A pesar de su gran versatilidad, el Prototipo I resulta bastante complejo y costoso de implementar. Por ese motivo se desarrolló un segundo prototipo más parecido al dispositivo conceptual, pero que trabaja en ambos sentidos, tal como se muestra esquemáticamente en la **Figura 3.6**. La principal diferencia es que el tramo libre de la correa se encuentra inicialmente

en posición vertical. Cuando dicho extremo se desplaza horizontalmente en cualquiera de las dos direcciones, el resorte de tracción se estira, generando la tensión necesaria para producir el efecto de amplificación de fuerza. La **Figura 3.7** muestra la curva fuerza-deformación del dispositivo fabricado obtenidas en ensayos unidireccionales de 10 ciclos, a una frecuencia de 0.04 hz. El resorte utilizado posee una longitud inicial de 150mm, con una rigidez $k_s = 1.67$ N/mm (medida experimentalmente). Nótese que por su geometría, el desplazamiento horizontal de salida del dispositivo no es igual a la deformación del resorte. En este caso para un desplazamiento máximo de 175 mm, la deformación del resorte es de 150 mm. Por otra parte, el ángulo de contacto en la posición inicial es igual 4π (715°), mientras que en la posición extrema es igual a 4.4 π (796°). A pesar de lo anterior, y de la variación del coeficiente de roce con la presión de contacto, la relación fuerza-deformación obtenida experimentalmente se aproxima muy bien al modelo teórico bi-lineal. Se obtuvo una rigidez de carga $k_L = 21.3$ N/mm que se aproxima muy bien a la estimación teórica calculada a partir del ángulo de contacto inicial, es decir,



$$k_{I} = k_{s}v = k_{s}\exp(\mu\beta) = 1.67\exp(0.196 \times 4\pi)N / mm = 19.6N / mm$$
 (3.1)

Figura 3.6. Distribución de elementos dispositivo II (unidades en mm).



Figura 3.7. Relación constitutiva prototipo II. Comparación entre resultados experimentales y aproximaciones numéricas.

La **Figura 3.8** muestra una vista de la cara superior de este prototipo de correa abierta, donde se marca la ubicación del eje de conexión para aplicar la fuerza de salida T, y una vista inferior, donde se observa el resorte. Se destaca nuevamente la simplicidad de construcción de este dispositivo.



Figura 3.8. Vistas superior e inferior del prototipo II, correspondiente a un dispositivo de doble acción con correa abierta. Se marca la ubicación del eje de conexión para aplicar la fuerza de salida T

4. ANALISIS PARAMÉTRICO DE UNA ESTRUCTURA DE UN PISO CON AASD

Diversos investigadores han señalado que la rigidez del sistema encargado de transmitir las fuerzas desde los disipadores a la estructura principal (en adelante sistema secundario) tiene gran influencia en la eficiencia del sistema de disipación implementado [20] [21] [22] [23] [24]. Debido a la mayor complejidad del sistema secundario, esta influencia puede ser aún más importante cuando se utilizan dispositivos de amplificación de deformaciones.

La Figura 4.1 está compuesta por dos partes: la parte (a) muestra un esquema de un plano estructural resistente de una estructura de un piso equipada con un sistema combinado de amplificación de deformaciones, rigidización y amortiguamiento suplementarios (AASD), la parte (b) muestra un modelo estructural que representa dicha estructura. La palanca se ha modelado como un elemento tipo frame de 2 GDL por nodo (desplazamiento horizontal y giro), cuyo extremo superior se conecta en forma rotulada con la estructura, mientras que su extremo inferior se conecta al dispositivo de rigidización y amortiguamiento suplementario (added stiffening and damping, ASD), representado como un elemento lineal equivalente tipo Kelvin, con rigidez y amortiguamiento equivalentes dado por las siguientes expresiones [25]:

$$k_d^{(eq)} = \frac{k_L + k_U}{2} = \frac{k_L}{2} = \frac{\beta_d k_s}{2}$$
(4.1)

$$c_d^{(eq)} = \frac{k_L - k_U}{\pi \omega_{eff}} = \frac{k_L}{\pi \omega_{eff}} = \frac{\beta_d k_s}{\pi \omega_{eff}}$$
(4.2)

donde k_L y k_U son la rigidez de carga y descarga del dispositivo no-lineal auto-centrante, en que k_U se asume igual a cero (dado el comportamiento experimental observado en la Figura 3.7); $\beta_d = k_L / k_s$ es el parámetro de rigidez suplementaria (added stiffness parameter); y ω_{eff} es la frecuencia fundamental efectiva de la estructura con rigidez y amortiguamiento suplementario. La sub-estructura o elemento (restraint element) que transmite la carga desde la palanca a la estructura principal está representada por un resorte horizontal de rigidez k_R , que se conecta a la palanca en un punto cuya ubicación depende de la relación de amplificación $\alpha = b/a$, donde *a* y *b* son la longitud del tramo superior e inferior de la palanca, respectivamente.



Figura 4.1: Modelo paramétrico de una estructura de un piso con sistema AASD.

Condensando estáticamente los 6 GDL del modelo al desplazamiento horizontal q(t) de la estructura y al desplazamiento horizontal u(t) del extremo inferior de la palanca, las ecuaciones del movimiento se pueden escribir como:

$$\begin{bmatrix} m_s & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{q}(t) \\ \ddot{u}(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_s & 0 \\ 0 & c_d^{(eq)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}(t) \\ \dot{u}(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_{qq} & k_{qu} \\ k_{qu} & k_{uu} + k_d^{(eq)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q(t) \\ u(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -m_s \\ 0 \end{bmatrix} \ddot{x}_g(t)$$
(4.3)

donde m_s , $k_s = m_s \omega_s^2$ y $c_s = 2\xi_s \omega_s m_s$ representan la masa, la rigidez, y el amortiguamiento de la estructura, siendo ω_s y ξ_s la frecuencia natural y el factor de amortiguamiento, respectivamente; k_{qq} , k_{qu} y k_{uu} son los elementos de la matriz de rigidez condensada, que dependen de k_s , k_R , α , y de la rigidez flexural *EI* de la palanca.

Para simplificar la parametrización del modelo, se adopta la rigidez flexural al desplazamiento del tramo inferior de la palanca, es decir, $k_{LA}=3EI/b^3$, como valor representativo. Finalmente se definen dos parámetros adicionales, $\beta_L = k_{LA} / k_s$ y $\beta_R = k_R / k_s$, que representan en conjunto la rigidez del sistema de amplificación. Es importante mencionar que la Ecuación (4.3) representa un sistema con amortiguamiento no-clásico, con tres variables de estado: $q(t), \dot{q}(t)$ y u(t).

La eficiencia del AASD se estudiará a través de tres parámetros modales y dos parámetros de respuesta a excitación de tipo ruido blanco,

$$\chi_{eff} = \frac{\omega_{eff}^2}{\omega_s^2} = \frac{\left\|\lambda_1\right\|^2}{\omega_s^2}$$
(4.4.a)

$$\xi_{eff} = \frac{-real(\lambda_1)}{\|\lambda_1\|}$$
(4.4.b)

$$\alpha_{eff} = \frac{abs(\psi_1(2))}{abs(\psi_1(1))} \tag{4.4.c}$$

$$DRF = \frac{\sigma_q^{(con)}}{\sigma_q^{(unc)}}$$
(4.4.d)

$$ARF = \frac{\sigma_a^{(con)}}{\sigma_a^{(unc)}}$$
(4.4.e)

siendo { λ_1, ψ_1 } el primer autovalor/autovector (complex values) correspondiente a la Ecuación (4.3); donde χ_{eff} representa el incremento de rigidez efectiva; ξ_{eff} es el factor de amortiguamiento efectivo; α_{eff} es el factor de amplificación efectivo; DRF es el factor de reducción de desplazamientos, siendo $\sigma_q^{(con)}$ y $\sigma_q^{(unc)}$ la desviación estándar del desplazamiento estructural q(t) con y sin AASD, respectivamente; mientras que ARF es el factor de reducción de aceleración total, siendo $\sigma_a^{(con)}$ y $\sigma_a^{(unc)}$ la desviación estándar de la aceleración total de la estructura a(t) con y sin AASD, respectivamente.

La Figura 4.2 presenta un análisis de sensibilidad de los tres parámetros modales para una estructura con $\omega_s = 4\pi$, $\xi_s = 0.05$. La parte (a) de la figura muestra las curvas de nivel en función de $\beta_L y \beta_R$, para $\alpha = 10 \text{ y } \beta_d = 0.01$. Como era de esperar, se observa que la eficiencia del sistema es directamente proporcional $\beta_L y \beta_R$. Por ejemplo, para alcanzar una amplificación efectiva $\alpha_{eff} > 6$ (60 % de eficiencia mecánica), se necesitan valores $\beta_R > 1.5 \text{ y } \beta_L > 0.02$, permitiendo alcanzar incrementos de rigidez $\chi_{eff} \approx 1.3 \text{ y factores de amortiguamiento } \xi_{eff} \approx 0.09$. La parte (b) de la figura muestra las curvas de nivel en función de $\alpha \text{ y } \beta_d$, para $\beta_L = 0.05$; y $\beta_R = 2$. Nótese que χ_{eff} aumenta monotónicamente con $\alpha \text{ y } \beta_d$, pero ξ_{eff} presenta valores máximos (entre 10% y 11%) para valores de $\alpha > 10 \text{ y } \beta_d < 1.5\%$, mientras que α_{eff} disminuye con β_d . Estos dos últimos resultados son similares a los encontrados en [1].



Figura 4.2: Líneas de contorno para los tres parámetros modales (Ec4.4 a-b-c), para una estructura con parametros $\omega_s = 4\pi$, y $\xi_s = 0.05$: (a) sensibilidad de β_L y β_R , con α =10 y $\beta_d = 0.01$; (b) sensibilidad de β_d y α , para $\beta_L = 0.05$; y $\beta_R = 2$.

Como complemento a lo anterior, la **Figura 4.3** muestra las curvas de nivel de DRF y ARF, donde se observa que existe una amplia gama de parámetros del AASD que permiten obtener reducciones mayores al 40% en desplazamientos (DRF<0.6). Las reducciones en aceleración en cambio, no superan el 20% (ARF>0.8).



Figura 4.3: Líneas de contorno para los tres parámetros modales (Ec4.4 d-e), para una estructura con parámetros $\omega_s = 4\pi$, y $\xi_s = 0.05$: (a) sensibilidad de β_L y β_R , con α =10 y $\beta_d = 0.01$; (b) sensibilidad de β_d y α , para $\beta_L = 0.05$; y $\beta_R = 2$.

Finalmente, se genera un análisis de historia de respuesta en el tiempo de la estructura presentada en la **Figura 4.1**, con y sin el sistema AASD, sometido a un movimiento sísmico artificial. Este registro artificial (ART) es generado a partir de la componente N-S del registro de El Centro [40] [41], y compatible con el espectro de la Norma Chilena NCh2745 de aislación sísmica [42], para suelo tipo III (suelo blando), y zona sísmica III (PGA=0.45 g).

La **Figura 4.4** muestra las historias de aceleración y los espectros de respuesta elástica del registro original y artificial (ART).



Figura 4.4 Historias de aceleraciones N-S (El Centro) y espectro de respuesta elástica, registro original y artificial (ART).

Los resultados obtenidos para un modelo con parámetros $\omega_s = 4\pi$, $\xi_s = 0.05$, $m_s=100$ ton son presentados en las **Figuras 4.5** y **4.6**. En este caso el disipador se ha modelado con su constitutiva no-lineal, con $\beta_d = 0.01$, $\beta_L = 0.05$, $\beta_R = 2.0$, $\alpha = 10$. En las partes (a) y (b) de la **Figura 4.5** podemos observar las respuestas de desplazamiento y aceleraciones, respectivamente. Notar que el máximo de deformaciones baja desde 9.8 cm a 4.6 cm (DRF=0.47), miestras que el máximo de aceleración baja desde 1.57 g a 1.16 g (ARF=0.74). La parte (c) de la **Figura 4.5** se han representado las curvas de energía disipada, donde se observa que la parte histerética y viscosa disipan cantidades de energía similares en la estructura con AASD, por lo que el factor de amortiguamiento efectivo seria aproximadamente 10%. Notar que la estructura sin AASD necesita disipar 3 veces más energía viscosa que una estructura con AADS. Notar que estos resultados son consistentes con el análisis de sensibilidad mostrado en las **Figuras 4.2** y **4.3**.



Figura 4.5 Resultados del análisis de tiempo-historia para la estructura con y sin AASD sometida a un registro sismo artificial. (a) Deformación; (b) Aceleración; y (c) Energía Disipada.

Por otro lado, en las partes (a) y (b) de la **Figura 4.6** muestran la relación carga-deformación del disipador y de la estructura, respectivamente .Notar que el disipador alcanza deformaciones máximas de 27cm y fuerzas máximas de 40KN, que representa un 0.4% del peso W de la estructura. En la parte (c) de la **Figura 4.6** se muestra la historia de deformaciones de un amplificador "ideal" (rigidez infinita) vs uno real, donde la deformación "ideal" del amplificador es expresada como $\alpha \times q(t)$ lo cual asume una eficiencia perfecta ($\alpha_{eff} = \alpha$). En la parte (d) de la Figura 4.6 se muestra la curva de deformación del disipador u(t), la cual hemos llamado " curva de amplificación real". Se hace notar que la curva de descarga posee una pendiente igual a α (amplificación teórica máxima esperable), mientras que la curva de descarga posee una pendiente de aproximadamente 0.5 α . Obviamente, la curva de carga se aproxima a la curva de descarga cuando $\beta_L y \beta_R$ aumentan su valor.



Figura 4.6 Resultados del análisis de tiempo-historia para la estructura con AASD sometida a un registro sismo artificial. (a) Constitutiva disipador; (b) corte basal vs deformación de la estructura; (c)
Deformación ideal vs real del disipador; y (d) Curva de amplificación para una estructura con parámetros

$$\omega_s = 4\pi$$
, $\xi_s = 0.05$, y $m_s = 100$ ton.

5. ANALISIS EXPERIMENTAL DE UNA ESTRUCTURA TRIDIMENSIONAL DE UN PISO A ESCALA REAL

5.1. Descripción del modelo construido

Para avaluar la eficiencia del sistema de disipación propuesto, se construyó una estructura metálica de un piso a escala real. La **Figura 5.1** muestra una vista esquemática de esta estructura. Las 4 columnas tienen una sección HN30×106, mientras que las vigas perimetrales e interiores tienen una sección IN25×32.6 e IN20×19.8, respectivamente. Con el propósito de generar una estructura reconfigurable y de fácil montaje, todas las uniones son apernadas. Con el fin de localizar las posibles deformaciones inelásticas, los extremos de las vigas periféricas y las bases de las columnas poseen secciones reducidas.



Figura 5.1 Vista isométrica general de la estructura metálica.

La **Figuras 5.2** muestra una vista del diafragma superior y detalles de los elementos componentes. Se usaron pernos A490 de 5/8' para las conexiones de ala, y pernos A490 de 1/2' para las conexiones de alma. Las vigas interiores sólo se conectaron en el alma. Notar que las columnas están orientadas de manera que la estructura es nominalmente simétrica, y con igual rigidez (nominal) en ambas direcciones.



Figura 5.2 Planta general y detalles de columnas, bases, y vigas perimetrales

La **Figura 5.3** muestra una fotografía de la estructura, montada en el nuevo laboratorio de Ingeniería Estructural de la Pontificia Universidad Católica de Chile. Este laboratorio fue equipado recientemente con una losa de reacción de 10x10m en planta y 1m de espesor; un muro de reacción de hormigón armado post-tensado en forma de "L" con 10m de largo, 5m de alto y 0.8m de espesor; y un sistema pseudo-dinámico multi-eje (MA-PSDS).

El sistema MA-PSDS está compuesto por: (1) Bomba hidráulica de 50KW, capaz de entregar un flujo de aceite de 100 Litros por minuto a 240 bares de presión; (2) Sistema de distribución hidráulico (Manifold) con control electrónico, capaz de trabajar a alta y baja presión; (3) cuatro actuadores hidráulicos; y (4) sistema de control y adquisición de datos (PID). La **Tabla 5.1** muestra las características de los cuatro actuadores hidráulicos. En este estudio solo se hace uso de los actuadores 1, 2 y 3. La ubicación de los actuadores permite controlar simultáneamente los 3 Grados de Libertad (GDL) del diafragma: desplazamientos horizontales según X e Y, y rotación en torno a Z.

Desplazamiento Presión Capacidad (KN) Posición en la Actuador Máximo (mm) Máxima (bar) estructura Compresión Tensión ±50 240 320 600 Axis 3 1 2 320 600 ± 50 240 Axis 5 3 320 600 ±200 240 Axis C 4 100 ±200 240 100

Tabla 5.1. Características de los cuatro actuadores del sistema pseudo-dinámico



Figura 5.3 Vista de la estructura montada en el nuevo laboratorio de Ingeniería Estructural

La Figura 5.4 muestra (a) un esquema del sistema de amplificación tipo *lever arm* empleado, denominado ELAS [1], como también (b) una fotografía de la elevación del eje A con los dos disipadores de correa abierta instalados entre la barra colectora del amplificador y la losa de carga, conjunto denominado AASD. Estos dispositivos tienen una capacidad de deformación de 200 mm, y una rigidez de carga k_L =21.3 N/mm (ver Figura 3.6). El sistema de amplificación tiene una relación de amplificación teórica α =11. Agradezco



5.2. Ensayos cíclicos con desplazamientos controlados

Para obtener la matriz de rigidez de la estructura se imponen movimientos controlados en cada uno de los GDL del diafragma, manteniendo en cero los otros grados de libertad. La **Figura 5.5** muestra las curvas fuerza-desplazamiento de la estructura sin disipadores de energía, obtenidas mediante ensayos cíclicos cuasi-estáticos de amplitud creciente. Se puede observar un comportamiento histerético en los 3 GDL, lo cual se debe al deslizamiento de las uniones apernadas, especialmente en las vigas perimetrales. Las secciones reducidas, tanto en vigas como en columnas, se mantienen en rango elástico. Se presenta en la **Tabla 5.2** las rigideces equivalentes k_{eq} y amortiguamientos equivalentes ξ_{eq} , correspondientes al ciclo de máxima deformación para cada dirección de ensayo. Notar que el amortiguamiento equivalente calculado para el grado de libertad X es un 54% mayor que el observado para el grado de libertad Y. Notar además que la rigidez del grado de libertad Y es levemente mayor a la del grado de libertad X (debiendo ser equivalentes teóricamente). Ambos efectos se deben a la manera en que es aplicada la carga a nivel del diafragma, siendo para el GDL-X concentrada en un único actuador al centro de una viga lateral, generando mayor deslizamiento de las conexiones tanto perimetrales como interiores y, para el GDL-Y distribuida entre una columna y el centro de la viga lateral.



Figura 5.5 Curvas fuerza-deformación en cada uno de los 3 GDL del modelo, obtenidas mediante ensayos cíclicos de amplitud creciente.

	Rigidez equivalente, k_{eq}	Amortiguamiento equivalente, ξ _{eq}
GDL – X	3.87 KN/mm	0.19
GDL – Y	3.97 KN/mm	0.123
$GDL - \theta$	67.8 KNm/mrad	0.115

 Tabla 5.2. Resultados de los ensayos cíclicos bajo desplazamiento controlado de la estructura sin el sistema AASD

Se realizaron ensayos cíclicos sobre su eje fuerte para la columna A-5 desconectada del resto de la estructura en condición empotrado-libre. La **Figura 5.6** muestra la relación fuerzadesplazamiento obtenida para rangos de deformación equivalentes a los aplicados a la estructura completa. El factor de amortiguamiento equivalente en la columna alcanza el 3.63%. Las mediciones de los strain-gauges instalados en la sección reducida de la columna no superaron el límite elástico, por lo que la disipación de energía se produce en las conexiones apernadas. Este resultado indica que la disipación de energía de la estructura completa proviene principalmente de las conexiones apernadas de las vigas tanto perimetrales como interiores.



Figura 5.6 Curvas fuerza-deformación en eje fuerte de la columna A-5 desconectada de la estructura.

La **Figura 5.7** muestra las curvas fuerza-desplazamiento para los GDL X y θ de la estructura con los disipadores de energía instalados. En este caso se obtuvo una rigidez de 5.93 KN/mm en dirección X, y 72.02 KNm/mRad en dirección torsional, que corresponden a incrementos de rigidez de un 53.2% y 6.0%, respectivamente. No se registran cambios en la dirección Y.



Figura 5.7 Curvas fuerza-deformación en los GDL afectos, posterior a la instalación del sistema AASD, obtenidas mediante ensayos cíclicos de amplitud creciente.

La **Figura 5.8** muestra un registro tiempo-historia de las mediciones de deformación del ASD (desplazamiento de la barra colectora del mecanismo de amplificación) junto a la deformación ideal del ASD, calculada mediante la multiplicación de la deformación a nivel del diafragma del eje "A" por el factor de amplificación teórico α =11. Como era de esperar, cuando el sistema ASD esta desconectado (parte (a) de la figura), ambas curvas son bastante parecidas. Sin embargo, cuando el sistema ASD es conectado (parte (b) de la figura), la curva registrada tiende a separarse de la curva ideal a medida que las amplitudes de las deformaciones impuestas crece. Este efecto se produce por las deformaciones internas del sistema de amplificación (tensores de acero y brazos palancas). Esta misma información es presentada en la parte (c) de la figura, pero bajo un formato distinto, que llamaremos curva de amplificación. En esta gráfica se presenta una relación entre la deformación a nivel del diafragma del eje "A" versus la deformación medida del ASD. Para este caso, cuando el sistema ASD se encuentra desconectado, se observa un

comportamiento bastante lineal con una pendiente de 10.6 muy cercana al valor teórico α =11. Cuando conectamos el sistema ASD, se observa un comportamiento histerético, y una pendiente en carga igual a 7.4 para el ciclo de máxima amplitud, lo que entrega una eficiencia de aproximadamente 70%.



Figura 5.8. Tiempo-historia de la deformación del ASD bajo una solicitación cíclica de deformación controlada: (a,b) deformación verdadera e ideal del sistema con y sin ASD; (c) curvas de amplificación con y sin ASD.

5.3. Ensayos pseudo-dinámicos

Existe una gran cantidad y variedad de estudios numéricos en relación a la eficacia de los sistemas de disipación de energía para controlar los efectos torsionales en estructuras asimétricas [26] [27] [28] [29] [30] [31]. Sin embargo, no hemos observado estudios experimentales a escala real de estructuras asimétricas con disipadores de energía, y sometidas a excitaciones sísmicas.

Una de las grandes ventajas de los ensayos pseudo-dinámicos es que la matriz de masa de la estructura se simula computacionalmente. Esto es especialmente útil cuando se tratan de simular efectos torsionales, ya que podemos arbitrariamente cambiar no solamente la cantidad de masa, sino también su distribución en planta.

Como es bien sabido, un ensayo pseudo-dinámico consiste en resolver paso a paso la siguiente ecuación diferencial [32] [33] [34] [35] [36]:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{R}(t) = -\mathbf{MSd}_{g}$$
(5.1)

donde **M** es la matriz de masa; **C** la matriz de amortiguamiento (clásico); $\mathbf{q}(t) = [q_x, q_y, q_\theta]^T$ es el vector de GDL de la estructura donde q_x , q_y y q_θ son los desplazamientos del centro geométrico del diafragma en las direcciones X, Y y θ , respectivamente; $\mathbf{R}(t) = [R_x, R_y, R_\theta]^T$ es el vector de fuerzas restitutivas globales (elásticas y/o inelásticas proyectadas sobre $\mathbf{q}(t)$); y $\mathbf{\ddot{d}}_g(t)$ es el vector de aceleración del suelo, siendo **S** la matriz de incidencia sobre los GDL de la estructura. Para todos los ensayos de esta investigación, el movimiento del suelo es aplicado en la dirección X de la estructura.

En esta investigación, la ecuación (5.1) se resuelve paso a paso mediante un método de Newmark explícito [37] [38] [39]. Usando las ecuaciones no-lineales de cinemática directa, el sistema de control implementado transforma los GDL $\mathbf{q}(t)$ en desplazamientos $\mathbf{u}(t)$ de los actuadores:

$$\mathbf{u}(t) = \mathbf{D}\mathbf{q}(t) \tag{5.2}$$

donde $D(\mathbf{q}(t))$ es la matriz de transformación cinemática. Por su parte, el vector de fuerzas restitutivas se calcula como:

$$\mathbf{R}(t) = \mathbf{D}^T \mathbf{f}(t) \tag{5.3}$$

donde $\mathbf{f}(t)$ es el vector de fuerzas medidas en cada uno de los actuadores.

La matriz de masa considerada para la estructura es igual a:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m & 0 & -me_{y} \\ 0 & m & 0 \\ -me_{y} & 0 & m\rho^{2} \end{bmatrix}$$
(5.4)

donde $m = 31060 \text{ kg} = 0.3166 \text{ KN} \times s^2/cm$ es la masa traslacional obtenida de los elementos componentes; $e_y = 0.8$ m es una excentricidad de masa arbitraria; y $\rho=2.35$ m es el radio de giro de la masa. La **Figura 5.9** muestra esquemáticamente los GDL de la estructura, la posición del centro de masa (CM), y la posición inicial de los 3 actuadores.

Dado que la estructura sin disipadores de energía posee su propio mecanismo interno de disipación de energía, la matriz de amortiguamiento **C** usada en todos los ensayos realizados se hizo igual a cero.



Figura 5.9. Esquema de los GDL de la estructura, localización del centro de masa (CM) y la posición de los tres actuadores.

5.3.1 Ensayos de vibraciones libres

Es importante destacar que el algoritmo de control del equipo pseudo-dinámico requiere la introducción de una matriz de rigidez referencial, con el fin de mejorar la estabilidad del algoritmo de integración numérica. Dado que la estructura es nominalmente simétrica en rigidez, una manera simple de estimar dicha matriz es identificando las frecuencias naturales desacopladas de la estructura, por medio de ensayos pseudo-dinámicos de vibraciones libres (PDFVT) usando una matriz de masa diagonal, es decir, haciendo cero la excentricidad e_y de la Ecuación (5.4).

Los resultados de los ensayos PDFVT realizados para cada uno de los 3 GDL de la estructura, considerando distintos valores de velocidad inicial, se muestran en la Figura 5.10.



Figura 5.10 Ensayos pseudo-dinámicos de vibraciones libres con velocidad inicial variable en los tres GDL de la estructura sin AASD.

Se puede observar que existe comportamiento no lineal, dadas las siguientes condiciones: (i) el periodo de oscilación y la razón de amortiguamiento decrecen con la amplitud del movimiento; y (ii) el desplazamiento residual crece cuando aumenta la velocidad inicial del ensayo. La **Tabla 5.1** muestra un resumen de los ensayos PDFVT, donde los periodos de oscilación corresponden a la diferencia de tiempo entre dos máximos consecutivos mientras que la razón de amortiguamiento es calculada asumiendo un decrecimiento logarítmico. Estos valores son consistentes con los resultados de ensayos cíclicos con deformación controlada expuestos en la **Figura 5.5**.

GDL	Velocidad	Periodo equ	ivalente T (s)	Razón de amortiguamiento equivalente ξ		
	inicial	Nc=1	Nc>3	Nc=1	Nc>3	
v	80 cm/s	0.45	0.41	0.047	0.02	
Λ	160 cm/s	0.52	0.42	0.082	0.02	
V	40 cm/s	0.45	0.42	0.049	0.01	
1	80 cm/s	0.49	0.44	0.055	0.03	
θ	40 mrad/s	0.47	0.42	0.058	0.02	
	60 mrad/s	0.49	0.42	0.066	0.02	

 Tabla 5.3. Resultados de los ensayos pseudo-dinámicos de vibraciones libres de la estructura sin AASD y con masa simétrica.

5.3.2 Ensayos con excitación sísmica

Para la ejecución de los ensayos pseudo-dinámicos con excitación sísmica se utilizó el mismo registro artificial detallado en la **Figura 4.4** del Cap.4.

Las historias de desplazamiento medidas en los ejes rígido (A) y flexible (E) de la estructura sin el sistema AASD, sometida al registro artificial bajo factores de intensidades escaladas (IF) al 10%, 20% y 30% se presentan en la **Figura 5.11**. Como era de esperar, se puede apreciar una notoria concentración de deformaciones en el eje flexible de la estructura.



Figura 5.11 Desplazamientos medidos en los ejes A y E de la estructura sin AASD sometida al registro ART escalado al 10%, 20% y 30%.

La **Figura 5.12** muestra los resultados obtenidos para la estructura con AASD. En este caso fue posible aplicar hasta un 70% del registro ART. Notar que las deformaciones en los bordes son muy similares entre sí, no sólo en sus valores máximos, sino también para cada instante de tiempo. Esto se debe a que el efecto de rigidización del AASD logra desplazar la posición del centro de rigidez hacia la posición del centro de masa (balance torsional en sentido fuerte [31]).



Figura 5.12. Desplazamientos medidos en los ejes A y E de la estructura con AASD sometida al registro ART escalado al 30%, 50% y 70%.

La **Figura 5.13** muestra una comparación entre la respuesta obtenida para la estructura con y sin AASD, sometida a un movimiento sísmico artificial descrito en el Cap.4 con un IF=30%. En la parte (a) de la figura se representa la constitutiva global en dirección X (q_x vs R_x). De esta grafica se puede observar que el sistema AASD causa una reducción del 40% en los desplazamientos q_x , pero genera un aumento del corte basal R_x del 10%. Sin embargo, una parte significativa de este corte basal es tomado por el sistema AASD, generando un 84% de incremento en la rigidez efectiva en dirección X. La parte (b) de la figura muestra una relación entre los desplazamientos en dirección X y las rotaciones del diafragma (q_x vs q_θ), donde no solo se puede observar una reducción importante en los valores máximos de ambas variables sino que también un cambio en la correlación estadística, la que disminuye desde 0.81 a 0.02, lo que se traduce en un equilibrio torsional para el eje débil. En la parte (c) de la figura se presenta el trabajo realizado por las fuerzas restitutivas $\mathbf{R}(t)$ de la ecuación (5.1) (energía elástica + energía histerética). Para el caso de la estructura con AASD se ha restado la energía disipada por el ASD. Se puede observar que la incorporación del sistema AASD reduce en un 50% la energía disipada por la estructura principal.



Figura 5.13. Comparación de respuesta bajo excitación ART IF 30%, con y sin ASD: (a) relación constitutiva global en X (q_x vs R_x); (b) relación entre desplazamientos y rotaciones (q_x vs q_θ); y (c) energía disipada por la estructura principal (elástica + histerética).

Las historias de deformación unitaria en los 4 tensores del sistema de amplificación, medidas para el registro artificial con factores de intensidad IF del 30%, 50% y 70% se muestran en la **Figura 5.14**. Todos los tensores son pretensados hasta una deformación unitaria inicial de 200 $\mu\epsilon$. Se alcanzan valores máximos para los tensores 1 y 2 de 800 $\mu\epsilon$, 1300 $\mu\epsilon$ y 1800 $\mu\epsilon$, correspondientes a factores de intensidad IF de 30%, 50% y 70%, respectivamente.



Figura 5.14 Deformaciones unitarias en los cuatro tensores del sistema de amplificación con ASD cometido a un registro artificial con IF=30%, 50% y 70%.

Finalmente, se presenta en la **Figura 5.15** las curvas de amplificación de la estructura con el sistema AASD sometida al registro artificial con IF=30%, 50% y 70%. Se puede observar que el factor de eficiencia va disminuyendo con la intensidad del registro impuesto. Notar que para un IF=30%, donde la deformación unitaria de los tensores no excede los 800µɛ (aproximadamente el 40% de la tensión nominal de fluencia) se obtiene una eficiencia del 77% en comparación a un IF=70%, donde la deformación unitaria alcanza los 1800µɛ (aproximadamente el 90% de la tensión nominal de fluencia) donde solo se alcanza una eficiencia del 48%. Estos resultados son consistentes con lo expuesto en la referencia [1].



Figura 5.15 Relación de amplificación registrada para IF=30%, 50% y 70%.

Finalmente, la **Tabla 5.4** presenta un resumen con los valores más relevantes de los ensayos pseudo-dinámicos desarrollados en esta investigación.

	Factor de	Yactor de Desplazamientos Min. (mm)		Desplazamientos Max. (mm)			X-dir. Fuerza (KN)		
	Intensidad IF (%)	Eje-A	Eje-E	Diff. (%)	Eje-A	Eje-E	Diff. (%)	Min.	Max.
Con	10	-4.0	-4.2	4.7	5.6	2.7	51.8	-19.5	27.4
AASD	20	-13.0	-9.8	24.6	14.0	9.1	32.9	-35.8	50.8
	30	-20.3	-15.6	23.2	25.8	19.8	23.2	-58.6	80.2
	30	-7.7	-7.2	6.5	13.0	14.5	10.3	-71.1	89.2
Sin	40	-16.2	-16.5	1.8	16.6	19.4	14.4	-101.0	133.4
AASD	50	-19.0	-20.8	8.6	23.7	27.0	12.2	-120.2	161.2
	60	-21.6	-24.2	10.7	33.2	36.3	8.5	-140.7	195.5
	70	-28.6	-30.1	5.0	42.0	44.3	5.2	-165.0	239.6

Tabla 5.4. Resultados de ensayos PsD, registro artificial El Centro (NCh2745).

6. CONCLUSIONES

Las principales conclusiones de esta investigación de pueden resumir como:

- El principio físico de las poleas con roce se puede aplicar de forma simple y
 eficiente para generar distintas variedades de dispositivos de disipación energía.
 Todos los materiales necesarios para construir estos dispositivos (resortes de
 tracción, correas de fibras de carbono, tubos de acero) están disponibles en el
 mercado, siendo su fabricación muy simple y económica.
- Tanto el dispositivo conceptual, como los dos prototipos fabricados, presentaron relaciones constitutivas estables sin un desgaste apreciable, a pesar de ser expuestos a numerosas secuencias tanto estáticas como dinámicas de carga y descarga.
- Si bien el prototipo I es más complejo que el prototipo II, permite obtener una mayor variedad de relaciones constitutivas. Por su mayor simpleza, el prototipo II representa una solución técnica y económicamente muy atractiva. Debido a su capacidad para acomodar grandes desplazamientos en ambos sentidos, resulta un dispositivo ideal para trabajar con sistemas de amplificación de deformaciones (AASD).
- Un análisis paramétrico realizado sobre un modelo de una estructura con AASD mostró que existe una amplia gama de parámetros del AASD que permiten obtener reducciones mayores al 40% en desplazamientos. Las reducciones en aceleración en cambio, no superan el 20%. La eficiencia del AASD aumenta con la rigidez de sistema de amplificación.
- Se construyó una estructura metálica de un piso a escala real, en la que se instaló un AASD formado por un sistema de amplificación propuesto en la referencia [1], y dos disipadores de energía de correa abierta (prototipo II).
- La estructura fue sometida a una gran variedad de ensayos, usando un moderno equipo de ensayos pseudo-dinámicos multi-eje instalado en el Laboratorio de Ingeniería Estructural de la PUC. Este equipamiento es el primero en su tipo en Latinoamérica.

- Por medio de ensayos cíclicos con desplazamientos controlados se midieron las relaciones fuerza-desplazamiento para los 3 GDL de la estructura con y sin AASD. La estructura sin AASD presenta un comportamiento no-lineal debido principalmente al deslizamiento de las conexiones apernadas de las vigas perimetrales, lo que se traduce en razones de amortiguamiento equivalente de 0.25 en dirección X, y 0.20 tanto en dirección Y como en dirección torsional. El AASD (colocado en el eje resistente A de la estructura) produce un 60% de incremento de rigidez lateral en la dirección X, y un 13.5% de incremento de rigidez torsional. Se midieron razones de amplificación en vacío (con los disipadores desconectados) de 10.6, muy cercano al valor nominal de 11. Las razones de amplificación con los disipadores conectados alcanzaron valores cercanos a 7.4, lo que implica una eficiencia cercana a 70%. Este resultado es concordante con el análisis paramétrico.
- Se realizaron ensayos pseudo-dinámicos de vibraciones de libres (input cero) de la estructura sin AASD, con velocidades iniciales variables y matriz de masa diagonal (excentricidad de masa igual a cero). Se obtuvieron periodos naturales que variaban entre 0.8s para los primeros ciclos y 0.5s para los ciclos posteriores. Este último valor corresponde al periodo nominal traslacional con que se diseñó la estructura asumiendo uniones perfectamente rígidas. Los factores de amortiguamiento identificados son coherentes con los obtenidos en los ensayos con desplazamientos controlados.
- Se realizaron ensayos pseudo-dinámicos de respuesta sísmica considerando un registro artificial compatible con la Norma NCh2745 actuando en dirección X. Se simuló una excentricidad de masa a nivel del diafragma de 0.8m en dirección Y, correspondiente al 20% del ancho total de la estructura. Los autores no conocen hasta la fecha referencias de un ensayo pseudo-dinámico de estas características. Para la estructura sin AASD el registro sísmico se escaló al 10%, 20% y 30%, observándose una gran concentración de deformaciones en el eje flexible. Para la estructura con AASD el registro sísmico se escaló al 30%, 40%, 50%, 60% y 70%, observándose una gran uniformidad de deformaciones (balance torsional). Considerando un 30% de intensidad, las deformación máxima de la estructura sin AASD fue de 25.8 mm (0.0083 de la altura), mientras que para la estructura con AASD se obtuvo una deformación máxima de 14.5 mm (0.0047 de la altura), lo que

equivale a un 44% de reducción. Similar conclusión se obtiene al observar que las deformaciones máximas de la estructura sin AASD para una intensidad del 30% son similares a las alcanzadas para la estructura con AASD para una intensidad del 50%.

- Para la estructura con AASD sometida a un 70% de intensidad sísmica se alcanza un 90% de la deformación de fluencia de los tensores del sistema de amplificación. Al finalizar este ensayo se observó una pérdida de un 80% del tensado inicial, lo cual es un resultado satisfactorio.
- Tanto para el estudio paramétrico como para el estudio experimental, las fuerzas máximas desarrolladas por los dispositivos son muy pequeñas, típicamente menores al 5% del corte basal máximo.
- Se espera generar a futuro, un diseño optimizado acorde a los análisis paramétricos realizados, modificando las rigideces de los elementos componentes del amplificador de deformaciones en conjunto con una compatibilidad en la rigidez del sistema ASD.
- Se espera desarrollar un análisis experimental con dispositivos en ambas direcciones de la estructura modelada, sometida a excitaciones bidireccionales y así evaluar la interacción entre ellas.

BIBLIOGRAFIA

S. Baquero, "Nuevo sistema de amplificación de deformaciones para estructuras con disipación de energía concentrada o distribuida," Tesis de Magister en Ciencias de la Ingeniería, Pontificia Universidad Católica de Chile, Santiago, 2015. [1]

CEN Eurocode 8, "Design of structures for earthquake resistance," in *Part 1: general rules, seismic actions and rules for buildings*, 2004. [2]

J. Mc Cormick, H. Aburano, M. Ikenaga and M. Nakashima, "Permissible residual deformation levels for building structuresconsidering both safety and human elements," in *14th WCEE*, Beijing, China, 2008. [3]

I. G. Buckle, "Passive control of structures for seismic loads," in *12th WCEE*, Auckland, New Zealand, 2000. [4]

A. S. Whittaker, V. V. Bertero, C. L. Thompson and J. L. Alonso, "Seismic testing of steel plate energy dissipation devices," *Earthquake Spectra*, vol. 7, no. 4, pp. 563-604, 1991. [5]

K. Tsai, H. Chen, C. Hong and Y. Su, "Design of Steel Triangular Plate Energy Absorbers for Seismic-Resistant Construction," *Earthquake Spectra*, vol. 9, no. 3, pp. 505-528, 1993. [6]

M. Nakashima, "Strain-Hardening Behavior of Shear Panels Made of Low-Yield Steel. I: Test," *Journal of Structural Engineering*, vol. 121, no. 12, pp. 1742-1749, 1995. [7]

M. Nakashima, T. Akazawa and B. Tsuji, "Strain-Hardening Behavior of Shear Panels Made of Low-Yield Steel. II: Model," *Journal of Structural Engineering*, vol. 121, no. 12, pp. 1750-1757, 1995. [8]

G. De Matteis, G. Brando and F. Mazzolani, "Hysteretic behaviour of bracing-type pure aluminium shear panels by experimental tests," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 40, no. 10, pp. 1143-1162, 2011. [9]

S. Kato and Y.-B. Kim, "A finite element parametric study on the mechanical properties of J-shaped steel hysteresis devices," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 62, no. 8, pp. 802-811, 2006. [10]

R. W. K. Chan and F. Albermani, "Experimental study of steel slit damper for passive energy dissipation," *Engineering Structures*, vol. 30, no. 4, pp. 1058-1066, 2008. [11]

K. Ghabraie, R. Chan, X. Huang and Y. M. Xie, "Shape optimization of metallic yielding devices for passive mitigation of seismic energy," *Engineering Structures*, vol. 32, no. 8, pp. 2258-2267, 2010. [12]

A. Benavent-Climent, L. Morillas and J. M. Vico, "A study on using wide-flange section web under out-of-plane flexure for passive energy dissipation," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 40, no. 5, pp. 473-490, 2011. [13]

C. E. Grigorian, T. S. Yang and E. P. Popov, "Slotted Bolted Connection Energy Dissipators," *Earthquake Spectra*, vol. 9, no. 3, pp. 491-504, 1993. [14]

D. K. Nims, P. J. Richter and R. E. Bachman, "The Use of the Energy Dissipating Restraint for Seismic Hazard Mitigation," *Earthquake Spectra*, vol. 9, no. 3, pp. 467-489, 1993. [15]

A. Mokha, M. Constantinou and A. Reinhorn, "Teflon Bearings in Base Isolation. I: Testing," *Journal of Structural Engineering*, vol. 116, no. 2, pp. 438-454, 1990. [16]

A. Mokha, M. Constantinou and A. Reinhorn, "Teflon Bearings in Base Isolation II: Modeling," *Journal of Structural Engineering*, vol. 116, no. 2, pp. 455-474, 1990. [17]

T. T. Soong and G. F. Dargush, Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering, New York, USA: John Wiley and Sons Ltd, 1997. [18]

T. T. Soong and M. C. Constantinou, Passive and Active Structural Vibration Control in Civil Engineering, Italy: Springer-Verlag, 1994. [19]

M. C. Constantinou, P. Tsopelas, W. Hammel and A. N. Sigaher, "Toggle-Brace-Damper Seismic Energy Dissipation Systems," *Journal of Structural Engineering*, vol. 127, no. 2, pp. 105-112, 2001. [20]

J.-S. Hwang, Y.-N. Huang and Y.-H. Hung, "Analytical and Experimental Study of Toggle-Brace-Damper Systems," *Journal of Structural Engineering*, vol. 131, no. 7, pp. 1035-1043, 2005. [21]

Y. Ribakov and A. M. Reinhorn, "Design of Amplified Structural Damping using Optimal Considerations," *Journal of Structural Engineering*, vol. 129, no. 10, pp. 1422-1427, 2003. [22]

A. N. Sigaher and M. C. Constantinou, "Scissor-Jack-Damper Energy Dissipation System," *Earthquake Spectra*, vol. 19, no. 1, pp. 133-158, 2003. [23]

D. P. Taylor and M. C. Constantinou, "Development and Testing of an Improved Fluid Damper Configuration for Structures Having High Rigidity," New York, USA, 2004. [24]

J. B. Roberts and P. D. Spanos, Random Vibration and Statistical Linearization, Chichester, England: John Wiley & Sons, Ltd., 1990. [25]

L. Al-Atik and N. Abrahamson, "An Improved Method for Nonstationary Spectral Matching," *Earthquake Spectra*, vol. 26, no. 3, pp. 601-617, 2010. [26]

J. Hancock, J. Watson-Lamprey, N. A. Abrahamson and J. J. Bommer, "An improved method of matching response spectra of recorded earthquake ground motion using wavelets," *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 10, no. 1, pp. 67-89, 2006. [27]

Norma NCh.2745, Análisis y diseño sísmico de edificios con aislación sísmica, Chile: INN, 2003. [28]

W.-H. Lin and A. K. Chopra, "Understanding and predicting effects of supplemental viscous damping on seismic response of asymmetric one-storey systems," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 30, no. 10, pp. 1475-1494, 2001. [29]

R. K. Goel, "Effects of supplemental viscous damping on earthquake response of asymmetric-plan systems," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 27, no. 2, pp. 125-141, 1998. [30]

J. C. De la Llera, J. L. Almazán and I. J. Vial, "Torsional balance of plan-asymmetric structures with frictional dampers: analytical results," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 34, no. 9, pp. 1089-1108, 2005. [31]

I. J. Vial, J. C. De la Llera, J. L. Almazán and V. Ceballos, "Torsional balance of planasymmetric structures with frictional dampers: experimental results," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 35, no. 15, pp. 1875-1898, 2006. [32]

M. García, J. C. De la Llera and J. L. Almazán, "Torsional balance of asymmetric structures with viscoelastic dampers," *Engineering Structures*, vol. 29, no. 6, pp. 914-932, 2007. [33]

J. L. Almazán and J. C. De la Llera, "Torsional balance as new design criterion for asymmetric structures with energy dissipation devices," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 38, no. 12, pp. 1421-1440, 2009. [34]

S. A. Mahin and P.-S. B. Shing, "Pseudo dynamic method for seismic testing," *Journal of Structural Engineering*, vol. 111, no. 7, pp. 1482-1503, 1985. [35]

H. M. Aktan, "Pseudo-Dynamic Testing of Structures," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 112, no. 2, pp. 183-197, 1986. [36]

M. Nakashima, "Integration techniques for substructure pseudo dynamic test," in 4th U.S. National Conference on Earthquake Engineering II, Palm Springs, CA, USA, 1990. [37]

M. Nakashima and E. Takaoka, "Development of real-time pseudo dynamic testing," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 21, no. 1, pp. 79-92, 1992. [38]

M. Nakashima, T. Akazawa and H. Igarashi, "Pseudo-dynamic testing using conventional testing devices," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 24, no. 10, pp. 1409-1422, 1995. [39]

M. Nakashima and H. Kato, "Experimental Error Growth Behavior and Error Growth Control in On-Line Computer Test Control Method.," Building REsearch Institute, Ministry of Construction, Japan, 1987. [40]

J. Donae, G. Magonette, P. Negro, P. Pegon, A. Pinto and G. Verzeletti, "Pseudodynamic Capabilities of the ELSA Laboratory for Earthquake Testing of Large Structures," *Earthquake Spectra*, vol. 12, no. 1, pp. 163-180, 1996. [41]

P. Negro, "Verification of the Pseudodynamic Test Method.," *European Earthquake Engineering*, vol. 12, no. 1, pp. 40-50, 1998. [42]