



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE
ESCUELA DE INGENIERIA

SISTEMA DE AMPLIFICACIÓN PARA DISPOSITIVOS DISTRIBUIDOS DE DISIPACIÓN DE ENERGÍA

JUAN SEBASTIÁN BAQUERO MOSQUERA

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

Profesor Supervisor:
JOSE LUIS ALMAZÁN CAMPILLAY, PH.D.

Santiago de Chile, Mayo 2015

© MMXV, Juan Sebastián Baquero Mosquera



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE
ESCUELA DE INGENIERIA

SISTEMA DE AMPLIFICACIÓN PARA DISPOSITIVOS DISTRIBUIDOS DE DISIPACIÓN DE ENERGÍA

JUAN SEBASTIÁN BAQUERO MOSQUERA

Tesis presentada a la Comisión integrada por los profesores:

JOSE LUIS ALMAZÁN CAMPILLAY, PH.D.

MATÍAS HUBE GINESTAR, PH.D.

JUAN FELIPE BELTRÁN, PH.D.

RODRIGO ESCOBAR MORAGAS, PH.D.

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

Santiago de Chile, Mayo 2015

A Patricio Baquero y María Teresa
Mosquera, María José y Salomé
Baquero, Emilia y Martina. Mi
incondicional familia y el motor que
impulsa cada anhelo y meta
planteados.

AGRADECIMIENTOS

A Dios, por la oportunidad de vivir esta experiencia enriquecedora y culminar la meta planteada. A mi Papá, Mamá, hermanas y mis enanitas, gracias a su apoyo incondicional y su amor he dado cada paso desde que comencé este camino. A "La Legión", amigos y hermanos que la causa puso a mi lado para compartir y combatir fuera de casa.

A la Secretaria Nacional de Educación Superior, Ciencia, Tecnología e Innovación, SENESCYT, por el apoyo brindado por medio de la convocatoria abierta de becas. Sin su ayuda no habría sido posible el iniciar mis estudios en el Programa de Maestrías.

Este documento y el contenido en el que se basa, ha sido posible gracias a la guía y paciencia de mi Profesor Tutor José Luis Almazán, quien ha sabido proponer de manera adecuada los pasos por recorrer a lo largo de ésta investigación. A la valiosa colaboración de Yoslandy Lazo y del Laboratorio del Departamento de Ingeniería Estructural y Geotécnica, a su personal del DICTUC: Nicolás Tapia Atilio Muñoz y sus colaboradores, a José Luis Ramírez de la empresa *ARIES - Ingeniería y Sistemas*, por su intenso trabajo y capacitación del equipo pseudo-dinámico, y finalmente a la no menos importante ayuda de los profesores parte del Comité, quienes con su tiempo y experiencia han ayudado a mejorar en forma y fondo el texto que se expone en adelante.

INDICE GENERAL

Pág.

DEDICATORIA	ii
AGRADECIMIENTOS	iii
INDICE DE TABLAS	vi
INDICE DE FIGURAS	vii
RESUMEN	x
ABSTRACT	xii
1. INTRODUCCIÓN	1
2. SISTEMA DE AMPLIFICACIÓN PROPUESTO.....	4
2.1. Factor de Amplificación Teórico.....	5
3. MODELO DE UN PISO 2D – 1 GRADO DE LIBERTAD (1GDL)	6
3.1. Modelo sin Sistema de Amplificación.....	6
3.2. Modelo con Sistema de Amplificación LAS o ELAS	10
4. MODELO DE MÚLTIPLES GRADOS DE LIBERTAD	16
4.1. Modelo de Edificio de 7 Pisos.....	16
4.2. Modelo de Edificio de 5 pisos. Sistema Dual (Muro-Pórtico)	24
5. ESTUDIO EXPERIMENTAL	30
5.1. Espécimen de Prueba e instalación del mecanismo ELAS	30
5.2. Amortiguador Friccional.....	34
5.3. Ensayo Pseudo-Dinámico	35
5.3.1. Ensayos con excitación sísmica.....	38
6. CONCLUSIONES	45
BIBLIOGRAFIA	47

A N E X O S.....	50
ANEXO A: CÁLCULO DEL FACTOR DE AMPLIFICACIÓN TEÓRICA.....	51
ANEXO B: PUBLICACIÓN PRESENTADA N.1.....	52
ANEXO C: PUBLICACIÓN PRESENTADA N. 2.....	53

INDICE DE TABLAS

Pág.

Tabla 4- 1: Número de Unidades necesarias.....	20
Tabla 4- 2: Propiedades Estructurales. Modelo de Sistema dual de 5 pisos.	27
Tabla 4- 3: Respuesta del sistema dual de 5 Pisos.	29

INDICE DE FIGURAS

Pág.

Figura 1- 1: Representación esquemática de: (a) y (b) configuraciones convencionales; y, (c)-(f) mecanismos de amplificación existentes.	3
Figura 2- 1: Eccentric Lever-Arm System (ELAS); (a) 1 amortiguador (Disipación Concentrada); y (b) múltiples amortiguadores (Disipación Distribuida)	5
Figura 3- 1: Modelo esquemático de un sistema 1 GDL con amortiguamiento suplementario.	8
Figura 3- 2: Efectos del amortiguamiento suplementario ξ_d y la relación de rigideces k_d/k_s para una estructura con $\omega_s = 4\pi$ y $\xi_s = 0$; (a) Factor de amortiguamiento efectivo ξ_{deff} ; y (b) desviación estándar normalizada para el desplazamiento estructural q_t (en línea llena), y la deformación del soporte $z(t)$ (línea cortada).	9
Figura 3- 3: Modelo esquemático de un sistema de 1 GDL con mecanismo LAS y amortiguamiento suplementario.	13
Figura 3- 4: Análisis de Sensibilidad de un Sistema de 1 GDL acoplado con mecanismo LAS usando: $\alpha = 10$; $\xi_{add} = 2/1000$; a) mostrando la superficie de amortiguamiento efectivo ξ_{deff} , y; b) factor de amplificación efectiva α_{eff} , ambos mientras varia γ_l	14
Figura 3- 5: Análisis de Sensibilidad de un Sistema de 1 GDL acoplado con mecanismo LAS usando: $\gamma_d = 1$, $\gamma_p = 0.1$; a) mostrando la superficie de amortiguamiento efectivo ξ_{deff} , y; b) factor de amplificación efectiva α_{eff} , ambos mientras varia el amortiguamiento suplementario ξ_{add}	14
Figura 3- 6: Efectos del amortiguamiento suplementario ξ_d y la relación de rigideces k_d/k_s para una estructura con $\omega_s = 4\pi$ y $\xi_s = 0$, razón de amortiguamiento efectivo ξ_{deff} y desviación estándar normalizada del desplazamiento estructural $q(t)$ para; a) $\alpha = 5$ y, b) $\alpha = 10$	15

Figura 4- 1: a) Modelo Estructural y sus propiedades; b) configuración convencional con chevron; c) configuración convencional con diagonales; d) configuración con mecanismo LAS; y e) configuración con mecanismo ELAS (propuesto).	18
Figura 4- 2: Drift de piso después de hacer la distribución en altura de los dispositivos de disipación usando el método SSSA.	22
Figura 4- 3: Deriva de piso calculada a medida que varía $\gamma\varepsilon$ para: (a) configuración con chevrone; (b) mecanismo LAS; (c) mecanismo ELAS; y (d) eficiencia de la configuración, χ mientras $\gamma\varepsilon$ varia.	23
Figura 4- 4: Modelo estructural del sistema dual analizado.	26
Figura 4- 5: Historia de energía disipada en el sistema.	27
Figura 4- 6: Historia de respuesta de deformación de cada piso y de los dispositivos de disipación (α veces).	28
Figura 5- 1: Espécimen de prueba, vista general.	31
Figura 5- 2: Planta general y detalles de columnas, bases y vigas perimetrales.	32
Figura 5- 3: Espécimen de prueba sobre losa de reacción y acoplado al equipo pseudo-dinámico.	33
Figura 5- 4: Esquema del mecanismo de Amplificación e instalación en el pórtico exterior del espécimen de prueba.	33
Figura 5- 5: Esquema del disipador friccional e instalación en el conjunto amplificador (ELAS)-estructura.	35
Figura 5- 6: Disposición de ensayos Pseudo-Dinámicos.	38
Figura 5- 7: Historia de aceleraciones N-S del registro El Centro, y; Espectro de respuesta elástica, registro original y artificial (ART).	39
Figura 5- 8: Comparación desplazamientos en los bordes sin disipador (arriba) y con disipador (abajo). Registro escalado al 30%, excentricidad $e=100$ cm.	41

Figura 5- 9: Comparación respuestas sin disipador. Relación fuerza-desplazamiento en el centro geométrico (izquierda); y relación desplazamiento en el centro geométrico vs rotación de la planta (derecha). Registro escalado al 30%, excentricidad $e=100$ cm.....	42
Figura 5- 10: Respuestas con disipador. Deformación real vs “ideal” del disipador (arriba); y deformaciones unitarias en los tensores (abajo). Registro escalado al 30%, excentricidad $e=100$ cm.	43
Figura A- 1: Configuración propuesta ELAS. Disposición con disipación localizada. .	51
Figura A- 2: Cinemática. Centro Instantáneo de Rotación.	51

RESUMEN

En las últimas dos décadas aproximadamente, se han venido realizando estudios de carácter analítico, experimental y de aplicación a sistemas de protección dinámica que utilizan dispositivos de disipación de energía ya sean activos o pasivos, para mejorar el desempeño de diversas estructuras ante eventos de tipo dinámico. Estos eventos pueden ser de origen sísmico o por efectos de presión de viento.

Los dispositivos de disipación de energía aprovechan generalmente los desplazamientos de entrepiso y las velocidades derivadas de estos desplazamientos para entrar en funcionamiento. Por lo tanto, será obvio notar que para una configuración estructural relativamente flexible, estas respuestas de la estructura serán mejor aprovechadas por los disipadores de energía que las respuestas inducidas por los eventos dinámicos en una estructura más rígida. Las limitaciones de Normas de diseño y construcción correspondientes a las deformaciones admisibles en un sistema estructural, también pueden ser consideradas como restricciones a las respuestas de las que toman ventajas los sistemas de protección sísmica.

En función de estas consideraciones, se han propuesto, probado y patentado varios mecanismos de amplificación de desplazamientos como los de (Hetrick & Kota, 2003) y (Berton, 2004). Estos mecanismos, conocidos como DAD por sus siglas en inglés (Displacement Amplification Devices), son ensambles de miembros idealmente rígidos que debido a su disposición geométrica y cinemática generan ventaja mecánica en fuerza y desplazamiento (traducida en amplificación de estos efectos) de un punto a otro de dicho ensamble. Los más estudiados de estos mecanismos han sido los de tipo lever-arm, que emplean la teoría de apalancamiento para generar la amplificación ya mencionada.

En esta investigación se presenta y pone a prueba experimental y analítica, un dispositivo de amplificación de desplazamientos que por su disposición geométrica y cinemática, es considerado como novedoso. En el documento se expone inicialmente un análisis del comportamiento del DAD propuesto, demostrando teóricamente su funcionamiento y factores de amplificación que es posible alcanzar con éste. Además, se generan modelos estructurales matemáticos, en los cuales se implementa el mecanismo para llegar a una primera aproximación de la eficiencia de este DAD y comparación con otros existentes. Finalmente, se somete a prueba experimental por medio de ensayos Pseudo – Dinámicos aplicados a una estructura de prueba a escala real con dos tipos de disipadores, uno friccional (Montaño, 2015) y otro histerético auto-centrante (Tapia Flores, 2015), con el fin de determinar la eficiencia real y establecer las posibles causas de pérdida de eficiencia que existiría en un caso de aplicación real.

Finalmente, por medio de la evaluación experimental, se ratifica de manera satisfactoria que lo obtenido de la evaluación analítica es consistente con un análisis de caso real y que el mecanismo de amplificación propuesto cumple con la función para cual fue concebido.

Palabras clave:

Sistema de protección sísmica, dispositivo de disipación de energía, respuesta estructural, dispositivo/mecanismo de amplificación de desplazamientos, configuración cinemática, factor de amplificación, ensayo pseudo-dinámico.

ABSTRACT

Lately, there have been made several analytic, experimental and real practice studies to seismic protection systems which use both active and passive energy dissipation devices, combined with other mechanisms to enhance the structural behavior against dynamic events originated by earthquakes or wind pressure.

These devices take advantage of the inter-story displacements and velocities induced by the structural response to start working. Hence, it's obvious to notice that for a relatively flexible structural configuration, these structural responses will be better used by the energy dissipation devices than those induced in a rigid one. Based on these considerations, mechanisms known as DAD (Displacement Amplification Devices), which main purpose is to improve the efficiency of the energy dissipation devices, - especially those installed in rigid structures- have been proposed, tested and patented (Hetrick & Kota, 2003) and (Berton, 2004).

This research presents and tests in an experimental and analytic manner, a novel geometric and cinematic configuration for a lever-arm type DAD. First an analysis of its cinematic behavior is exposed, demonstrating its theoretical functioning and suitable amplification factors. Then, mathematical models are generated and used to introduce the proposed DAD, evaluate its initial efficiency and compare with other mechanisms of the same type. Finally, it's experimentally tested, coupled to two types of energy dissipation devices; one frictional (Montaño, 2015), and the other one hysteretical (Tapia Flores, 2015), with a pseudo-dynamic equipment in order to determine the real efficiency and establish possible causes of efficiency losses in a real-scenario application case.

Finally, by means of this experimental evaluation, it could be successfully ratified that those analytical evaluation results and conclusions are consistent with a real case simulated scenario. Hence, the amplification mechanism here proposed is suitable to its purpose.

Keywords:

Seismic protection system, dissipation device, structural response, displacement amplification system/mechanism, cinematic configuration, amplification factor, mechanism efficiency, pseudo-dynamic test.

1. INTRODUCCIÓN

Cada vez es más frecuente la utilización de dispositivos de protección sísmica dedicados a la disipación de energía de estructuras civiles. Estos dispositivos se pueden clasificar como: viscosos, visco-elásticos, metálicos y friccionales (Symans et al., 2008). En edificios, por ejemplo, estos dispositivos aprovechan la deformación de entrepiso para activarse y disipar energía. Su instalación se realiza según dos configuraciones típicas: (i) el disipador trabaja en sentido horizontal conectando la viga con una estructura auxiliar formada por dos elementos metálicos que forman una V invertida (chevron); y (ii) el disipador trabaja en forma oblicua (diagonal) conectando directamente las uniones viga-columna (nodos) de la estructura (Constantinou, Tsopeles, Hammel, & Sigaher, 2001) y (Aiken, Nims, Whittaker, & Kelly, 1993). Aunque el sistema diagonal es evidentemente más simple, sólo es capaz de aprovechar una fracción de la deformación de entrepiso.

En estructuras flexibles ambas configuraciones resultan en general apropiadas. Sin embargo, para estructuras rígidas como los edificios contruidos con muros de hormigón armado en los que se producen pequeñas deformaciones de entrepiso, la implementación de sistemas de disipación de energía resulta más difícil y muchas veces impracticable.

Para solucionar este inconveniente se han propuesto sistemas que combinan dispositivos de disipación de energía con mecanismos de amplificación de deformaciones o simplemente se han realizado análisis de tipo experimental ante la existencia de esta amplificación de deformaciones para ser aprovechadas por los dispositivos de disipación de energía (Londoño, Neild, & Wagg, 2015). Por ejemplo, el sistema denominado “Toggle-Brace Damper” (TBD) (Constantinou et al., 2001) es capaz de alcanzar amplificaciones de desplazamiento entre 2 y 3. Se han propuesto también sistemas de amplificación en base a piñones de distinto diámetro (Berton & Bolander, 2005), sistemas

tipo lever-arm (Ribakov & Reinhorn, 2003), y dispositivos de amplificación hidráulica (Chung & Lam, 2004). Estudios experimentales y analíticos de algunos de estos mecanismos muestran que los valores viables de amplificación varían entre 2 y 8 (Berton & Bolander, 2005) y (Ribakov & Reinhorn, 2003).

La **Figura 1- 1** muestra esquemáticamente las configuraciones clásicas (chevron y diagonal) y algunos de los sistemas de amplificación mencionados anteriormente.

Existen otros parámetros, además del factor de amplificación mecánico, que deben ser tomados en cuenta con el fin de evaluar el comportamiento de los mecanismos de amplificación de desplazamientos. Un ejemplo, está dado en (Ribakov & Reinhorn, 2003), donde reconoce que además de la geometría del mecanismo, las deformaciones de la palanca debido a la fuerza del disipador y a los desplazamientos de piso, tiende a disminuir la eficiencia del amplificador. Los autores deducen una expresión para el cálculo del momento de inercia de la sección necesaria para la palanca del sistema lever-arm, dado un factor de amplificación, un desplazamiento máximo esperado en la estructura y las propiedades dinámicas de ésta.

Por otra parte, en mecanismos tipo TBD se identifica que los elementos de este amplificador trabajan axialmente únicamente. En (Huang, 2009) se establece entonces una correlación entre la eficiencia del mecanismo y el área de la sección de sus elementos. Además, reconoce que no solamente es necesario cuidar de la rigidez de los elementos principales, sino también de las zonas de conexión rotuladas, que debido a la magnitud de las fuerzas que se transmiten, deben tener rigideces también altas para garantizar un buen desempeño del mecanismo de amplificación.

Otras investigaciones como (Huang & McNamara, n.d.), para sistemas TBD, y (Şigaher & Constantinou, 2003) en sistemas tipo Scissor-Jack-Damper, consideran también la rigidez de los elementos de manera integral en el análisis y evaluación del comportamiento del amplificador y para desarrollar el análisis de un modelo simplificado del conjunto estructura-amplificador-disipador, respectivamente.

Tres son los objetivos principales de esta investigación: (i) proponer un nuevo sistema combinado de amplificación de deformaciones y disipación de energía; (ii) encontrar los parámetros óptimos del sistema propuesto; y (iii) validar experimentalmente el sistema propuesto por medio de ensayos estáticos y pseudo-dinámicos en una estructura de un piso a escala real.

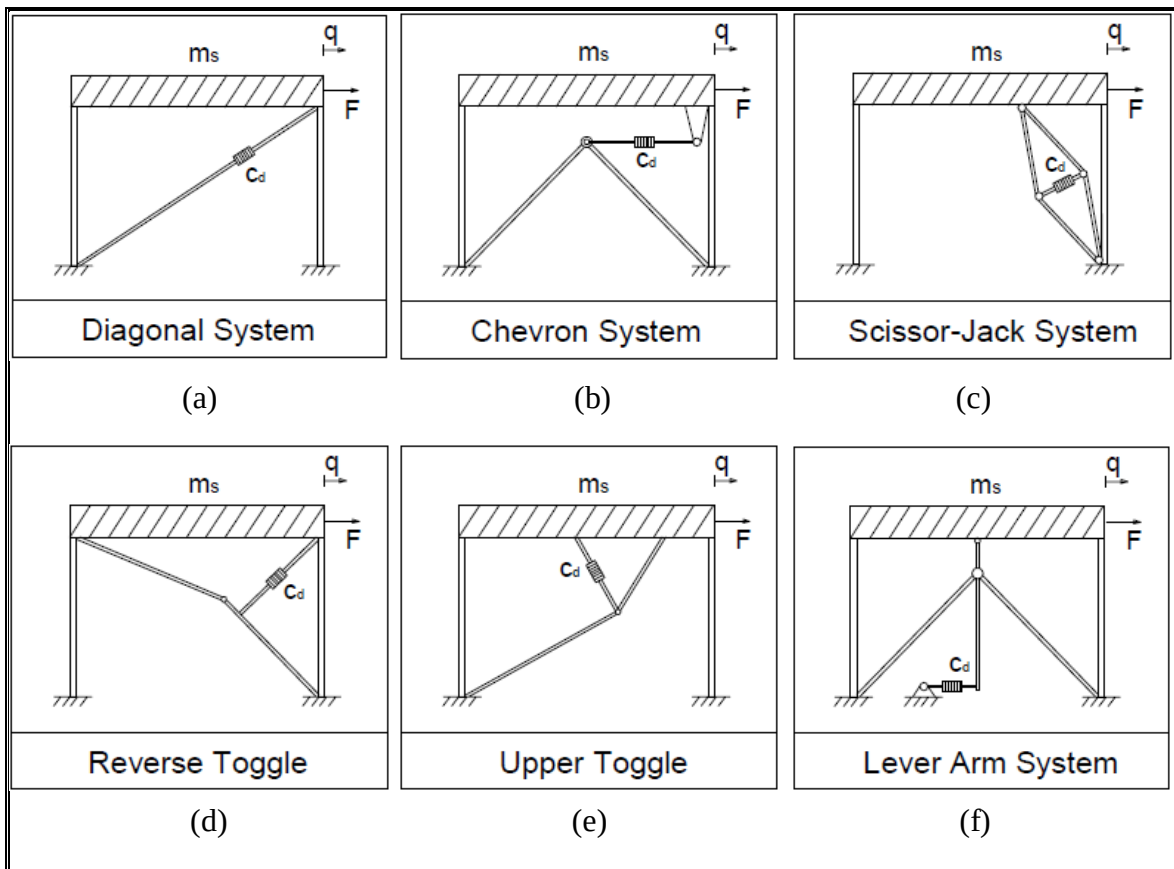


Figura 1- 1: Representación esquemática de: (a) y (b) configuraciones convencionales; y, (c)-(f) mecanismos de amplificación existentes.

2. SISTEMA DE AMPLIFICACIÓN PROPUESTO

El sistema de amplificación propuesto en esta investigación es una variante del sistema conocido como lever-arm system (LAS) (Ribakov & Reinhorn, 2003). La **Figura 2- 1.a** muestra esquemáticamente la configuración típica del sistema de amplificación propuesto en esta investigación, al que denominamos Eccentric Lever Arm System (ELAS), en el cual se utiliza un solo disipador. Dos son las diferencias principales entre ambos sistemas: (i) mientras que en el LAS la palanca está ubicada simétricamente en el centro del vano con uno de sus extremos conectado a la viga del marco (**Figura 1- 1.f**), en el ELAS la palanca está ubicada en uno de los lados del vano (debido a ello que se la denomina “eccentric”) y conectada directamente a la unión viga-columna del marco; y (ii) mientras que en el LAS la estructura secundaria está formada dos barras en forma de V (chevron), en el ELAS la estructura secundaria es una sola barra diagonal. En ambos sistemas el disipador está conectado al extremo libre de la palanca.

La **Figura 2- 1.b** muestra otra posible configuración del ELAS formado por dos palancas, dos barras diagonales, y una barra horizontal (collector bar) que conecta los extremos libres de las palancas. Esta configuración es especialmente conveniente cuando se desean utilizar varios disipadores de energía (distributed damping system), ya que éstos se conectan a la barra colectora. Es importante destacar que para esta configuración las barras diagonales pueden ser reemplazadas por cables (tension-only), debido a que la barra colectora transmite el movimiento en ambos sentidos, cualquiera sea el cable que se “active”.

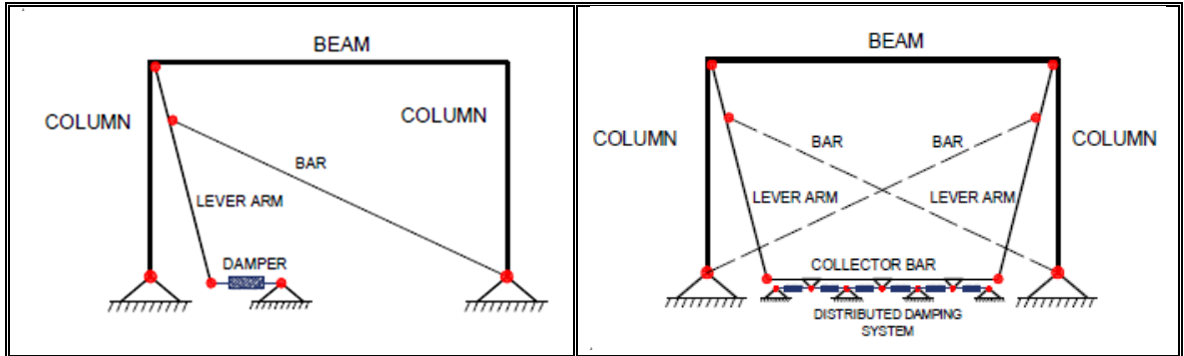


Figura 2- 1: Eccentric Lever-Arm System (ELAS); (a) 1 amortiguador (Disipación Concentrada); y (b) múltiples amortiguadores (Disipación Distribuida)

2.1. Factor de Amplificación Teórico.

Definimos el factor de amplificación teórico α como el cociente entre la velocidad horizontal du/dt del extremo libre de la palanca, y la velocidad de deformación de entrepiso dq/dt , asumiendo que tanto la palanca como la barra diagonal no se deforman. Usando el principio de trabajos virtuales (ver **Anexo 1**), esta relación se puede escribir como:

$$\alpha = \frac{du}{dq} = \left(\frac{\frac{H}{L}}{\sin(\beta)} - 1 \right)^{-1} \approx \frac{b}{a} \quad (2.1)$$

donde H y L son la altura y la longitud del vano; β es el ángulo que forma la barra diagonal en la posición deformada con la horizontal; a y b son las longitudes de la palanca entre la conexión con la diagonal y la rótula en la unión viga-columna y a rótula y el extremo libre, respectivamente. Este último parámetro se asume constante a lo largo de todo el análisis. Debido a que la variación en el valor de este ángulo es mínima.

3. MODELO DE UN PISO 2D – 1 GRADO DE LIBERTAD (1GDL)

Diversos investigadores han señalado que la rigidez del sistema secundario tiene gran influencia en la eficiencia del sistema de disipación implementado (Ribakov & Reinhorn, 2003), (Huang & McNamara, n.d.). (Şigaher & Constantinou, 2003) y (Huang, 2004). Esta influencia es aún más importante cuando se utilizan dispositivos de amplificación de deformaciones, debido a la mayor complejidad del sistema secundario.

Como paso previo al estudio de sistemas de múltiples grados de libertad, se analiza en esta sección una estructura de 1GDL con amortiguamiento suplementario de tipo viscoso lineal. Se consideran dos casos: (a) sin sistema de amplificación; y (b) con sistema de amplificación de tipo lever-arm.

3.1. Modelo sin Sistema de Amplificación

La **Figura 3- 1** muestra esquemáticamente el modelo considerado, que consiste en una masa conectada a un elemento tipo Kelvin y a un elemento tipo Maxwell, que representan a la estructura principal y al sistema de amortiguamiento suplementario (SDS), respectivamente. Las ecuaciones de estado correspondientes a este modelo sometido a una excitación sísmica unidireccional se pueden escribir como:

$$\dot{X}(t) = A_1 X(t) + B_1 \ddot{x}_g(t) \quad (3.1)$$

Donde,

$$A_1 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -k_s/m_s & -k_s/m_s & -1/m_s \\ 0 & k_d & -k_d/c_d \end{bmatrix}$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ -1 \\ 0 \end{bmatrix}$$

y $X(t) = [x_1(t), x_2(t), x_3(t)]^T$ es el vector de estado del sistema, siendo $x_1(t) = q(t)$ y $x_2(t) = \dot{q}(t)$ el desplazamiento y la velocidad de la estructura; y $x_3(t) = f_d(t)$ la fuerza en el elemento Maxwell que representa al SDS; $\ddot{x}_g(t)$ es la aceleración del suelo; A_1 es la matriz de estado; B_1 es la matriz de input; m_s , $k_s = \omega_s^2 m_s$ y $c_s = 2\xi_s \omega_s m_s$ son la masa, la rigidez y el amortiguamiento de la estructura, respectivamente, siendo ω_s y ξ_s la frecuencia natural y el factor de amortiguamiento de la estructura (sin amortiguamiento suplementario); k_d y $c_d = 2\xi_d \omega_s m_s$ son la rigidez y el amortiguamiento del SDS, donde ξ_d es el factor de amortiguamiento suplementario.

Nótese que al introducir la rigidez del SDS, el modelo tiene amortiguamiento no-clásico, con una pareja de auto-valores complejos conjugados y un auto-valor real. La **Figura 3- 2.a** muestra el factor de amortiguamiento asociado al primer auto-valor de la matriz de estado A_1 (en adelante denominado factor de amortiguamiento efectivo ξ_{eff_d}), en función del factor de amortiguamiento suplementario ξ_d , para una estructura con $\omega_s = 4\pi$ y $\xi_s = 0$, y para $\frac{k_d}{k_s} = 0.5, 1.0$ y 1.5 . Pueden distinguirse dos regiones: en la primera región, ξ_{eff_d} y ξ_d son aproximadamente iguales, mientras que en la segunda región ξ_{eff_d} es significativamente menor a ξ_d , llegando incluso a disminuir después de alcanzar un máximo global. Este valor máximo es mayor a medida que la rigidez k_d aumenta.

Por otra parte la **Figura 3- 2.b** muestra en línea llena la desviación estándar del desplazamiento estructural $q(t)$ calculado para una excitación de tipo ruido blanco, y normalizado respecto a la desviación estándar para $\xi_d = 0.05$ y $k_d/k_s = 1.5$. Se puede observar una importante disminución de la respuesta estructural en la primera región, mientras que en la segunda región la respuesta se mantiene prácticamente

constante, llegando incluso a aumentar para el caso en que el SDS es relativamente flexible ($k_d/k_a = 0.5$). En la misma figura, y con línea segmentada, se ha representado también la desviación estándar normalizada de la deformación del soporte del SDS $z(t)$. Se puede apreciar que a medida que ξ_d aumenta, $z(t)$ tiende a igualarse con $q(t)$, lo que implica que el SDS se comporta realmente como un “rigidizador”.

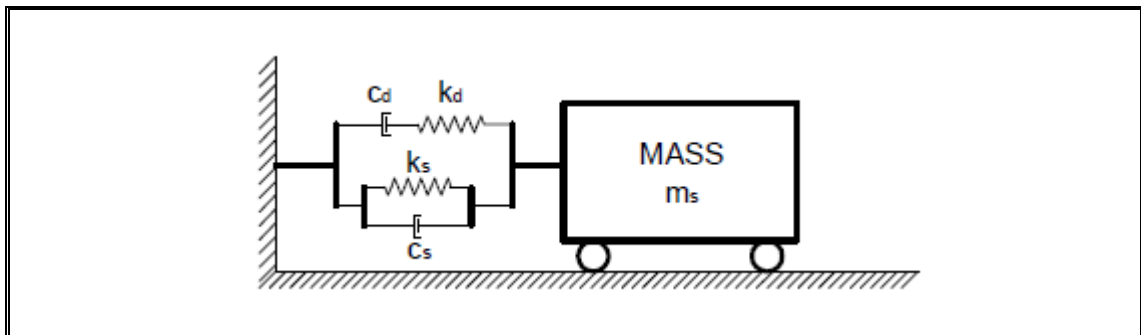


Figura 3- 1: Modelo esquemático de un sistema 1 GDL con amortiguamiento suplementario.

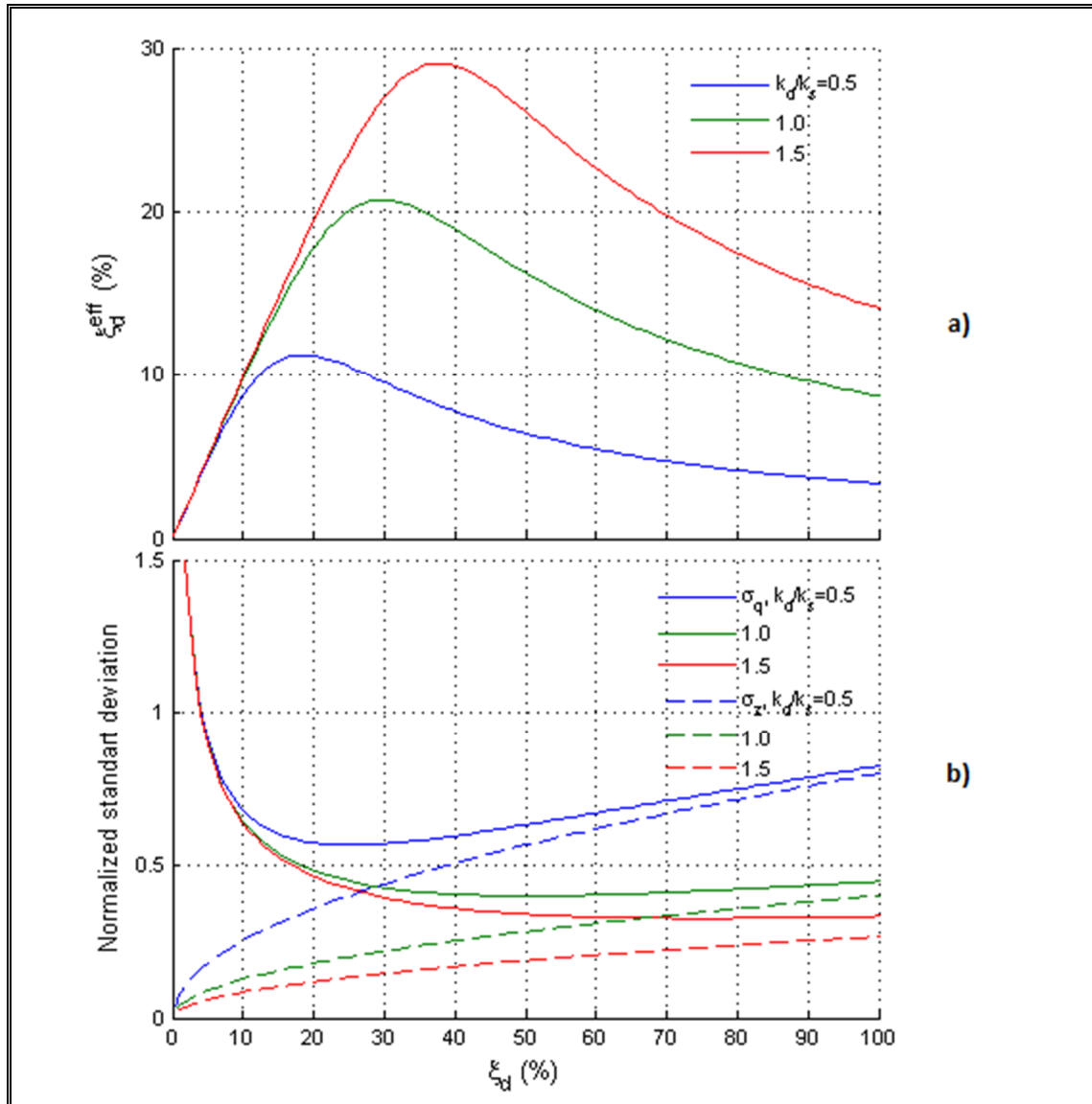


Figura 3- 2: Efectos del amortiguamiento suplementario ξ_d y la relación de rigideces k_d/k_s para una estructura con $\omega_s = 4\pi$ y $\xi_s = 0$; (a) Factor de amortiguamiento efectivo ξ_d^{eff} ; y (b) desviación estándar normalizada para el desplazamiento estructural $q(t)$ (en línea llena), y la deformación del soporte $z(t)$ (línea cortada).

3.2. Modelo con Sistema de Amplificación LAS o ELAS

La **Figura 3- 3** muestra un modelo estructural que representa una estructura de un piso provista de un sistema combinado de disipación de energía y amplificación de deformaciones de tipo lever-arm (LAS or ELAS). 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 disipador de energía. La estructura soporte del SDS está representada por un resorte de rigidez k_d , 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.

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

$$\begin{bmatrix} m_s & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{q}(t) \\ \ddot{u}(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_s & 0 \\ 0 & c_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}(t) \\ \dot{u}(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_{qq} & k_{qu} \\ k_{uq} & k_{uu} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q(t) \\ u(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -m_s \\ 0 \end{bmatrix} \ddot{x}_g(t) \quad (3.2)$$

Donde k_{qq} , k_{qu} y k_{uu} son los elementos de la matriz de rigidez condensada. Estos valores dependen de las rigideces k_d y k_s , de la relación de amplificación α , y de la rigidez a flexión EJ de la palanca. Para simplificar la parametrización del modelo, se adopta como rigidez representativa de la palanca el valor de rigidez al desplazamiento del tramo inferior de la palanca, es decir, $k_p = 12EJ/b^3$.

Transformando la **Eq.(3. 2)** al formato de ecuación de estado se obtiene:

$$\dot{Y}(t) = A_2 Y(t) + B_2 \ddot{x}_g(t) \quad (3. 3)$$

Donde,

$$A_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ -k_{qu}/c_d & -k_{uu}/c_d & 0 \\ -k_{qq}/m_s & -k_{qu}/m_s & -c_s/m_s \end{bmatrix}$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -1 \end{bmatrix}$$

y además $Y(t) = [y_1(t), y_2(t), y_3(t)]^T$ es el vector de estado del sistema, siendo $y_1(t) = q(t)$, $y_2(t) = \dot{q}(t)$, $y_3(t) = u(t)$; A_2 es la matriz de estado; B_2 es la matriz de input. A pesar de la mayor complejidad del modelo, la dimensión de la matriz de estado se conserva.

La influencia de la rigidez del sistema de amplificación en la eficiencia del sistema de disipación de energía se muestra en la **Figura 3- 4** para una estructura con $\omega_s = 4\pi$ y $\xi_s = 0$, $\alpha = 10$ y $\xi_d = 0.2\%$.

La parte (a) de la figura muestra las curvas de nivel del factor de amortiguamiento efectivo, donde se observa que la eficiencia aumenta significativamente con la rigidez del sistema de amplificación. Para el caso en que ambos valores de rigidez tienden a infinito, el factor de amortiguamiento efectivo tiende al 20%, que corresponde a una amplificación $\alpha^2 = 100$ del factor de amortiguamiento suplementario $\xi_d = 0.2\%$.

La parte (b) de la figura muestra las curvas de nivel del denominado factor de amplificación efectivo α_{eff} , definido como el cociente entre los valores absolutos de los desplazamientos del extremo inferior de la palanca y de la estructura, ambos asociados al primer auto-vector de la matriz de estado A_2 . Las curvas de nivel tienen una forma similar a la anterior, mostrando que la amplificación efectiva α_{eff} tiende a la amplificación mecánica α a medida que k_d y k_s aumentan. Notar que para alcanzar una eficiencia mayor al 85% se requiere que la relación k_d/k_s sea mayor o igual que 1, y que la relación k_p/k_s sea mayor o igual a 0.1. Esta figura indica que una relación $k_p/k_d = 0.1$ es adecuada para el diseño.

Complementariamente a la **Figura 3- 4**, se muestra en la **Figura 3- 5.a** la variación del factor de amortiguamiento efectivo ξ_d^{eff} como función del factor de amortiguamiento suplementario ξ_d y de la amplificación mecánica α , para una estructura con $\omega_s = 4\pi$, $\xi_s = 0$, $k_d/k_s = 1$ y $k_p/k_s = 0.1$. Es interesante notar que los mayores valores de amortiguamiento efectivo se obtienen para valores altos de α y valores pequeños de ξ_d . Este resultado se puede entender mejor si se analizan las curvas de nivel de la amplificación efectiva α_{eff} mostradas la **Figura 3- 5.b**. Como era de esperar, se observa que la eficiencia de la palanca disminuye a medida que aumenta el factor de amortiguamiento suplementario ξ_d .

La **Figura 3- 6** muestra los mismos resultados anteriores, pero usando el formato de la **Figura 3- 2** (correspondiente a la estructura sin sistema de amplificación). Se puede observar que los mejores resultados se obtienen con sistemas de amplificación rígidos, amplificación mecánica alta, y factores de amortiguamiento suplementario bajos. Por ejemplo, si se adopta $\alpha = 10$, $k_d/k_s = 1.5$, $k_p/k_s = 0.15$ y $\xi_d = 0.25\%$, se obtiene una reducción de un 50% de la respuesta. En este caso particular el

amortiguamiento efectivo es aproximadamente igual al 21% **Figura 3- 6.b**, que es bastante próximo al 25% que se podría obtener si el sistema de amplificación fuera infinitamente rígido.

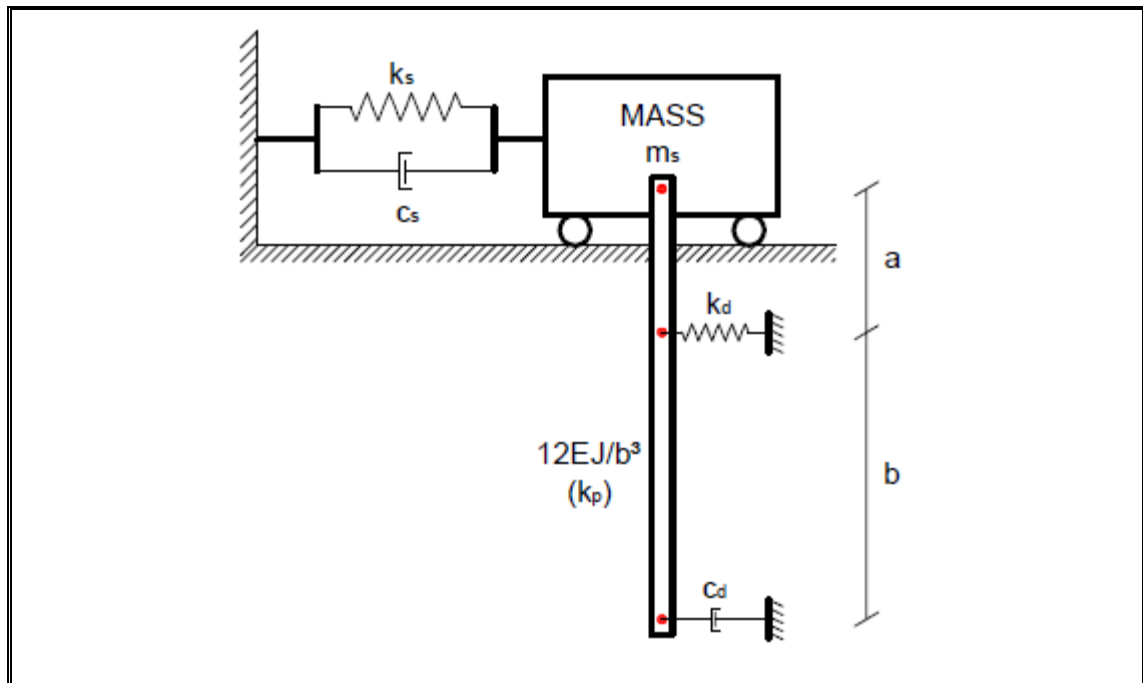


Figura 3- 3: Modelo esquemático de un sistema de 1 GDL con mecanismo LAS y amortiguamiento suplementario.

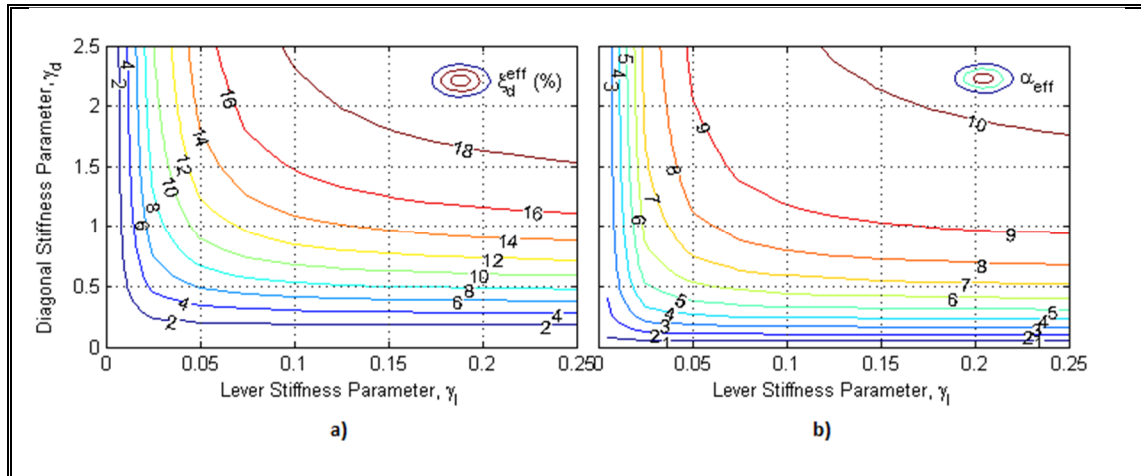


Figura 3- 4: Análisis de Sensibilidad de un Sistema de 1 GDL acoplado con mecanismo LAS usando: $\alpha = 10$; $\xi_{add} = 2/1000$; a) mostrando la superficie de amortiguamiento efectivo ξ_d^{eff} , y ; b) factor de amplificación efectiva α_{eff} , ambos mientras varia γ_l .

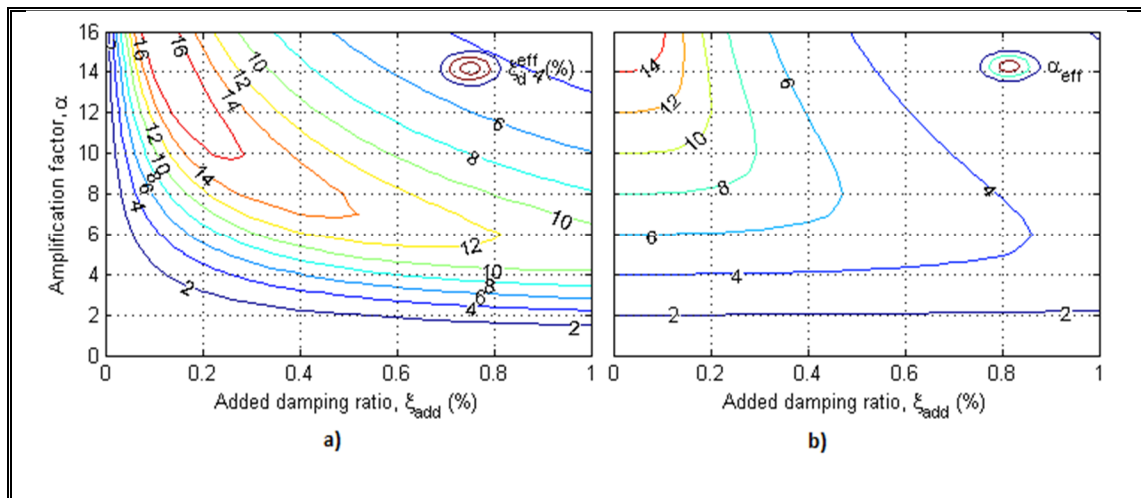


Figura 3- 5: Análisis de Sensibilidad de un Sistema de 1 GDL acoplado con mecanismo LAS usando: $\gamma_d = 1$, $\gamma_p = 0.1$; a) mostrando la superficie de amortiguamiento efectivo ξ_d^{eff} , y ; b) factor de amplificación efectiva α_{eff} , ambos mientras varia el amortiguamiento suplementario ξ_{add} .

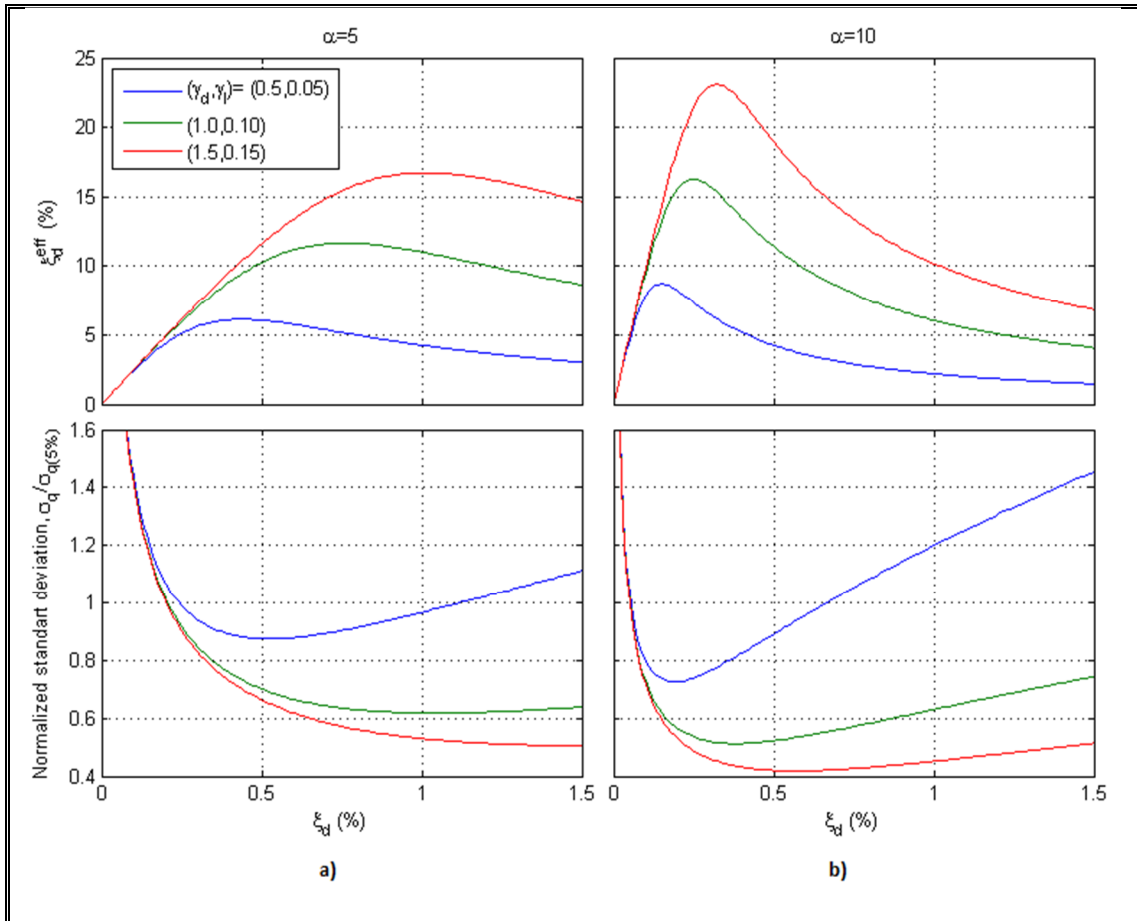


Figura 3- 6: Efectos del amortiguamiento suplementario ξ_d y la relación de rigideces k_d/k_s para una estructura con $\omega_s = 4\pi$ y $\xi_s = 0$, razón de amortiguamiento efectivo ξ_d^{eff} y desviación estándar normalizada del desplazamiento estructural $q(t)$ para; a) $\alpha = 5$ y, b) $\alpha = 10$.

4. MODELO DE MÚLTIPLES GRADOS DE LIBERTAD

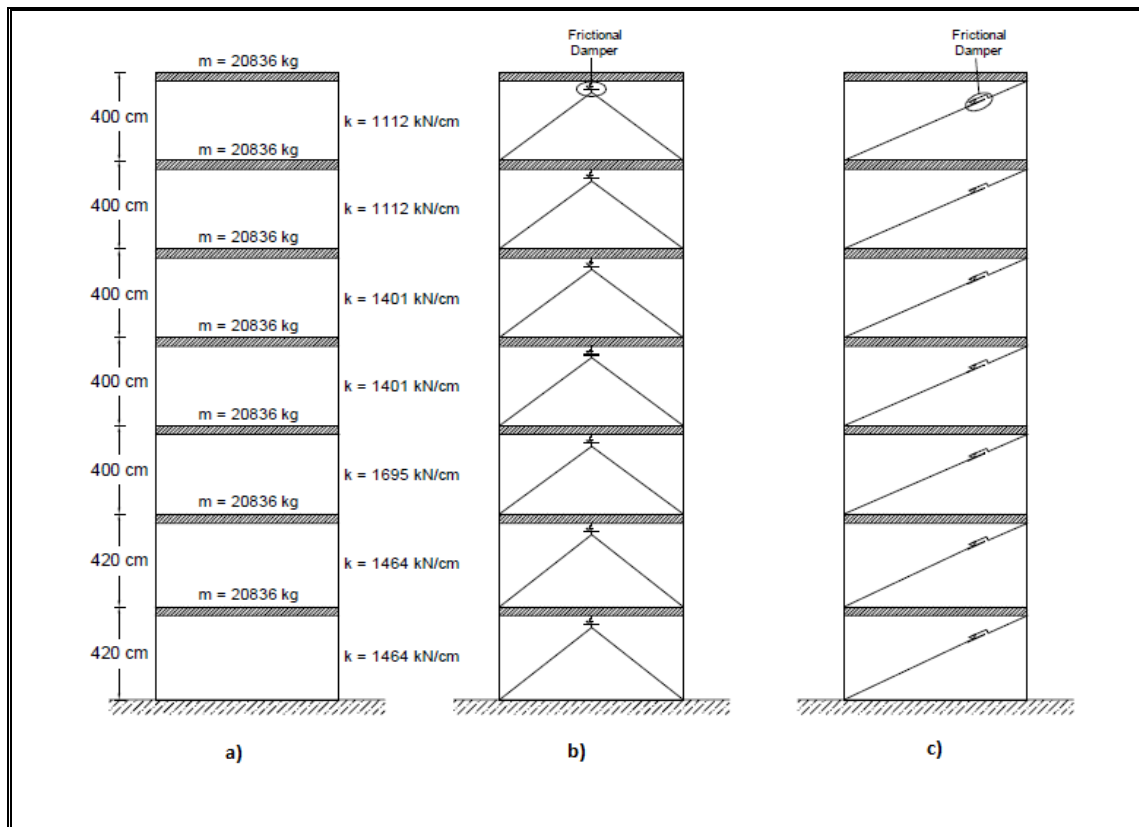
4.1. Modelo de Edificio de 7 Pisos

Una vez evaluado el sistema de un grado de libertad en las secciones precedentes, en la presente sección se analiza el comportamiento del mecanismo de amplificación propuesto instalado en un sistema de múltiples grados de libertad.

En la **Figura 4- 1.a**, se muestra el modelo de un edificio de 7 pisos sin ningún mecanismo de protección sísmica instalado en él. Las propiedades de masa y rigidez de cada piso se indican en la figura.

Es importante recalcar que se ha considerado que los pisos se desplazan horizontalmente sin deformación axial de vigas ni columnas, asumiendo un comportamiento a manera de diafragma rígido en piso. Debido a esta supuesto, se tiene 7 grados de libertad de desplazamiento horizontal y el periodo fundamental del edificio es de $T = 0.50$ segundos.

Nótese que en la **Figura 4- 1.b**, se modela la estructura con el método convencional tipo chevron para la instalación de disipadores de energía, mientras que en la **Figura 4- 1.c**, la segunda configuración convencional basada en diagonales. Las **Figura 4- 1.d** y **Figura 4- 1.e** muestran las configuraciones con LAS y ELAS respectivamente, siendo esta ultima la propuesta en esta investigación.



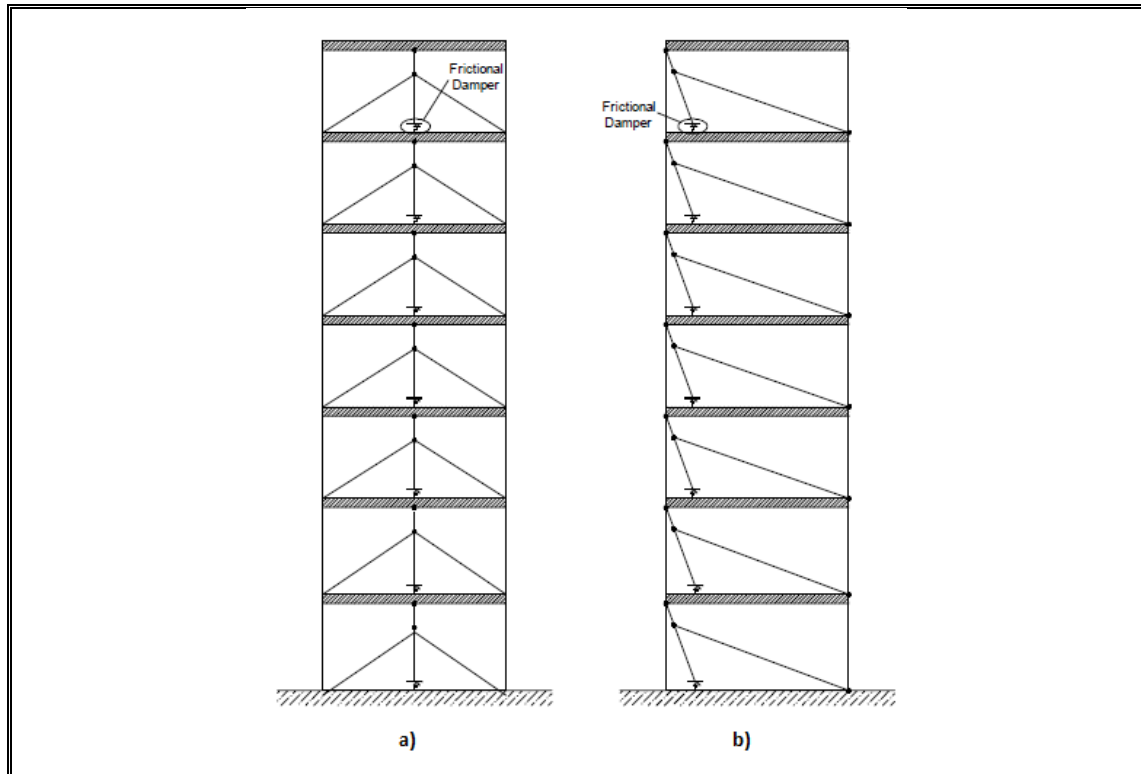


Figura 4- 1: a) Modelo Estructural y sus propiedades; b) configuración convencional con chevron; c) configuración convencional con diagonales; d) configuración con mecanismo LAS; y e) configuración con mecanismo ELAS (propuesto).

Para la evaluación de los modelos de la **Figura 4-1**, se realizó una serie de análisis tiempo-historia con el fin de obtener respuestas de desplazamiento y sus respectivos desplazamiento de entrepiso (drift de piso), usando un registro sísmico compatible con la norma chilena NCh.2745. Este registro corresponde al evento sísmico de El Centro, el cual ha sido sometido a un proceso de “*Spectral Matching*” para que su espectro de aceleraciones sea compatible con el espectro de la norma mencionada, considerando un suelo Tipo III (suelo blando) y una Zona Sísmica III ($PGA = 0.45g$). En la **Sección 5.3.1** se muestra en más detalle lo correspondiente a este registro utilizado.

Para la distribución en altura de dispositivos de disipación de energía, se ha usado el algoritmo SSSA (Simplified Sequential Search Algorithm) (Lopez-García, 2001) y (Lopez-Garcia & Soong, 2002) considerando que la capacidad de las unidades de disipación para las instalaciones convencionales (1 y 2) será diferente en relación a las unidades que se usarán en las configuraciones con amplificadores (3 y 4). Para las configuraciones convencionales por ejemplo, la capacidad Q de los disipadores se establecen en $Q_1 = 5000 \text{ kgf}$, mientras que para las configuraciones con mecanismo de amplificación se define un $Q_2 = 500 \text{ kgf}$. Nótese que la relación Q_1/Q_2 es igual a 10, que es el mismo valor que se da al factor de amplificación para estos análisis, es decir $\alpha = 10$. Es importante mencionar que, para la distribución por medio del SSSA, se ha establecido un drift de piso objetivo de $\Delta = 2.5/1000$.

Por otra parte, para asegurar que la comparación de los resultados en esta etapa sean lo más acertados posible, se dimensionan los elementos constitutivos en las configuraciones 1 al 4 (diagonales, chevrones, palancas y tensores) tomando en cuenta que sus rigideces sean las necesarias como para trabajar elásticamente (sección transversal de 0.018 m^2) y con deformaciones pequeñas bajo el efecto de un disipador cuya fuerza de activación llegue a ser de 60.000 kgf (lo cual no sucede en este análisis) y así garantizar que las 4 configuraciones trabajen con la máxima eficiencia posible.

El análisis dinámico tiempo-historia se realizó por medio de simulación por computadora. Se generó rutinas para los programas OpenSees (McKenna, Fenves, Scott, & Jeremic, 2000) y MATLAB ("MATLAB," 2013) que trabajaran en conjunto para obtener los resultados requeridos. El primero de ellos fue usado para generar los modelos completos de las estructuras, por medio de MATLAB, se ejecutaba el programa OpenSees, de este se obtenía la respuesta de desplazamientos de piso. Con estos desplazamientos se calcula, usando MATLAB, los drift de piso y en base a esta

respuesta se ejecuta de manera secuencial los análisis consecutivos nuevamente en OpenSees.

Tabla 4- 1: Número de Unidades necesarias				
<i>Piso</i>	<i>Diagonales</i>	<i>Chevrone</i>	<i>LAS</i>	<i>ELAS</i>
1	24	21	18	18
2	15	14	12	14
3	4	4	1	0
4	3	3	2	0
5	0	0	0	0
6	0	0	0	0
7	0	0	0	0
TOTAL	46	42	33	32

En la **Tabla 4- 1** se muestra la distribución de cantidad de unidades de dispositivos de disipación de energía necesarias para alcanzar el drift de piso objetivo ($\Delta = 2.5/1000$). Como se puede apreciar, para las dos primeras configuraciones, diagonales y chevrone, se requieren un total de 46 y 42 unidades, respectivamente. Por otra parte, para las configuraciones con mecanismos de amplificación LAS y ELAS son necesarias apenas 33 y 32 unidades respectivamente. Nótese que en estos últimos, el mecanismo ELAS puede considerarse como la configuración que más aporta a un mejor desempeño de la estructura.

A pesar de que el factor de amplificación teórico de los mecanismos se han establecido en $\alpha = 10$, es apreciable que la cantidad de unidades de disipación es incluso menor a la que se esperaría por deducción simple. Es decir que si por ejemplo, consideramos que para la configuración tipo chevron, que es la que toma directamente el drift de piso como desplazamiento de activación del disipador conectado a este, vemos que es necesario un total de 42 unidades, lo que equivale a una capacidad total de disipadores

de $Q_{T-CHE} = 42 * 500kgf = 210000 kgf$. Si contrastamos esta capacidad total con la obtenida del mecanismo ELAS que es $Q_{T-ELAS} = 16000 kgf$ de las 32 unidades necesarias en total, podemos observar que la razón entre estos dos valores es $\alpha_Q = Q_{T-che} / Q_{T-ELAS} = 13.1$, mayor al factor de amplificación teórico.

De igual manera, en la **Figura 4- 2** se muestra gráficamente los drift de piso alcanzado luego de la distribución en altura de las unidades de disipación con lo cual se ratifica los resultados de la **Tabla 4- 1**. En esta figura se puede notar que el mayor drift se da en los pisos bajos, lo cual coincide con la distribución de unidades de disipación resultado del SSSA y que se han mostrado en la **Tabla 4- 1**.

En la **Figura 4- 3** se muestra el drift de piso de la estructura de acuerdo a diferentes valores de rigidez impuesta en el sistema secundario. Este sistema secundario se identifica como el chevron en el caso de dicha configuración convencional y en el amplificador LAS (ver **Figura 1- 1.b** y **Figura 1- 1.f**, respectivamente), o el cable en el amplificador ELAS (ver **Figura 2- 1**). Se considera que la rigidez del sistema secundario está representada por la deformación unitaria ε de dicho elemento, como fracción de la deformación unitaria de fluencia ε_y . Se ha evaluado la respuesta de drift de piso para valores de $\varepsilon = 0.30, 0.50, 0.70$ y 0.95 de ε_y , considerando como valor de control de $\varepsilon \approx 0.15$ de ε_y (correspondiente a **Figura 4- 2**). La **Figura 4- 3.a** muestra estas respuestas para la configuración de chevron, mientras que la **Figura 4- 3.b** y **Figura 4- 3.c** para los amplificadores tipo LAS y ELAS, respectivamente. Como se puede apreciar en estas figuras, a medida que la deformación unitaria de los elementos del sistema secundario se va acercando a la deformación unitaria de fluencia, el drift de piso va aumentando. Se puede notar que según la **Tabla 4-1** y en las **Figura 4-3a-c**, que en los pisos bajos es donde más unidades de disipación se requiere.

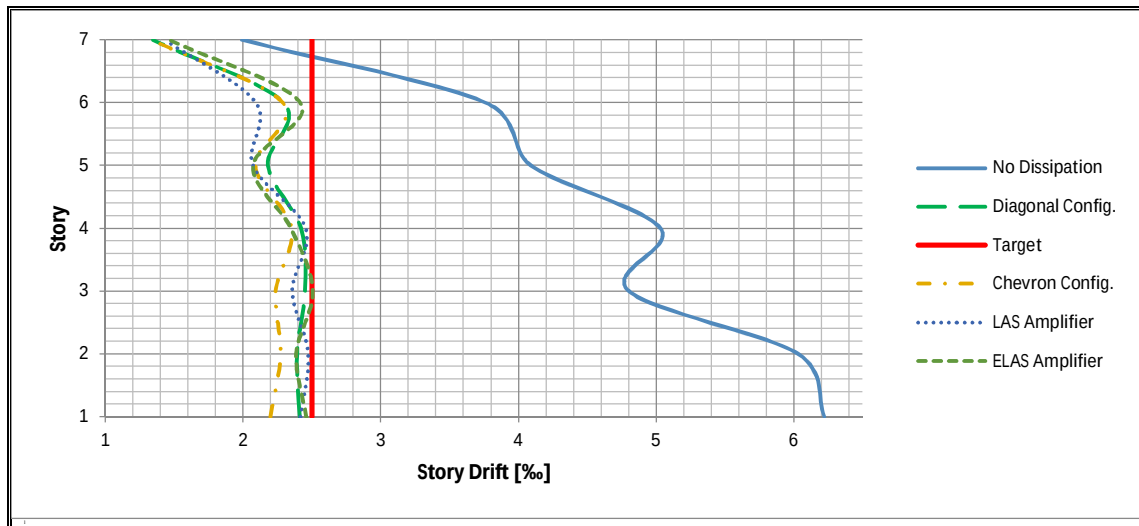


Figura 4- 2: Drift de piso después de hacer la distribución en altura de los dispositivos de disipación usando el método SSSA.

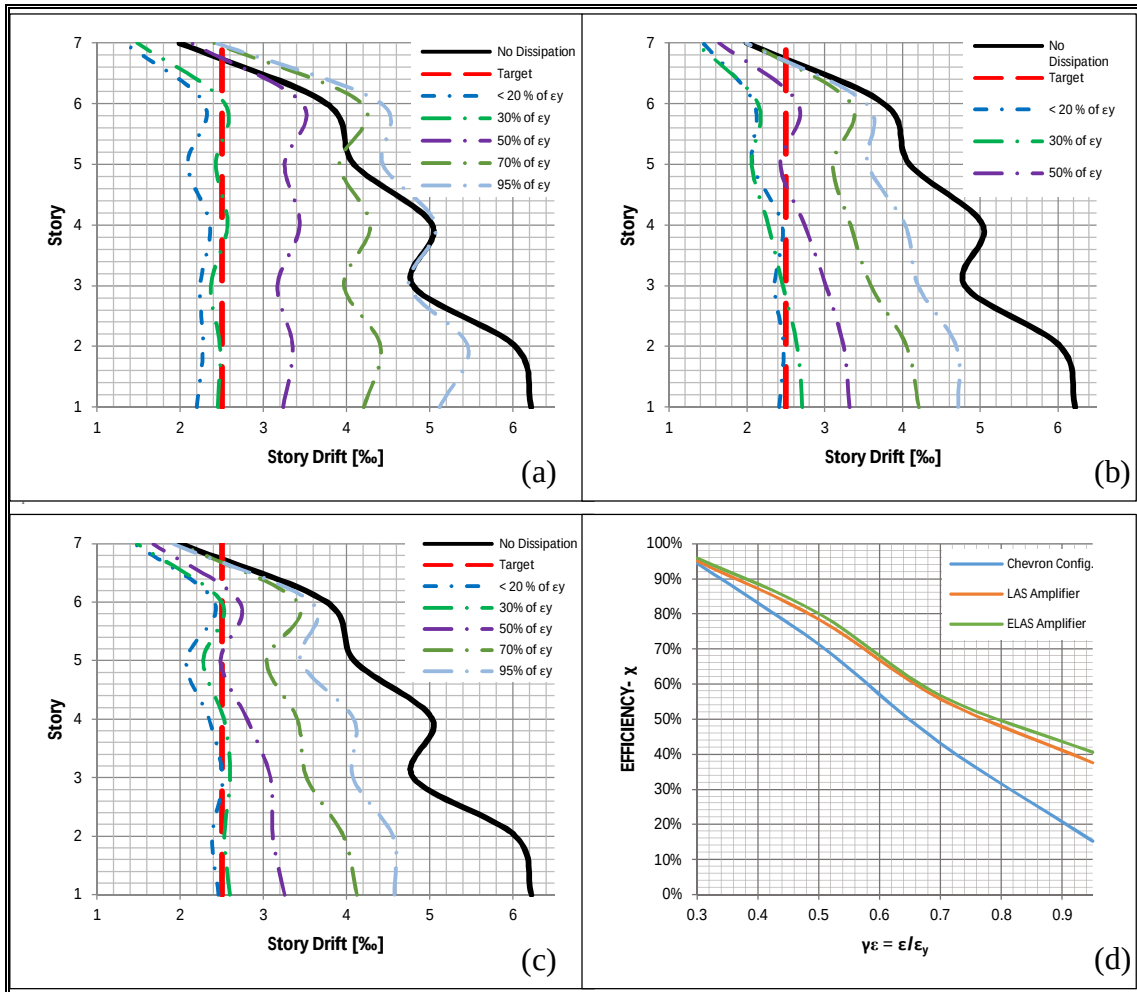


Figura 4- 3: Deriva de piso calculada a medida que varía γ_ϵ para: (a) configuración con chevrones; (b) mecanismo LAS; (c) mecanismo ELAS; y (d) eficiencia de la configuración, χ mientras γ_ϵ varía.

Se presenta en la **Figura 4- 3.d**, a manera de resumen de los resultados presentados de drift de piso mencionados en los párrafos anteriores, la eficiencia χ de los tres dispositivos de este análisis en función de la relación $\gamma_\epsilon = \epsilon/\epsilon_y$. Esta eficiencia se calcula relacionando los valores de drift de piso para la condición óptima, es decir, luego de la distribución usando el algoritmo SSSA con los miembros del sistema secundario rígidos, con cada relación γ_ϵ para los drift del primer piso. Nótese que la

eficiencia de ambos dispositivos, LAS y ELAS son muy similares debido a su similar funcionamiento y que la diferencia a favor de este último dispositivo respalda los resultados de la **Tabla 4- 1** de cantidades de unidades necesarias para alcanzar un determinado drift objetivo.

Esta pequeña diferencia puede darse por la ubicación de donde entrega la fuerza de amortiguamiento amplificada el amplificador LAS. Este, a diferencia del amplificador propuesto ELAS, entrega dicha fuerza a una zona poco rígida del pórtico y la transmisión final a los demás elementos de soporte puede verse afectada por la flexibilidad de la viga a donde está conectada. A diferencia del amplificador ELAS que entrega la fuerza de amortiguamiento a una zona rígida del pórtico que es el nudo de unión viga-columna, haciendo más eficiente el efecto de esta fuerza en la estructura.

4.2. Modelo de Edificio de 5 pisos. Sistema Dual (Muro-Pórtico)

Como es bien sabido, los muros de hormigón armado son muy eficientes para controlar las deformaciones de entrepiso en estructuras sometidas a excitación sísmica. Sin embargo, esta característica dificulta el uso de sistemas de disipación de energía. La **Figura 4- 4** muestra un modelo estructural plano de 5 pisos de hormigón armado, conformado por un marco de 2 vanos y un muro, donde se ha incorporado un sistema de amplificación tipo ELAS. Para mostrar la influencia de la rigidez de las diagonales se han considerado dos casos, en los que la relación entre la sección de las diagonales es igual a 2. Las dimensiones de los elementos estructurales principales y secundarios, como también el peso sísmico de cada piso se indican en la **Tabla 4- 2** . El periodo fundamental de la estructura es igual $T_0=0.39$ s. La **Figura 4- 5** presenta las historias de energía (histerética) disipada por los dispositivos friccionales, y la energía (viscosa) disipada por la estructura principal. Se puede observar que a mayor

rigidez de las diagonales, mayor es la energía histerética y menor la energía viscosa disipada.

La **Tabla 4- 3** presenta un resumen de los resultados obtenidos para la estructura con y sin disipadores de energía. A pesar de que todos los indicadores de desempeño de la estructura con diagonales rígidas son mejores a los de su contraparte flexible, esta última entrega resultados que podríamos considerar satisfactorios. Nótese además que con una capacidad total de sólo 7.5 tonf, se consigue reducir las deformaciones de entrepiso máximas en aproximadamente un 50%, a pesar de que la eficiencia promedio del sistema de amplificación es de 65% y 70% para los casos con diagonales flexibles y rígidas, respectivamente. Para ilustrar este importante aspecto, la **Figura 4- 6** muestra las historias de deformación de los disipadores de energía, y de las deformaciones de entrepiso multiplicadas por el factor de amplificación teórico ($\alpha = 11$). Notar que la eficiencia alcanza el 100% sólo en el primer piso, donde no se necesitan disipadores de energía.

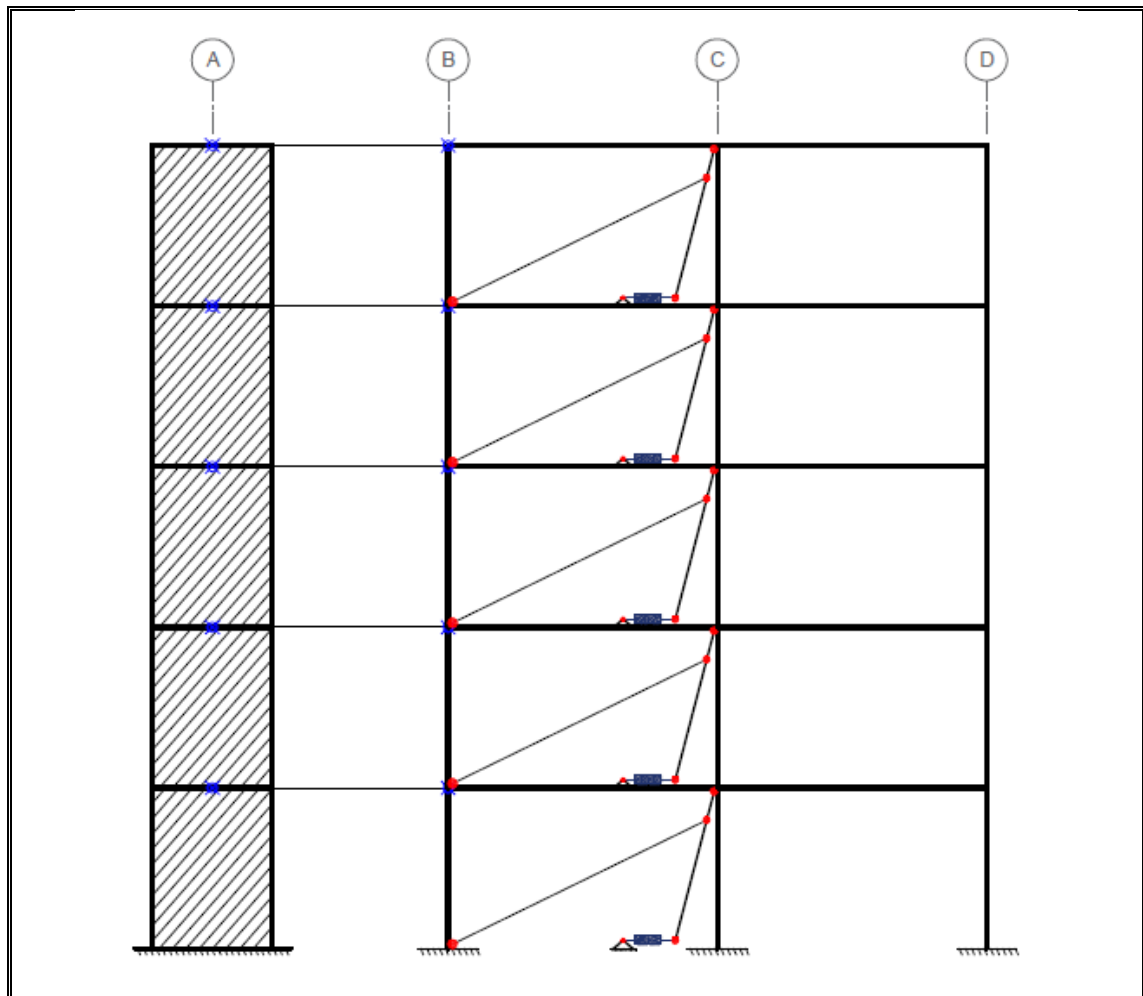


Figura 4- 4: Modelo estructural del sistema dual analizado.

Tabla 4- 2: Propiedades Estructurales. Modelo de Sistema dual de 5 pisos.

Story	Height (cm)	Seismic weight (tonf)	Principal structure's elements			Secondary structure's elements		
			Column section (cm)	Beam section (cm)	Wall section (cm)	Lever arm inertia (cm ⁴)	Diagonal area (cm ²)	
							Case 1	Case 2
1	325	40	60 x 60	30 x 50	15 x 300	7786	20	40
2	325	40	60 x 60	30 x 50	15 x 300	7786	20	40
3	325	40	60 x 60	30 x 50	15 x 300	7786	60	120
4	325	40	60 x 60	30 x 50	15 x 300	7786	60	120
5	325	20	60 x 60	30 x 50	15 x 300	7786	20	40

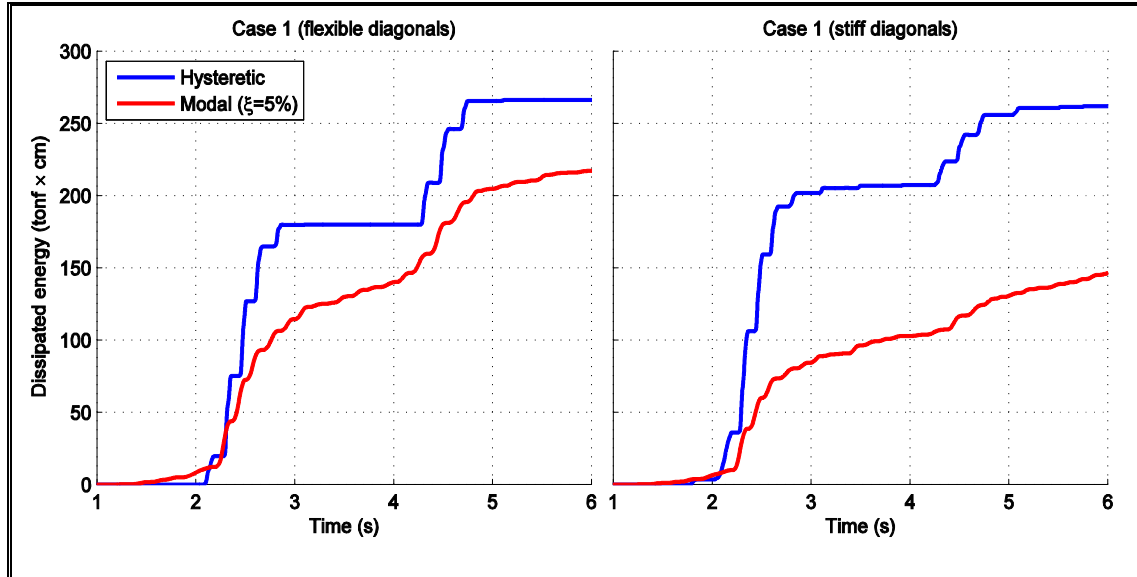


Figura 4- 5: Historia de energía disipada en el sistema.

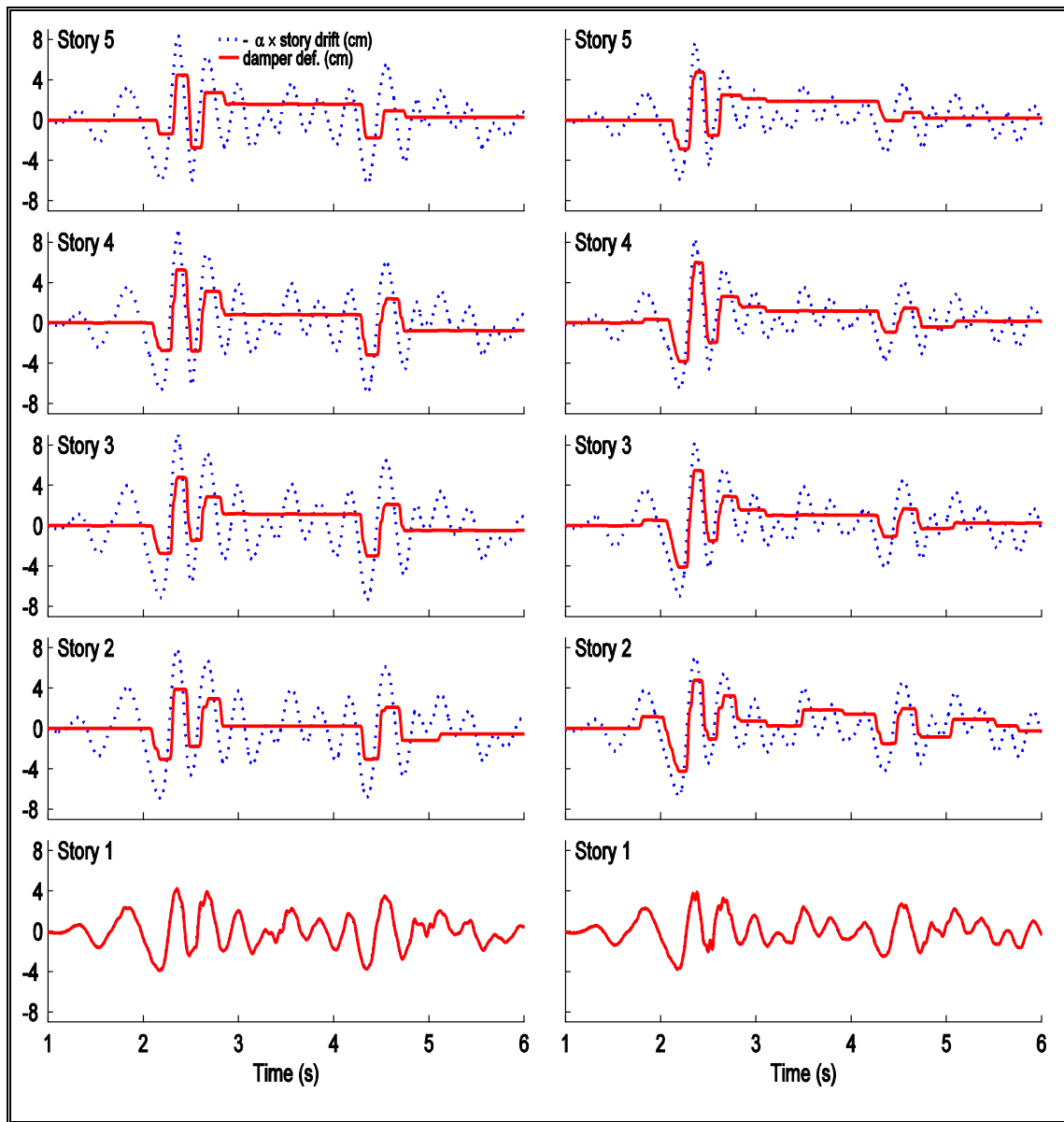


Figura 4- 6: Historia de respuesta de deformación de cada piso y de los dispositivos de disipación (α veces).

Tabla 4- 3: Respuesta del sistema dual de 5 Pisos.

	Story	Damper capacity	Max. story drift (cm)	Max. damper deform. (cm)	Effective ampl. ratio	Max diagonal force (tonf)	Max diagonal strain (micro- strain)
1	Without damper	-	0.63	-	-		
	With damper (case 1)	0.0	0.37	4.22	100	2.2	52
	With damper (case 2)	0.0	0.33	3.87	100	3.6	43
2	Without damper	-	1.31	-	-		
	With damper (case 1)	1.0	0.71	3.91	50	18.7	446
	With damper (case 2)	1.0	0.64	4.79	68	19.6	234
3	Without damper	-	1.59	-			
	With damper (case 1)	3.0	0.83	4.81	52.7	51.1	405
	With damper (case 2)	3.0	0.74	5.47	67.2	51.7	205
4	Without damper	-	1.60	-	-		
	With damper (case 1)	2.5	0.82	5.27	58.4	43.4	344
	With damper (case 2)	2.5	0.76	5.99	71.6	44.1	175
5	Without damper	-	1.48	-	-		
	With damper (case 1)	1.0	0.76	4.47	53.5	18.6	443
	With damper (case 2)	1.0	0.70	4.75	61.7	18.5	220

5. ESTUDIO EXPERIMENTAL

Con el fin de evaluar el comportamiento real del mecanismo de amplificación de desplazamientos (ELAS) propuesto en esta investigación, se realizaron una serie de ensayos pseudo-dinámicos en el Laboratorio del Departamento de Ingeniería Estructural y Geotécnica. Éstos fueron ejecutados sobre una estructura metálica a escala real cuyas características se detallan en la siguiente sección, construida especialmente para dar sustento experimental a una serie de investigaciones realizadas a la par de la presente. Una de estas es la que se presenta en (Tapia Flores, 2015).

En este capítulo, se da una breve descripción de la estructura de prueba y cómo se instaló el mecanismo de amplificación en uno de los pórticos de ésta, así como también la implementación de un tipo convencional de dispositivo de disipación de energía en este conjunto amplificador-estructura.

Una descripción más detallada de la evaluación realizada la estructura metálica para determinar sus propiedades mecánicas, se puede obtener de (Tapia Flores, 2015). En esta investigación se describen ensayos adicionales realizados a la estructura de prueba, de donde se ha podido estimar parámetros, como por ejemplo, el amortiguamiento intrínseco considerable que posee el espécimen debido al tipo de conexiones apernadas con el que fue concebido, entre otras consideraciones.

5.1. Especimen de Prueba e instalación del mecanismo ELAS

La **Figura 5- 1** muestra una vista esquemática del espécimen de prueba. Las 4 columnas tienen una sección HN30×106, mientras que las vigas perimetrales e interiores tienen una sección IN25×32.6 y 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.

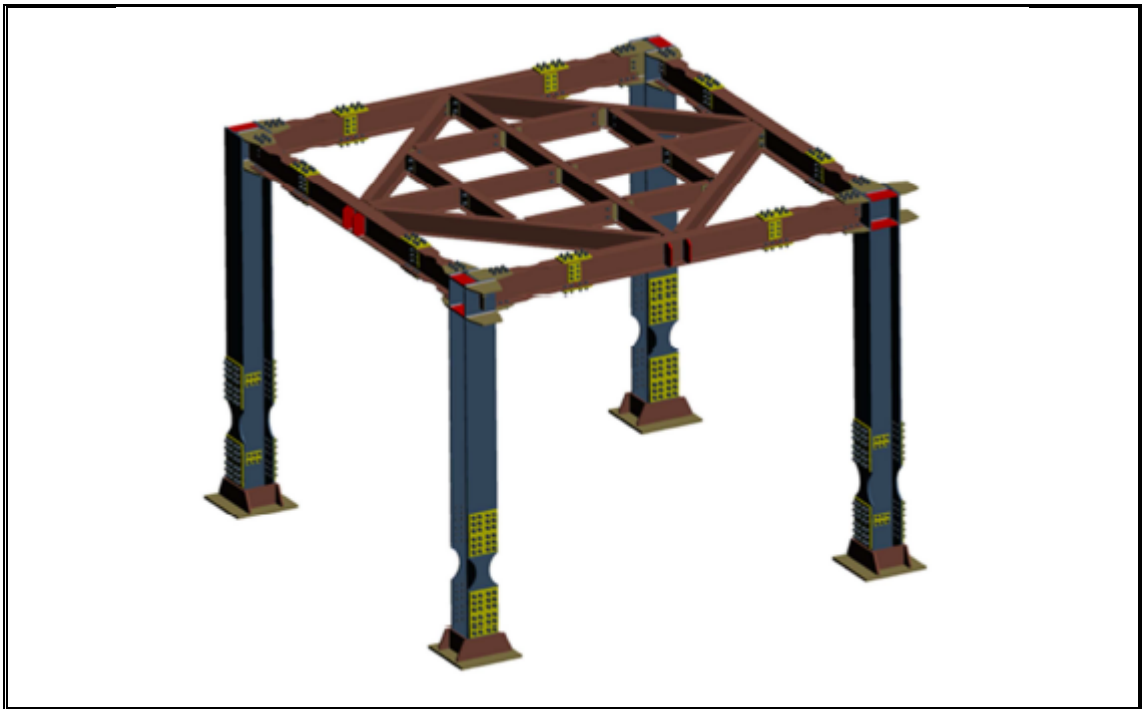


Figura 5- 1: Espécimen de prueba, vista general.

Además, en la **Figura 5- 2** se 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.

En la **Figura 5- 3** se muestran dos fotografías de la estructura, la losa de carga, los muros de reacción y los 3 actuadores pseudo-dinámicos usados en esta investigación. El actuador 1 se ubica en la dirección X (Norte-Sur), sobre el eje C, mientras que los actuadores 2 y 3 se ubican en la dirección Y (Este- Oeste), sobre los ejes 5 y 3, respectivamente. 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.

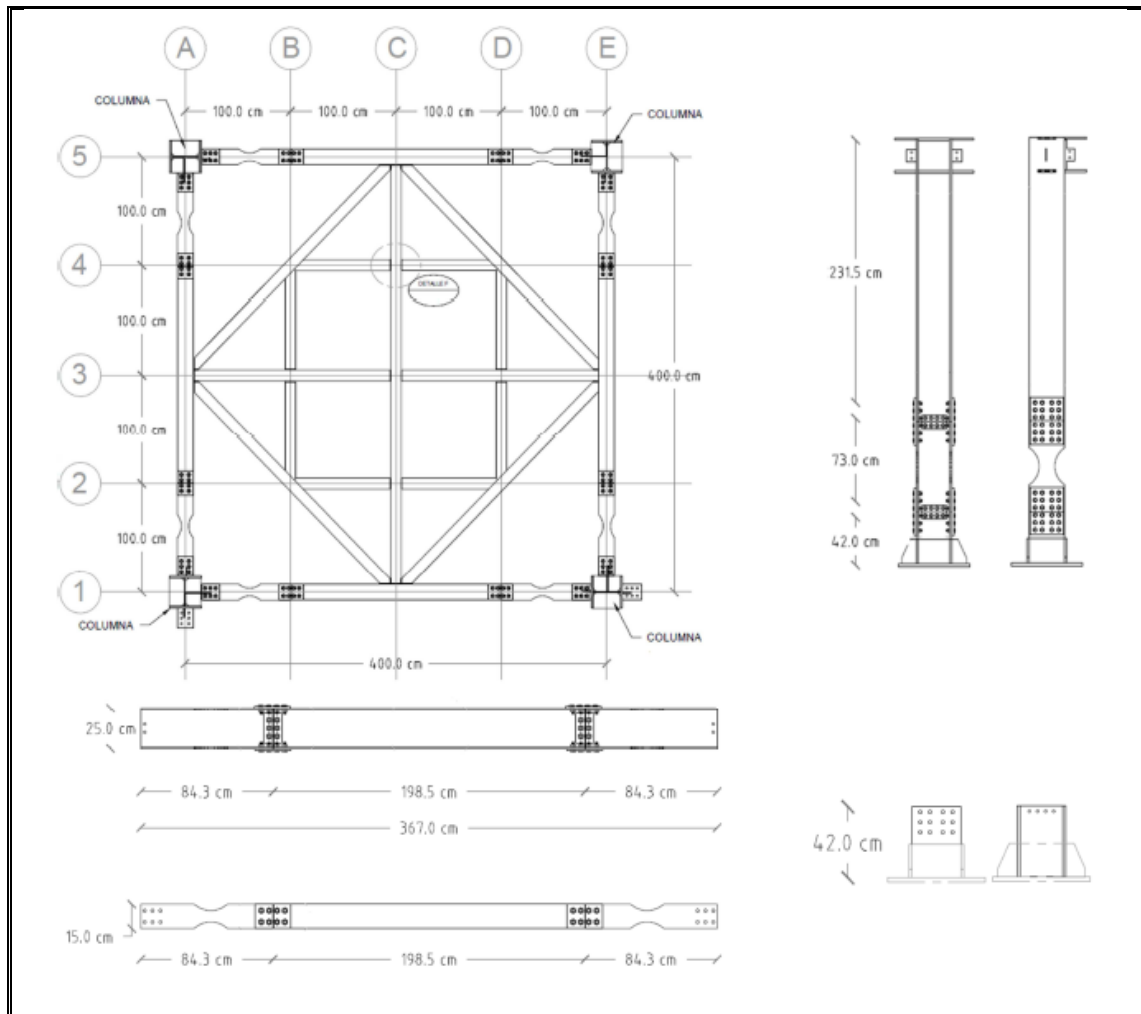




Figura 5- 3: *Espécimen de prueba sobre losa de reacción y acoplado al equipo pseudo-dinámico.*

La **Figura 5- 4** muestra un esquema del sistema de amplificación que se propone en esta investigación, como también una fotografía del eje A con el disipador tipo friccional lineal instalado entre la barra colectora del amplificador y la losa de carga. El sistema de amplificación tiene una relación de amplificación teórica $\alpha = 11$.

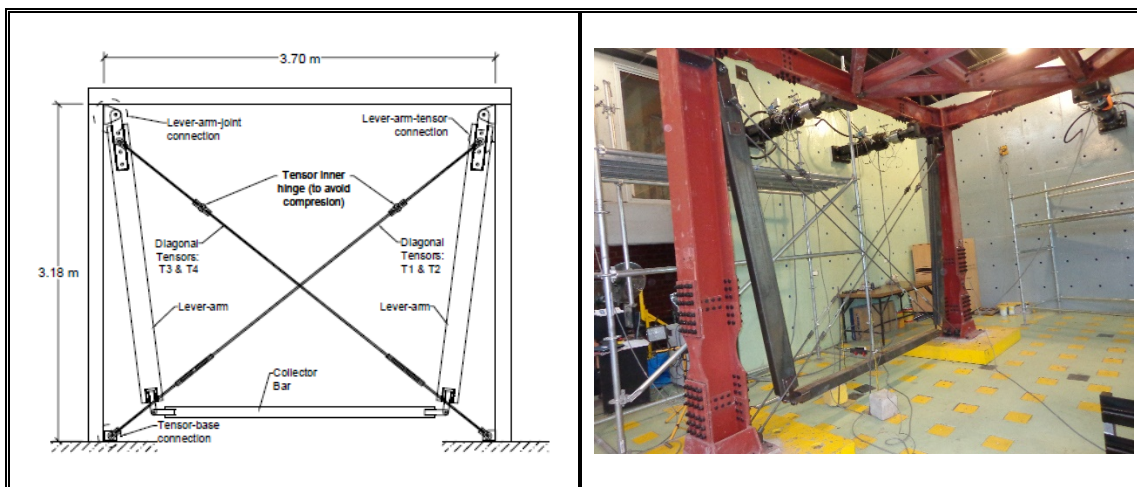


Figura 5- 4: *Esquema del mecanismo de Amplificación e instalación en el pórtico exterior del espécimen de prueba.*

5.2. Amortiguador Friccional

Es importante recalcar que hasta la actualidad, es muy común encontrar publicaciones de investigación de mecanismos de amplificación de desplazamientos, validados por ensayos experimentales acompañados de dispositivos de disipación de energía tipo viscoso lineal y no lineal.

En publicaciones como (Mualla & Belev, 2002) y en (Kim, Choi, & K.-W., 2011) sin embargo, se expone la utilización de un disipador tipo friccional, que si bien es cierto no está acoplado a un mecanismo de amplificación, está instalado por medio de tensores a la estructura. La instalación de estos dispositivos, tal como se muestra en las mencionadas publicaciones, se ubica de tal forma que la fuerza de disipación es aplicada directamente a la mitad de la luz de cada viga en el pórtico donde se instala. Es nuestra intención hacer notar que con el mecanismo ELAS propuesto en esta investigación, cualquier tipo de dispositivo de disipación de energía puede ser instalado en una estructura, manteniendo siempre la configuración y uno de los preceptos fundamentales consistente en entregar idealmente la fuerza de disipación a una zona rígida de la estructura (unión viga-columna).

La **Figura 5- 5** muestra un esquema del dispositivo de disipación de energía y una fotografía de la instalación de éste en el espécimen de prueba, acoplado al mecanismo de amplificación de desplazamientos. Este dispositivo friccional se asemeja a un medio camión en forma de C, de dimensiones mayores a las de la barra colectora del mecanismo ELAS. El disipador actúa cuando los tornillos que se indican en la **Figura 5- 5** son ajustados, haciendo que las placas laterales se deformen aplicando a su vez una presión a la barra colectora. Esta presión es aplicada a la colectora por medio de dados de acero en los extremos de los tornillos, donde está instalada una semiesfera de balata. La presión transmitida por la balata junto con el coeficiente de rozamiento

existente entre ésta y el acero de la colectora, es el que se debe superar cuando el mecanismo de amplificación intenta desplazarse. De esta manera es cómo funciona el sistema de disipación fabricado para esta serie de ensayos.

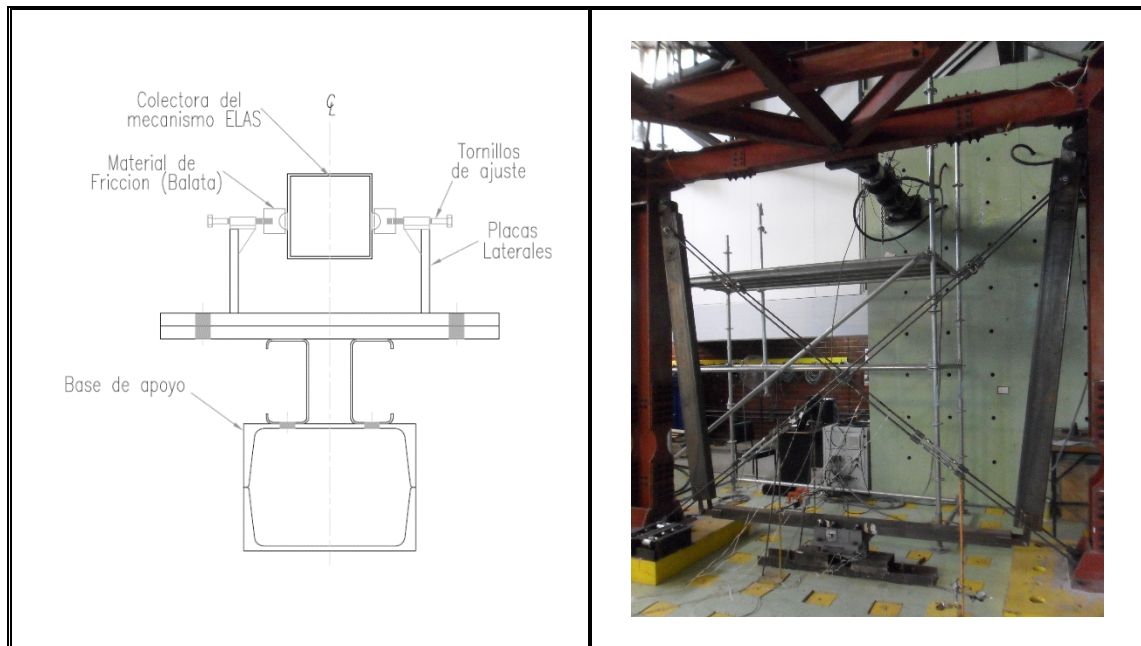


Figura 5- 5: Esquema del disipador friccional e instalación en el conjunto amplificador (ELAS)-estructura.

La caracterización de dispositivo friccional se presenta en (Montaño, 2015). En dicho documento se explica cómo se realizaron las pruebas al dispositivo solamente para determinar la constitutiva y de qué manera estimar la fuerza aplicada por medio de los tornillos de apriete, a la superficie de contacto.

5.3. Ensayo Pseudo-Dinámico

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 (Mahin & Shing, 1985), (Aktan & Asce, 1986) y (Nakashima, Kato, & Takaoka, 1992), un ensayo pseudo-dinámico consiste en resolver paso a paso la siguiente ecuación diferencial matricial:

$$M \ddot{q}(t) + C \dot{q}(t) + R(t) = -M S \ddot{d}_g(t) \quad (5.1)$$

Donde M es la matriz de masa; C es la matriz de amortiguamiento clásico; $q(t)$ es el vector de grados de libertad (GDL) de la estructura; $R(t)$ es el vector de fuerzas restitutivas (elásticas y/o inelásticas); y $\ddot{d}_g$ es el vector de aceleraciones del suelo, siendo S la matriz de incidencia sobre los GDL de la estructura.

En un ensayo pseudo dinámico, se establece como datos de entrada la matriz de amortiguamiento clásico y la matriz de masa de la estructura. La ventaja de este tipo de ensayo es que se puede establecer diferentes propiedades dinámicas a la estructura de prueba solamente variando la matriz de masa que es introducida por el usuario y la matriz de rigidez es determinada paso a paso en función de las mediciones tomadas por las celdas de carga en los actuadores y los desplazamientos impuestos obtenidos también en cada paso de integración. La ecuación del movimiento es resuelta por integración paso a paso, en este caso usando el integrador Newmark explícito incorporado al Módulo de ensayo Pseudo-Dinámico provisto por la empresa ARIES.

La matriz de masa, como se ha mencionado en el párrafo anterior, es calculada según la necesidad de las condiciones de ensayo. Esta es determinada en función del radio

de giro de la masa ρ , la masa m y la excentricidad de la ubicación con respecto al centro geométrico de la planta.

$$M = \begin{bmatrix} m & 0 & -me_y \\ 0 & m & 0 \\ -me_y & 0 & m\rho^2 \end{bmatrix} \quad (5.2)$$

Donde, para nuestra evaluación experimental tenemos $m = 31060 \text{ kg}$ como masa traslacional; $e_y = 1.0 \text{ m}$ como excentricidad de masa; y $\rho = 2.35 \text{ m}$ como radio de giro.

En (Tapia Flores, 2015) se demuestra por medio de ensayos de vibraciones libres, que la estructura como tal, por su tipo de conexiones apernadas (deslizamiento entre placas de conexión y elementos) posee un amortiguamiento intrínseco alto. Es por esto que se introduce una matriz C nula como dato.

La **Figura 5- 6** muestra una implantación del espécimen de prueba ubicado sobre la losa de reacción y conectada a los actuadores pseudo-dinámicos apoyados al muro de reacción.

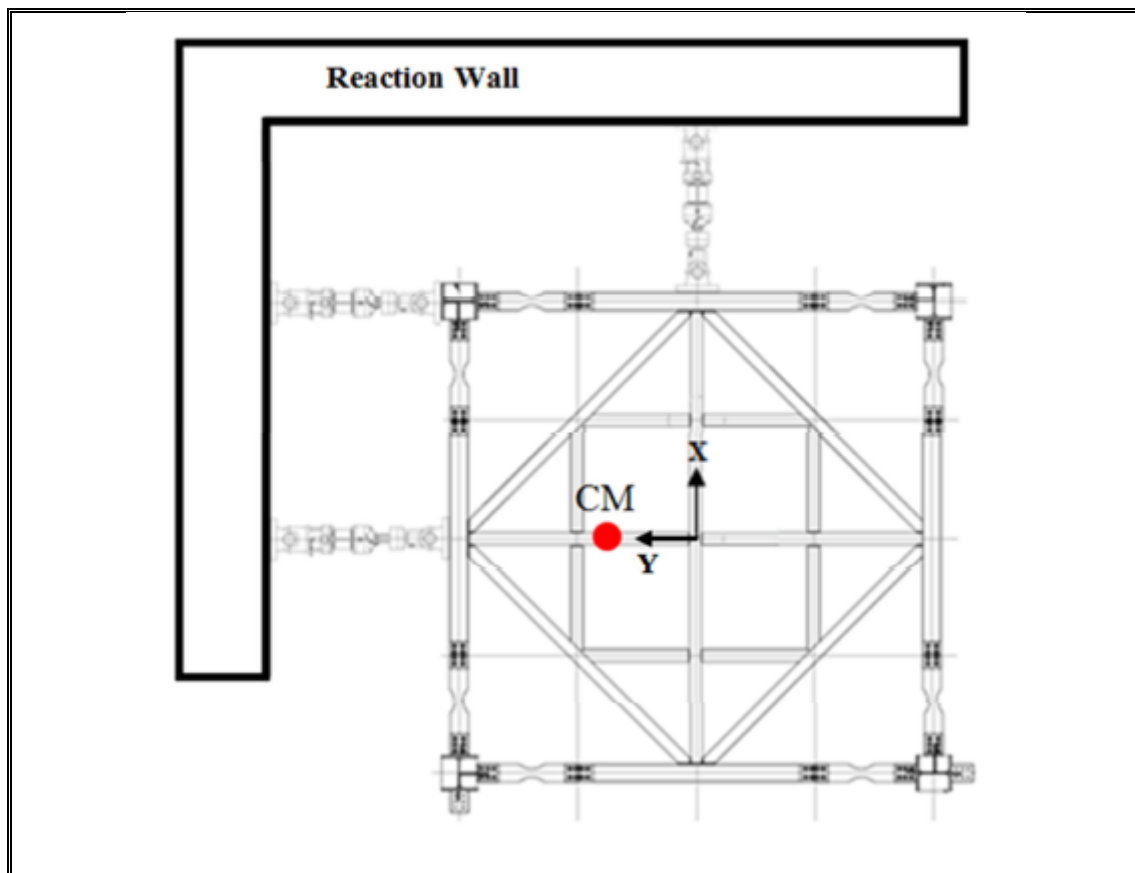


Figura 5- 6: Disposición de ensayos Pseudo-Dinámicos.

5.3.1. Ensayos con excitación sísmica

Para la ejecución de los ensayos pseudo-dinámicos con excitación sísmica se utilizó un registro artificial (ART) generado a partir de la componente N-S del registro de El Centro (Alatik & Abrahamson, 2010) y (Hancock et al., 2006), y compatible con el espectro de la Norma Chilena NCh2745 de aislación sísmica (INN-Chile, 2003), para suelo tipo III (suelo blando), y zona sísmica III (PGA=0.45 g). La **Figura 5- 7** muestra las historias de aceleración y los espectros de respuesta elástica del registro original y artificial (ART).

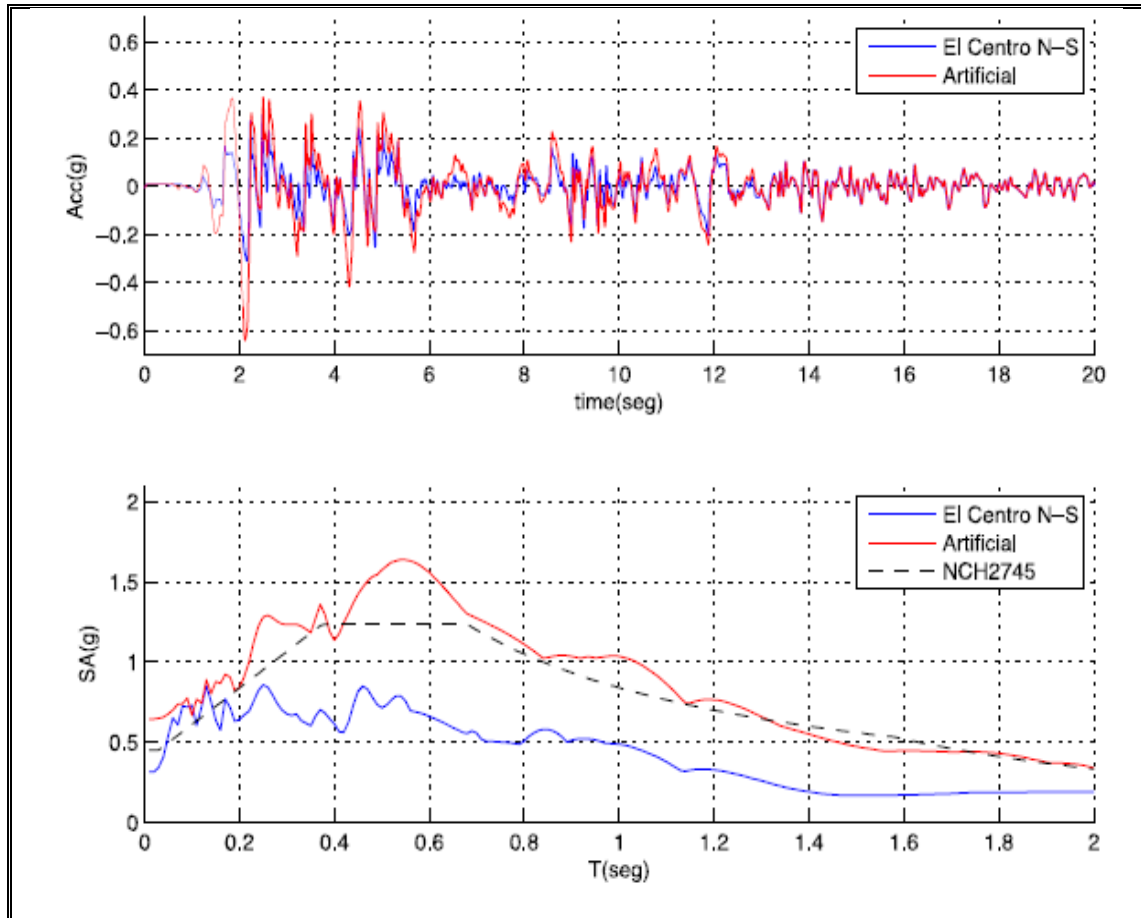


Figura 5- 7: Historia de aceleraciones N-S del registro El Centro, y; Espectro de respuesta elástica, registro original y artificial (ART).

El registro artificial generado y mostrado arriba, se escaló al 30% con el fin de no generar fluencia en los elementos de la probeta de ensayo, se estableció una excentricidad de masa de $e_y = 100 \text{ cm}$ y se ejecutó una simulación del registro en la estructura mediante el ensayo pseudo dinámico, inicialmente sin el disipado acoplado al conjunto.

Como se puede notar en la **Figura 5- 8**, el gráfico superior muestra la diferencia que existe entre los desplazamientos de los dos pórticos laterales, siendo el pórtico *A* el borde flexible y donde está instalado el mecanismo de amplificación, y el pórtico *E* borde rígido (ver **Figura 5- 2**). Al establecer la excentricidad de masa e_y (ver **Figura 5- 6**), resulta obvio esperar éste comportamiento en planta de la estructura debido a la torsión inducida por la diferencia de posición del centro de masas y el centro de rigidez, notando que el desplazamiento máximo alcanzado por el marco rígido es mayor que el del marco flexible.

Para poner a prueba el mecanismo de amplificación, un segundo grupo de ensayos se realizó con el disipador friccional acoplado al sistema con una carga de activación aproximada $Q_d = 250kgf$. La intención de este ensayo fue la de determinar la carga de activación necesaria para lograr un balance a la torsión entre los dos pórticos identificados arriba. El grafico inferior de la **Figura 5- 8** muestra que para esta carga Q_d con el mecanismo configurado a un factor de amplificación de $\alpha \approx 11$ (Tapia Flores, 2015) y el registro de aceleraciones escalado al 30%, es posible alcanzar este balance, e inclusive disminuir la respuesta máxima de deformación de la estructura de prueba, de 3.2 cm a 1.5 cm , sin disipador acoplado y con el disipador acoplado respectivamente. Esto significa una reducción alrededor del 53%.

Además, en la **Figura 5- 9** se muestra la relación fuerza de corte-deformación en dirección de la acción sísmica simulada. En ella se puede constatar lo mencionado de la **Figura 5- 8** de historia de respuesta, donde es notoria la reducción no solamente de la deformación máxima alcanzada, sino también la disminución de fuerza de corte a la que está sometida la estructura después del acoplamiento de dispositivo de disipación.

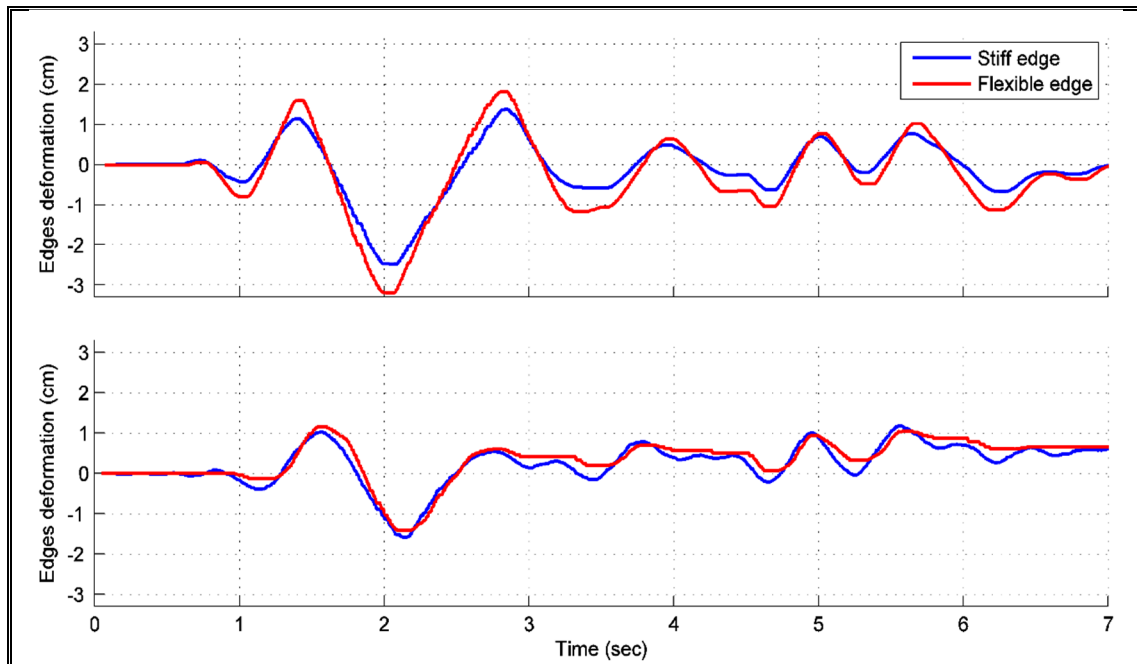


Figura 5- 8: Comparación desplazamientos en los bordes sin disipador (arriba) y con disipador (abajo). Registro escalado al 30%, excentricidad $e=100$ cm.

Adicionalmente, en la misma **Figura 5- 9** se muestra la relación rotación-deformación, en ella puede observar además la disminución de los efectos de torsión logrados al minimizar la respuesta en el eje flexible de la estructura de prueba luego de acoplar el dispositivo de disipación friccional.

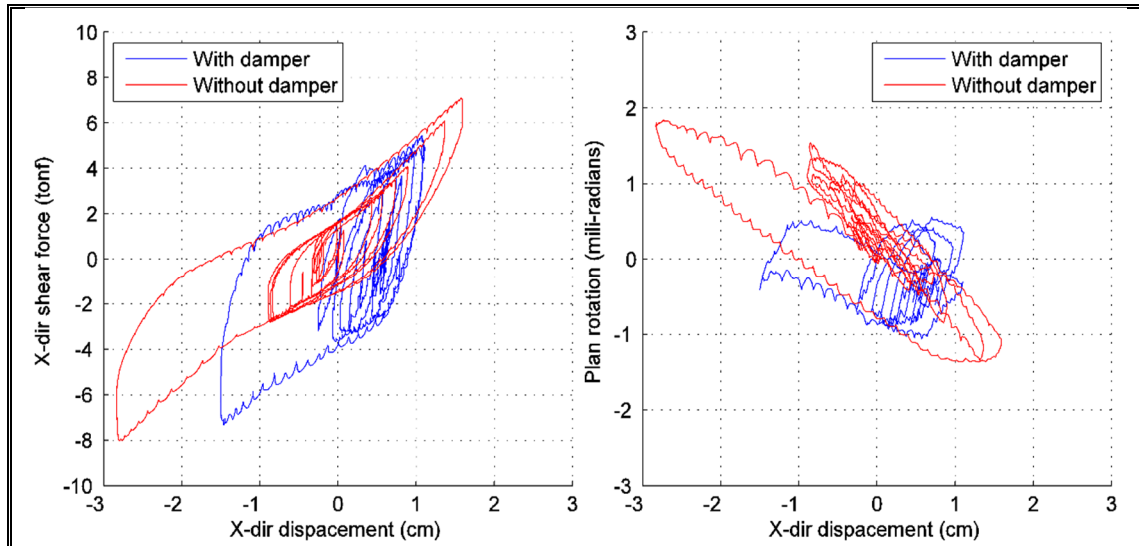


Figura 5- 9: Comparación respuestas sin disipador. Relación fuerza-desplazamiento en el centro geométrico (izquierda); y relación desplazamiento en el centro geométrico vs rotación de la planta (derecha). Registro escalado al 30%, excentricidad $e=100$ cm.

Finalmente, en la gráfica superior de la **Figura 5- 10**, se muestra la deformación del amortiguador (línea azul continua) y la deformación del eje flexible multiplicada por el factor de amplificación del mecanismo, $\alpha = 11$. Como se puede notar en esta gráfica, las deformaciones alcanzadas en el disipador son muy similares a las que esta inducido el pórtico. Las planicies que se pueden identificar en la historia de deformaciones correspondiente al disipador, se pueden explicar debido al comportamiento propio de un disipador friccional, donde, antes de alcanzar el peak en deformación, el dispositivo se traba y es necesario volver a romper la fuerza de rozamiento para cambiar de sentido a la deformación.

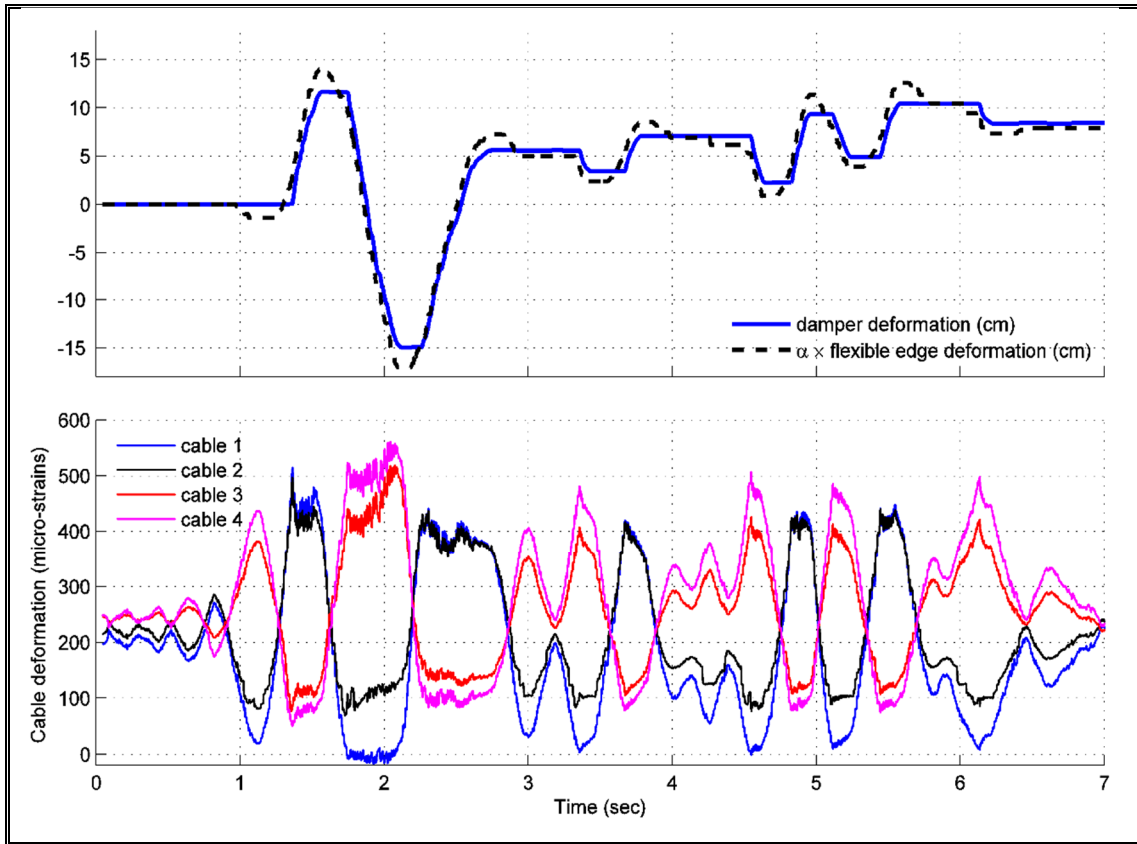


Figura 5- 10: Respuestas con disipador. Deformación real vs “ideal” del disipador (arriba); y deformaciones unitarias en los tensores (abajo). Registro escalado al 30%, excentricidad $e=100$ cm.

En la gráfica inferior de la **Figura 5- 10** se encuentra identificado la historia de deformación unitaria de los tensores (T1, T2, T3 y T4) del mecanismo de amplificación (ver **Figura 5- 4**). Nótese que la deformación unitaria máxima alcanzada en los tensores es de aproximadamente 580 micro-strains. Para estos tensores, fabricados con acero dulce cuyo $F_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$, la deformación unitaria de fluencia ε_y es de 2000 micro-strains, lo que significa que los tensores trabajaron a un $\gamma_\varepsilon = 0.29$.

Si nos fijamos en la **Figura 4- 3.d**, se muestra que para una relación $\gamma_\varepsilon = 0.30$, la eficiencia esperada χ es de alrededor del 95%, por lo tanto, los resultados mostrados en

la **Figura 5- 10** son bastante consistentes con la evaluación analítica de eficiencia del mecanismo en función de la rigidez relativa de los elementos de soporte (tensores) del amplificador. Además, del estudio realizado en la **Sección 3.2** se corrobora también que para valores de amortiguamiento adicional (ξ_{add}) bajos, traducidos en este caso en la fuerza de activación del dispositivo friccional Q_d , es posible también alcanzar eficiencias altas del mecanismo de amplificación y obtener una disminución de la respuesta estructural apreciable como se indicó anteriormente en esta misma sección.

Lo dicho en párrafos anteriores nos permite aceptar satisfactoriamente los resultados obtenidos en este capítulo de evaluación experimental.

6. CONCLUSIONES

- Se pone en evidencia que gran parte de los mecanismos destinados a amplificar deformaciones dentro de un sistema estructural, aprovechan la teoría de apalancamiento para generar esta ventaja mecánica. El mecanismo aquí propuesto no es una excepción, sin embargo, su configuración geométrica es novedosa y de fácil construcción. Su propiedad de trabajar en cualquiera de los dos sentidos de la dirección horizontal de análisis hace que, pese a su ocupación en el vano, éste sea eficiente al momento de activarse.
- El mecanismo de amplificación propuesto, ELAS, es una variante al sistema LAS ya analizado anteriormente (Ribakov & Reinhorn, 2003), sin embargo ha demostrado poseer grandes bondades con factores de amplificación altos, no alcanzados por otros mecanismos.
- Gracias a lo mencionado anteriormente, es posible que este mecanismo de amplificación propuesto, trabaje adecuadamente con disipadores de tipo friccional (Montaño, 2015) y disipadores histeréticos (Tapia Flores, 2015). Estos disipadores pueden llegar a tener poca o ninguna limitación en cuanto a su recorrido o deformación alcanzada durante un evento dinámico y a pesar de esto, la evaluación de este conjunto disipador friccional/histeretico-amplificador en otras publicaciones casi no estaba disponible hasta el momento. Los factores de amplificación entregados por el mecanismo ELAS aquí propuesto entonces, puede ser mejor aprovechado por estos tipos de disipadores, en contraste con disipadores viscosos que al requerir un recorrido más largo, pueden encarecer los costos del sistema en conjunto.

- De la evaluación analítica tanto para sistemas de 1 GDL como para sistemas de MGD, se pudo llegar a determinar que la implementación del mecanismo de amplificación junto con disipadores friccionales disminuía en gran parte la respuesta estructural (medida como derivas de piso). En la **Sección 3** se establece la necesidad de que el sistema de soporte del mecanismo de amplificación, en este caso los tensores, posean una rigidez relativamente alta, para que junto con un bajo nivel de amortiguamiento añadido, ξ_{add} , se pueda alcanzar una gran eficiencia en el mecanismo con factores de amplificación altos. Por otra parte, de la **Sección 4** se establece que el mecanismo ELAS, a pesar de ser una variante del mecanismo LAS, trabaja de mejor manera, requiriendo menos unidades de disipación en una distribución SSSA (Lopez-García, 2001). Esto en parte porque la fuerza de amortiguamiento se entrega directamente a la zona rígida del pórtico (unión viga-columna) y no a una zona mas flexible que colabora con la pérdida de eficiencia al momento de transmitir este esfuerzo.
- Todo lo mencionado anteriormente acerca de la evaluación analítica ha sido ratificado en la evaluación experimental, donde fue notorio que para valores de activación bajos del disipador friccional usado, $Q_d = 250\text{ kgf}$, valores de la relación de rigidez expresado en función de la deformación unitaria de fluencia γ_e cercanos a 0.30, es posible alcanzar una eficiencia para el mecanismo de alrededor del 95% y reducir la respuesta estructural a cerca del 53%.
- Finalmente gracias a estos resultados se ha llegado a confirmar que la evaluación analítica es coherente con la experimental y que el mecanismo de amplificación cumple satisfactoriamente la labor para la cual fue concebida.

BIBLIOGRAFIA

- Aiken, I. D., Nims, D. K., Whittaker, A. S., & Kelly, J. M. (1993). Testing of Passive Energy Dissipation Systems. *Earthquake Spectra*, 9(3).
- Aktan, B. H. M., & Asce, A. M. (1986). Pseudo-dynamic testing of structures, 112(2), 183–197.
- Alatik, L., & Abrahamson, N. (2010). An improved method for nonstationary spectral matching. *Earthquake Spectra*, 26(3), 601–617. doi:10.1193/1.3459159
- Berton, S. (2004). Displacement Amplification Method And Apparatus For Energy Dissipation In Seismic Applications.
- Berton, S., & Bolander, J. E. (2005). Amplification System for Supplemental Damping Devices in Seismic Applications. *Journal of Structural Engineering*, 131(June), 979–983. doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(2005)131:6(979)
- Chung, T. S. K., & Lam, E. S. S. Hydraulic Displacement Amplification System for Energy Dissipation (2004).
- Constantinou, M. C., Tsopelas, P., Hammel, W., & Sigaher, A. N. (2001). Toggle-Braced-Damper Seismic Energy Dissipation Systems. *Journal of Structural Engineering*, (February), 105–112.
- Hancock, J., Watson-lamprey, J., Abrahamson, N. a, Bommer, J. J., Markatis, A., & Mendis, R. (2006). An Improved Method of Matching Response Spectra of Recorded Earthquake Ground Motion Using Wavelets, 10(1), 67–89.
- Hetrick, J., & Kota, S. (2003). Displacement amplification structure and device.
- Huang, H. C. (2004). PARAMETRIC STUDY FOR MOTION AMPLIFICATION DEVICE WITH VISCOUS DAMPER. *13 Th World Conference on Earthquake Engineering*, (Paper No. 3060).
- Huang, H. C. (2009). Efficiency of the motion amplification device with viscous dampers and its application in high-rise buildings, 8(4), 521–536.
- Huang, H. C., & McNamara, R. J. (n.d.). *The Efficiency of the Motion Amplification Device With Viscous Damper*.

INN-Chile. (2003). NCh. 2745 - Analisis y Diseño Sismico de Edificios con aislacion sismica. In *Norma Chilena Oficial*.

Kim, J., Choi, H., & K.-W., M. (2011). Use of rotational Friction dampers to enhance seismic and progressive collapse resisting capacity of structures. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 20, 515–537. doi:10.1002/tal

Londoño, J. M., Neild, S. a., & Wagg, D. J. (2015). Using a damper amplification factor to increase energy dissipation in structures. *Engineering Structures*, 84, 162–171. doi:10.1016/j.engstruct.2014.11.019

Lopez-García, D. (2001). A simple method for the design of optimal damper configurations in MDOF structures. *Earthquake Spectra*. doi:10.1193/1.1586180

Lopez-Garcia, D., & Soong, T. T. (2002). Efficiency of a simple approach to damper allocation in MDOF structures. *Journal of Structural Control*, 9(January), 19–30. doi:10.1002/stc.3

Mahin, S. a., & Shing, P. B. (1985). Pseudodynamic Method for Seismic Testing. *Journal of Structural Engineering*, 111(7), 1482–1503. doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(1985)111:7(1482)

MATLAB. (2013). Natick, Massachusetts: The MathWorks Inc.

McKenna, F., Fenves, G. L., Scott, M. H., & Jeremic, B. (2000). Open System for Earthquake Engineering Simulation (OpenSees). Berkeley, CA: Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California.

Montaño, J. (2015). *Estudio experimental de un nuevo amortiguador friccional instalado en un dispositivo amplificador de desplazamiento*. Pontificia Universidad Catolica de Chile.

Mualla, I. H., & Belev, B. (2002). Performance of steel frames with a new friction damper device under earthquake excitation. *Engineering Structures*, 24, 365–371. doi:10.1016/S0141-0296(01)00102-X

Nakashima, M., Kato, H., & Takaoka, E. (1992). Development of real-time pseudo dynamic testing. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 21(1), 79–92. doi:10.1002/eqe.4290210106

Ribakov, Y., & Reinhorn, A. M. (2003). Design of Amplified Structural Damping Using Optimal Considerations. *Journal of Structural Engineering*, 129(October), 1422–1427. doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(2003)129:10(1422)

Şigaher, A. N., & Constantinou, M. C. (2003). Scissor-jack-damper energy dissipation system. *Earthquake Spectra*, 19(1), 133–158. doi:10.1193/1.1540999

Symans, M. D., Charney, F. a., Whittaker, a. S., Constantinou, M. C., Kircher, C. a., Johnson, M. W., & McNamara, R. J. (2008). Energy Dissipation Systems for Seismic Applications: Current Practice and Recent Developments. *Journal of Structural Engineering*, 134(1), 3–21. doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:1(3)

Tapia Flores, N. F. (2015). *Desarrollo de un Sistema de Disipacion de Energia Histeretico con Mecanismo de Amplificacion de Deformaciones*. Pontificia Universidad Catolica de Chile.

A N E X O S

ANEXO A: CÁLCULO DEL FACTOR DE AMPLIFICACIÓN TEÓRICA

El cálculo del factor de amplificación teórica se muestra en este anexo de manera gráfica, considerando como fundamento base el concepto de Centro Instantáneo de Rotación.

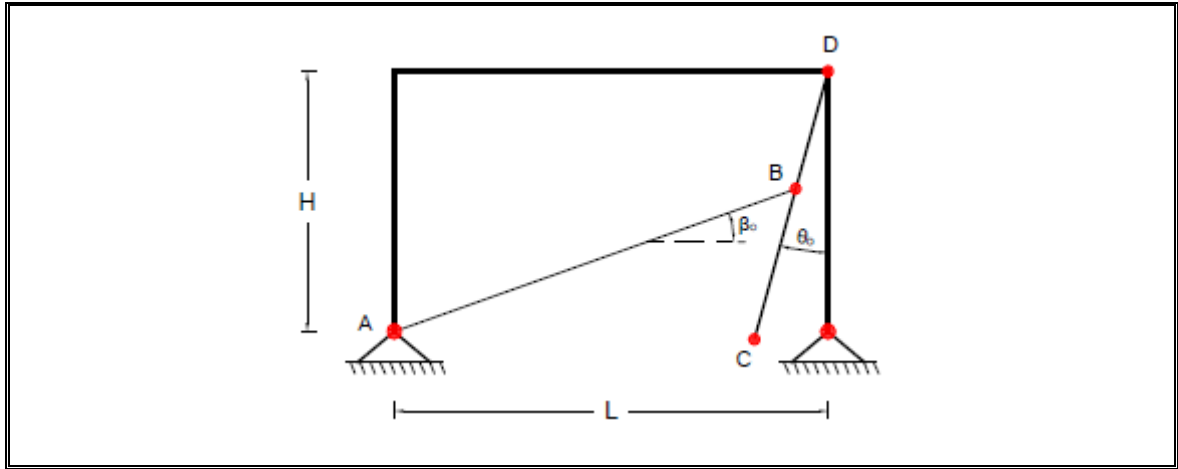


Figura A- 1: Configuración propuesta ELAS. Disposición con disipación localizada.

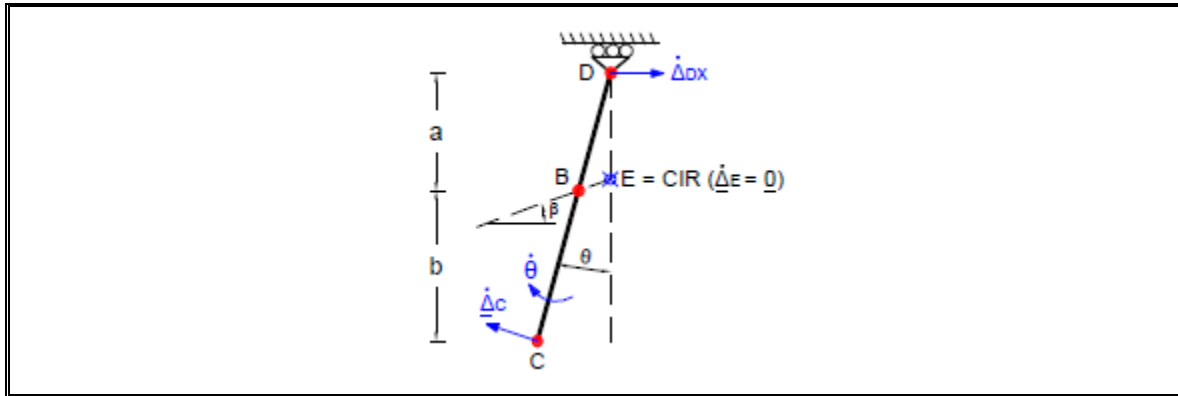


Figura A- 2: Cinemática. Centro Instantáneo de Rotación.

De donde podemos decir que:

$$\alpha \doteq \frac{\dot{\Delta}_{cx}}{\dot{\Delta}_{Dx}} = \frac{\dot{\theta}_b}{\dot{\theta}_a} = \frac{b}{a} \approx \frac{CB}{BD}$$

$$\alpha \geq \frac{CB}{BD} = \alpha_{min}$$

ANEXO B: PUBLICACIÓN PRESENTADA N.1***Título:***

“AMPLIFICATION SYSTEM FOR DISTRIBUTED ENERGY DISSIPATION DEVICES.”

Autores:

- Juan Sebastián Baquero Mosquera
- José Luis Almazán Camillay
- Nicolás Fernando Tapia Flores

Revista a la que se envió:

Earthquake Engineering & Structural Dynamics, John Wiley & Sons Ltd.

Amplification System for Distributed Energy Dissipation Devices

J. Sebastián Baquero Mosquera^{1*}, José Luis Almazán², Nicolás F. Tapia¹

¹*M.Sc. Student, Dpto. Ingeniería Estructural y Geotécnica. Pontificia Universidad Católica de Chile*

²*Ph.D. Associate Professor, Dpto. Ingeniería Estructural y Geotécnica. Pontificia Universidad Católica de Chile.
Student's Adviser*

SUMMARY

Lately, there have been made several analytic, experimental and real practice studies to seismic protection systems which use both active and passive energy dissipation devices, combined with other mechanisms to enhance the structural behavior against dynamic events originated by earthquakes or wind pressure. These devices take advantage of the inter-story displacements and velocities induced by the structural response to start working. Hence, its obvious to notice that for a relatively flexible structural configuration, these structural responses will be better used by the energy dissipation devices than those induced in a rigid one. Based on these considerations, mechanisms known as DAD (Displacement Amplification Devices), which main purpose is to improve the efficiency of the energy dissipation devices, -especially those installed in rigid structures- have been proposed, tested and patented. This research presents and tests in an experimental and analytic manner, a novel geometric and cinematic configuration for a lever-arm type DAD. First an analysis of its cinematic behavior is exposed, demonstrating its theoretical functioning and suitable amplification factors. Then, mathematical models are generated and used to introduce the proposed DAD, evaluate its initial efficiency and compare with other mechanisms of the same type. Finally, its experimentally tested, coupled to two types of energy dissipation devices; one frictional, and the other one hysteretic, with a pseudo-dynamic equipment in order to determine the real efficiency and establish possible causes of efficiency losses in a real-scenario application case. Finally, by means of this experimental evaluation, it could be successfully ratified that those analytical evaluation results and conclusions are consistent with a real case simulated scenario. Hence, the amplification mechanism here proposed is suitable to its purpose. Copyright © 2015 John Wiley & Sons, Ltd.

Received ...

KEY WORDS: Seismic protection system; dissipation device; structural response; displacement amplification system/mechanism; cinematic configuration; amplification factor; mechanism efficiency; pseudo-dynamic test.

1. INTRODUCTION

Nowadays, its more frequent the usage of seismic protection devices dedicated to seismic energy dissipation within buildings and other kind of civil structures. Among building structures, these devices are activated due to the interstory drift according to two typical configurations: (i) the damper works horizontally, connecting the frame beam to an auxiliary V-shaped structure (chevron); and (ii) the damper works diagonally, directly connected between the main structures beam-column joints [1, 2].

For flexible structures, both configurations are in general appropriate. However, for stiff structures such as reinforced-concrete walled buildings, the energy dissipation systems implementation is quite more difficult due to the small interstory drifts. To overcome this problem various amplifying

*Correspondence to: Dpto. Ingeniería Estructural y Geotécnica, Pontificia Universidad Católica de Chile, Vicuña Mackenna 4860, Macul - Santiago - Chile. E-mail: jsbaquero@uc.cl

mechanisms have been proposed [3, 4], among which we can mention the “toggle brace damper” (TBD) [5, 6, 7, 8], “Scissor-Jack” [9], “lever-arm” [10], hydraulic amplification device [11], and amplification systems based on pinions of different diameters [12]. Figure 1 schematically shows both, chevron and diagonal classical configurations, and some of the amplification mechanisms mentioned before.

It is evident to note that the energy dissipation device efficiency depends on the stiffness (flexibility) of the elements in charge of transmitting the deformation from the main structure to the energy dissipation devices (now on, secondary structure/system). Inasmuch as both, the secondary structure and the damper make together an in-series system, only a part of the main structure deformation can be taken into account for energy dissipation. For example, if we compare traditional systems, we note that the diagonal system is less efficient than the chevron system, although, the first one is less influenced by the secondary structure flexibility because of its direct coupling configuration to the main structure.

The same reasoning could be applied to the amplification mechanisms. For example, in [10] the fact that the system efficiency can decrease because of the lever-arm deformation is mentioned. Authors in that investigation, proposed a mathematical expression for calculating the lever-arm stiffness, as a function of the effective amplification factor, the maximum interstory drift and the structures dynamic properties. In general, both analytic and experimental studies show that the viable values for the effective amplification factor varies from 2 to 8 [10, 12].

Of all the proposed amplifying mechanisms, the TBC is the most studied, and it is the only one which real applications have been reported in [13] and [14]. In this system, the secondary structure elements work axially only. In [15] a relationship between the TBD mechanism efficiency and the cross section of its elements is presented. Moreover, due to the magnitude of the transmitted forces, it is also realized that the hinged connections must be stiff enough and no gaps must be allowed in order to get better efficiency values. Other research papers, such as [16] for the TBD mechanism, and [9] for Scissor-Jack-type mechanisms, consider also the elements stiffness in an integral manner while analyzing or designing the entire main structure-amplifier-damper system.

This research presents the theoretical and experimental development of a new system, generically called Amplified Added Damping (AFD) which is a combination of an amplifying mechanism and a one or more dampers capable to support large deformations. The work is divided in five parts: (1) kinematics of the amplifying mechanism (AM); (2) numerical analysis of a single-story structure with AM and linear viscous damper, called Amplified Added Linear Viscous Damper (AAVLD); (3) definition of an equivalent AAD for linear viscous and frictional damper; (4) numerical analysis of two multi-degree of freedom structures with AM and frictional damping, called Amplified Added Frictional Damping (AAFD); and (5) pseudo-dynamic tests of a full scale asymmetric one story steel structure with and without AAFD. The main hypothesis of this work is that the AAD is an efficient system for structures based on frames, as well as, and especially in structures based on reinforced concrete walls (typical building in Chile), where the relatively small story-drift makes it difficult to implement energy dissipating devices.

2. PROPOSED AMPLIFYING MECHANISM

The proposed amplifying mechanism (AM), is a variant of the already known lever-arm system (LAS) [10]. Figure 2a shows schematically a typical configuration for the proposed AM, which is denominated as Eccentric Lever-Arm System (ELAS). In this configuration only one damper is used (concentrated damping). There are two main differences between these systems: (i) in the LAS mechanism, the lever-arm is symmetrically located in the center of the frame bay, with one of its ends connected to the middle point of the beam (see Figure 1f), while in the ELAS mechanism, the lever-arm is located at one side of the frames bay (here is where the name “eccentric” comes from) and directly connected to the frame beam-column joint; and (ii) while the LAS mechanism is installed coupled to a V-shaped secondary structure (chevron), the ELAS is installed coupled to only one diagonal bar.

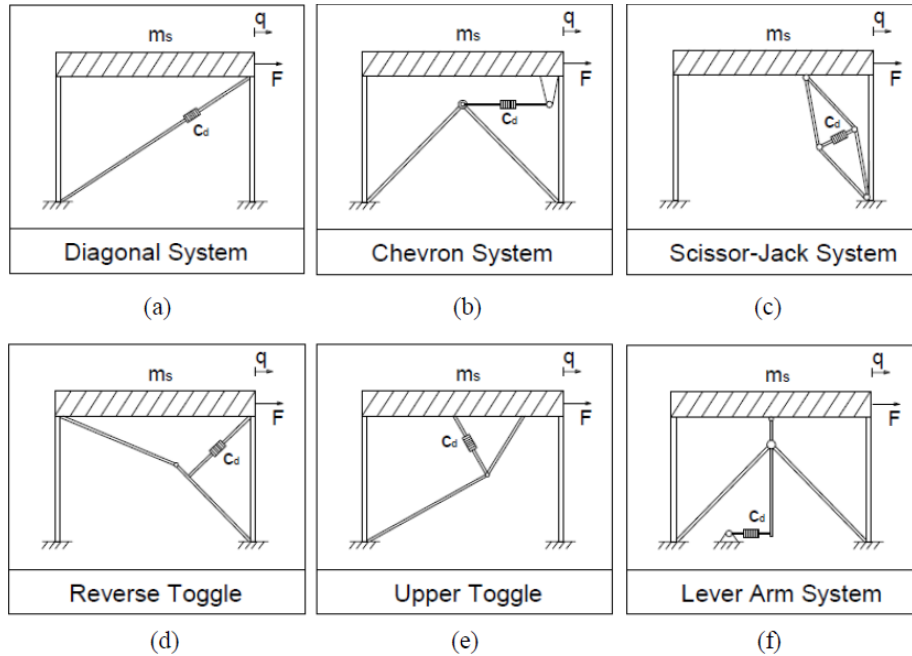


Figure 1. Schematic representation of: (a) and (b) conventional diagonal and chevron configurations, respectively; and (c)-(f) available amplification mechanisms.

Figure 2b shows other possible configuration for the ELAS. This one is made up of two diagonals (bars or cables), two lever-arms and one horizontal bar (coupling bar), which connects the free ends of the two lever-arms. This configuration is especially convenient when a group of energy dissipation devices is needed to be installed (distributed damping system), being these connected to the coupling bar. It is important to notice that for this configuration, the diagonal bar can be replaced by cables (tension-only). This is possible because the coupling bar transmits the displacement in both directions (case shown in Figure 2), whatever cable is “activated”.

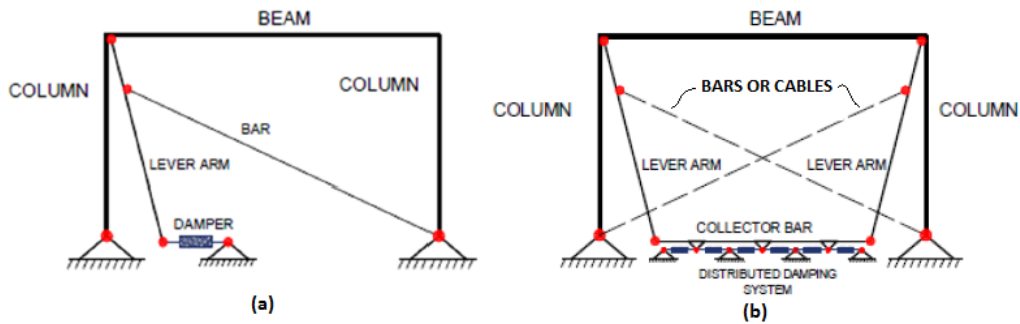


Figure 2. Eccentric Lever-Arm System (ELAS); (a) one damper (concentrated energy dissipation); and (b) various dampers (distributed energy dissipation).

We define the theoretical amplification factor α , as the ratio between the horizontal velocity du/dt of the lever-arms free end, and the interstory deformation velocity dq/dt , assuming that both the lever-arm and the diagonal bar are undeformable. Using the virtual work principle, and analyzing Figure 3 (refer to [17]), this relation can be written as follows:

$$\alpha = \frac{\dot{\Delta}_{CX}}{\dot{\Delta}_{DX}} = \frac{\dot{\theta}_b}{\dot{\theta}_a} = \frac{b}{a} \approx \frac{CB}{BD} \quad (1a)$$

$$\alpha \geq \frac{CB}{BD} = \alpha_{min} \quad (1b)$$

$$\alpha = \frac{du}{dq} = \left(\frac{\frac{H}{L}}{\sin \beta} - 1 \right) \approx \frac{b}{a} \quad (1c)$$

where H and L are the bay height and length respectively; and β is the angle between the diagonal bar in its deformed position and the horizontal.

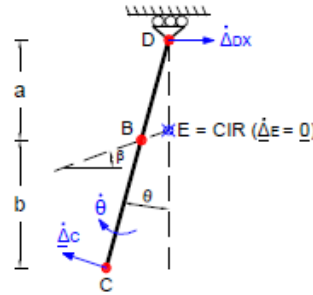


Figure 3. Cinematic. Instantaneous Rotation Center.

3. SINGLE STORY MODEL WITH LINEAR VISCOUS DAMPER

Before taking care of a multi-degree of freedom (MDOF) system behavior, a single-degree of freedom (SDOF) structure equipped with an Amplified Linear Viscous Damper (AALVD), with lever-arm AM (LAS or ELAS) is analyzed in this section. Figure 4 shows the model considered, where the lever-arm has been considered as a 2-DOF per node frame element (horizontal displacement and rotation). Its upper end node is connected to the structure by a hinge, and the other end is connected to the damping device. The lateral support of the secondary structure (chevron for the LAS or diagonal bar/cable for the ELAS) is here represented as a linear spring with stiffness k_d , connected to the lever-arm in a point that depends on the selected amplification factor $\alpha = b/a$, where a and b are the distances from the inner joint to the upper and lower end of the lever-arm, respectively (see Figure 4).

Now, if the 6-DOF system showed is statically condensed to a 2-DOF: the structure deformation $q(t)$, and the damper deformation $u(t)$, then the equations of motion of the system can be expressed as:

$$\begin{bmatrix} m_s & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{q}(t) \\ \ddot{u}(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_s + k_{qq} & k_{qu} \\ k_{uq} & k_{uu} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q(t) \\ u(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ f_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -m_s \\ 0 \end{bmatrix} \ddot{x}_g(t) \quad (2)$$

where m_s , $k_s = \omega_s^2 m_s$ and $c_s = 2\omega_s m_s$ are the mass, stiffness and damping of the structure, respectively, being ω_s and ξ_s the natural frequency and its damping ratio; f_d is the damper force (linear or non-linear); $\ddot{x}_g(t)$ is the ground acceleration; k_{qq} , k_{qu} and k_{uu} are elements obtained from the condensed stiffness matrix of the lever-arm ([17]), which depends on the amplification factor α , and the lever-arm flexural stiffness EJ . In order to represent the lever-arm stiffness, a parameter $k_l = 3EJ/b^3$ is defined, which corresponds to the displacement stiffness of a fixed-free beam of length b .

Various researchers have demonstrated that the stiffness of the secondary system has an important influence on the efficiency of the AM [9, 10, 16, 18]. To evaluate this effect, in Figure 5 are shown the results for a structure with parameters: $\omega_s = 4\pi$ and $\xi_s = 0$, equipped with a linear viscous damper with supplemental damping $c_{add} = 2\xi_{add}\omega_s m_s$, where $\xi_{add} = 0.2\%$ is the supplementary damping ratio. Notices that in this case, where $f_d(t) = c_{add}\dot{u}(t)$, the Eq. 2 represents a non-classical linear system with three state variables: $q(t)$, $\dot{q}(t)$ and $u(t)$, consequently, it has three eigenvalues: two complex-conjugate (oscillatory) and one real (overdamped). Part (a) of the figure shows the level contour plots of the so-called effective damping ratio ξ_d^{eff} , which is defined as the damping ratio associated to the complex-conjugate eigenvalues of the system. There can be noted that ξ_d^{eff} significantly increases as the stiffness of the AM increases. For the case where k_d and k_l tends to infinity, the effective damping ratio tends to 20%, which corresponds to an amplification factor of $\alpha^2 = 100$ of the supplementary damping factor $\xi_{add} = 0.2\%$. Part (b) of the figure shows the contour curves of the mechanic efficiency χ , defined as the quotient between absolute values of the damper deformation $u(t)$ and the ideal deformation $\alpha q(t)$, corresponding to the complex-conjugate eigenvector of the system. There can be observed that, in order to reach a mechanic efficiency greater than 80%, a relation $\gamma_d = k_d/k_s$ greater or equal to 1 is needed, and a relation $\gamma_l = k_l/k_s$ greater or equal to 0.05 is needed too.

On the other hand, Figure 6 shows the same results of the latter figure, but as a function of both, the supplemental damping ratio ξ_{add} and the mechanical amplification factor α for an secondary system characterized by $\gamma_d = 1$ and $\gamma_l = 0.1$. As shown in part (a) of the figure, greater values of effective damping are obtained for high values of α and low values of ξ_{add} . We can get a better understanding of this results, by analyzing the contour curves of the efficiency χ shown in part (b) of the figure. There can be noted that, for a constant value of α , the efficiency of the system decreases as the supplemental damping ratio ξ_{add} increases.

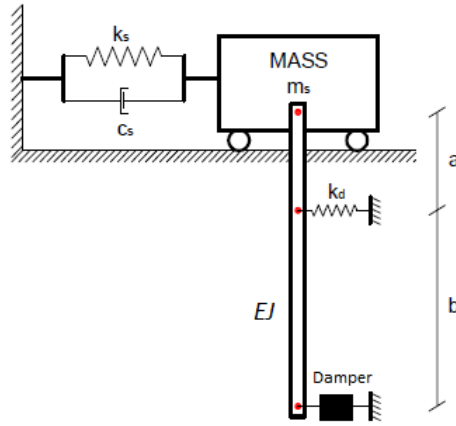


Figure 4. SDOF Schematic Model with supplemental damping.

4. EQUIVALENT AAD FOR LINEAR VISCOUS AND FRICTIONAL DAMPER

In order to simplify the design and analysis of the AAD, as well as for helping understand the amplification effect, a methodology to replace the AAD, by a conventional device, i.e. without amplification is proposed in this section. A set of viscous and frictional dampers will be considered and two stages are defined: (1) evaluation of the equivalent stiffness of lever-arm-diagonal ensemble; and (2) determination of the equivalent constitutive relation of the system, as a function of the structure deformation q and its conjugate Q , it means, the horizontal force component transmitted through the lever-arm to the main structure.

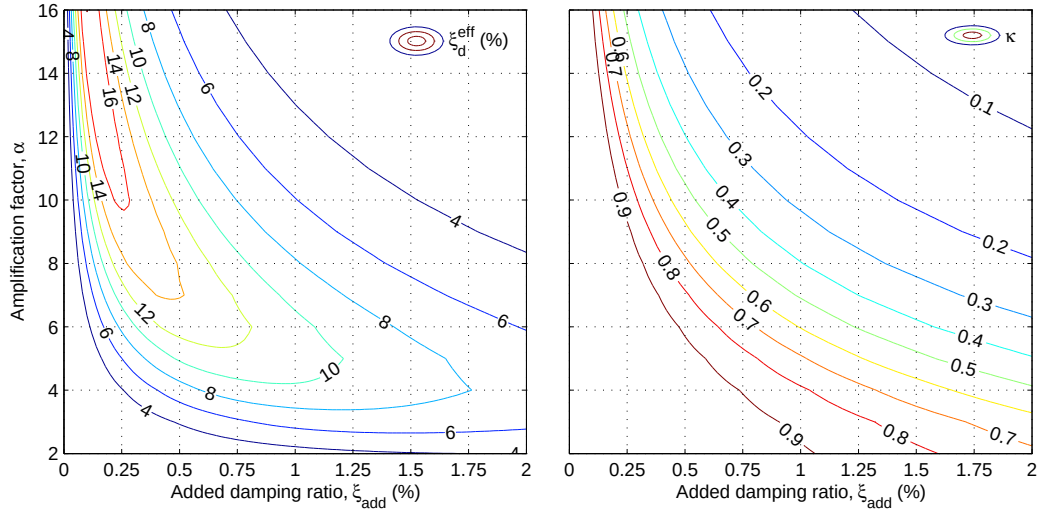


Figure 5. Sensitivity analysis of SDOF systems coupled with lever-arm type mechanism using: $\alpha = 10$; $\xi_{add} = 2/1000$; a) showing the effective damping ξ_d^{eff} surface, and; b) amplification mechanism efficiency χ , both while varying γ_d and γ_l .

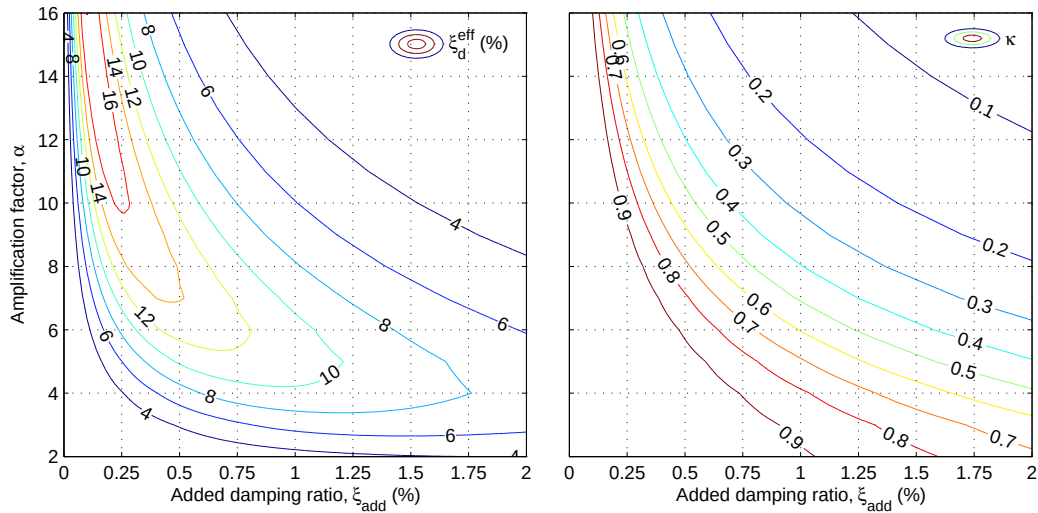


Figure 6. Sensitivity analysis of SDOF system coupled with lever-arm type mechanism using: $\gamma_d = 1$, $\gamma_p = 0.1$; a) shows effective damping ξ_d^{eff} surface, and b) system efficiency χ , both while varying added damping ratio ξ_{add} and α .

4.1. Lever-arm-diagonal Equivalent Stiffness

Referring to the model of Figure 4, we can express the damper deformation as:

$$u = -\frac{b}{a}q + \Delta_l + \frac{a+b}{a}\Delta_d = -\alpha q + \Delta_l + (\alpha + 1)\Delta_d \quad (3)$$

Where (αq) is the “ideal” damper deformation, considering both the diagonal and lever-arm as infinitely rigid elements; Δ_l is the lever-arm deformation, defined as the lower end horizontal displacement assuming that the diagonal element is infinitely rigid, and Δ_d is the horizontal

deformation of the diagonal element. Figure 7 schematically shows the three terms in Eq. 3, as well as a free body diagram of the lever-arm. The deformations Δ_l and Δ_d can be expressed as:

$$\Delta_l = \frac{f_d}{k_{lex}}, \quad (4a)$$

$$\Delta_d = \frac{Q_d}{k_d} = \frac{(\alpha + 1) f_d}{k_d} \quad (4b)$$

Where $Q_d = (\alpha + 1) f_d$ is the horizontal force, supported by the diagonal element, obtained by equilibrium in the lever-arm in horizontal direction; k_{lex} is the lever-arm accurate stiffness, obtained as a quotient between f_d force and Δ_l deformation. Replacing Eq. 4 in Eq. 3, the following is obtained:

$$u = -\alpha q + \left(\frac{1}{k_{lex}} + \frac{(\alpha + 1)^2}{k_d} \right) f_d = -\alpha q + \frac{f_d}{k_{dl}} \quad (5)$$

where

$$k_{dl} = \left(\frac{1}{k_{lex}} + \frac{(\alpha + 1)^2}{k_d} \right)^{-1} = \frac{k_d k_l}{(\alpha + 1)^2 k_{lex} + k_d} \quad (6)$$

represents the combined lever-arm and diagonal stiffness. Figure 8 shows the equivalent AAD model. Note that, by concentrating the stiffness of this ensemble into only one spring of stiffness k_{dl} , the lever-arm rotate as stiff body around a stiff support, it means, $u = -\alpha q$.

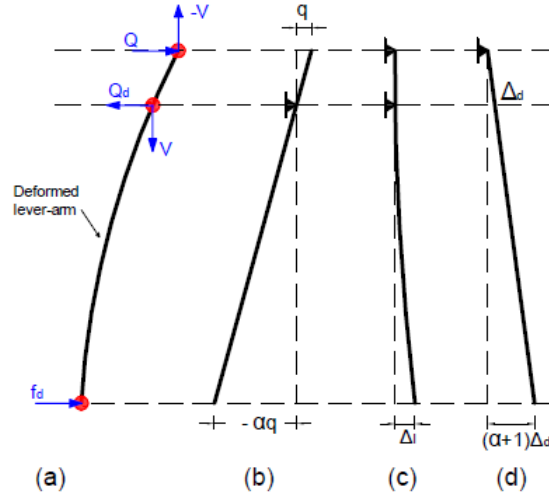


Figure 7. Lever-arm free-body diagram showing Δ_l and Δ_d .

In order to simplify the evaluation of the equivalent stiffness, it is possible to approximate the exact lever-arm stiffness, by neglecting its upper length (length a) flexibility, this means:

$$k_l^{ex} \approx k_l = \frac{3EJ}{b^3} \quad (7)$$

where k_l is the parameter defined in previous section which “represents” the lever-arm stiffness. Obviously, this approximation gets more accurate as the amplification factor increases. (i.e. $a \ll b$).

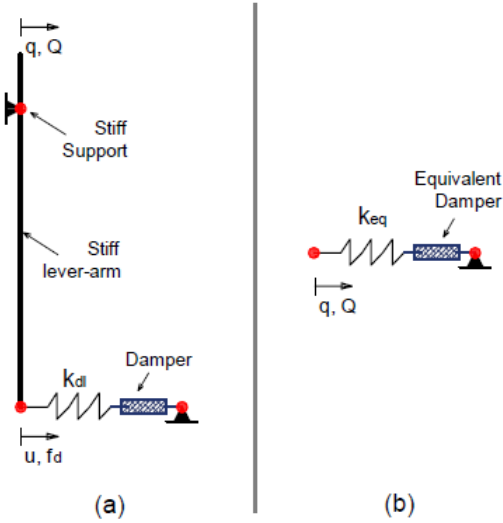


Figure 8. Equivalent AD&AD model.

4.2. Equivalent Constitutive Relation

If we first consider a viscous linear damper, the spring-damper system (Maxwel element) constitutive relation can be expressed as:

$$\dot{f}_d = k_d \dot{u} - \frac{k_d}{C_d} f_d \quad (8)$$

By moment equilibrium around the lever-arm rotation axis (Figure 7), we can obtain:

$$f_d = -\frac{Q}{\alpha} \quad (9)$$

Replacing Eq. 9 in Eq 8, and considering $u = -\alpha q$, the following is obtained:

$$\dot{Q} = k_{eq} \dot{q} - \frac{k_{eq}}{C_{eq}} Q \quad (10)$$

where

$$k_{eq} = \alpha^2 k_d = \frac{\alpha^2 k_d k_l}{(\alpha + 1)^2 k_l + k_d} \quad (11)$$

$$c_{eq} = \alpha^2 c_d \quad (12)$$

are, the equivalent stiffness and damping of the system, respectively.

In Figure 9 the equivalent stiffness k_{eq} (normalized to the lever-arm stiffness k_l) is shown as a function of k_d and α . Note that as the lever-arm stiffness k_l increases, the equivalent stiffness tends to its limit value:

$$k_{eq}^{lim} = \lim_{k_l \rightarrow \infty} k_{eq} = \frac{\alpha^2}{(\alpha + 1)^2} k_d < k_d \quad (13)$$

Therefore, and unlike one would expect, the limit equivalent stiffness of the system, increases as the amplification factor increases too. On the other hand, there can be noticed that as the amplification factor gets bigger, the equivalent stiffness rapidly tends to k_{eq}^{lim} , being less sensitive to the lever-arm stiffness. For example, for $\alpha = 20$ and $k_l/k_d = 0.1$, the equivalent stiffness is almost equal to $0.9k_d$. And, for $\alpha = 3$ and $k_l/k_d = 0.5$, the equivalent stiffness is nearly equal to $0.5k_d$.

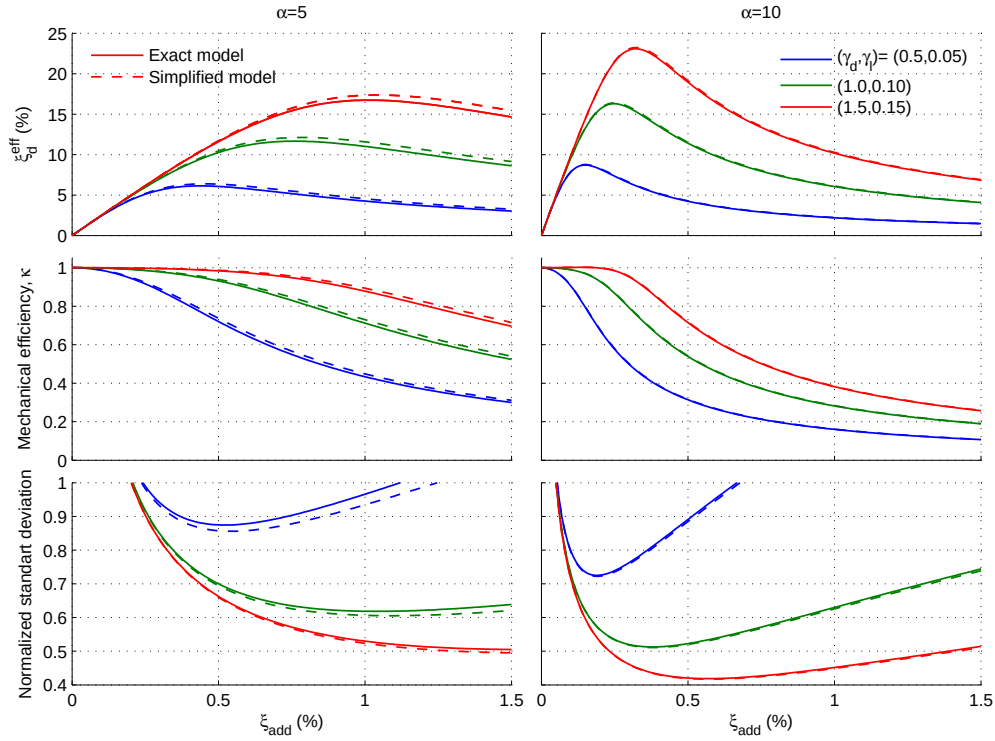


Figure 9. Equivalent stiffness k_{eq} (normalized to the lever-arm stiffness k_l) as a function of k_d and α .

If we now consider a frictional damper of capacity f_μ , the spring-damper system (ideal elasto-plastic element) constitutive relation can be expressed as:

$$\dot{f}_d = k_{dl} \operatorname{sgn}(\dot{u}u)\dot{u} \quad (14a)$$

$$\|f_d\| \leq f_\mu \quad (14b)$$

Replacing Eq. 9 in Eq. 14, and considering that $u = -\alpha q$, the following is obtained:

$$\dot{Q} = k_{eq} \operatorname{sgn}(\dot{q}q)\dot{q} \quad (15a)$$

$$\|Q\| \leq Q_\mu \quad (15b)$$

where

$$k_{eq} = \alpha^2 k_{dl} \quad (16)$$

$$Q_\mu = \alpha f_\mu \quad (17)$$

are, the equivalent stiffness and frictional force of the system, respectively. As it was expected, Eq. 16 is equal to Eq. 11, this means that the equivalent stiffness is damper-type independent.

Figure 10a,b shows the effective damping ratio ξ_d^{eff} and the mechanical efficiency χ as a function of the supplemental damping ratio ξ_{add} , for a structure with the following properties: $\omega_s = 4\pi$ and $\xi_s = 0$; amplification mechanism of parameters $\gamma_d = (0.5, 1, 1.5)$, and $\gamma_l = 0.1\gamma_d$, and $\alpha = 5$ and 10. As it was shown in the latter section, (Figure 5 and Figure 6), note that ξ_d^{eff} and χ increases as the amplification system stiffness increases too. However, ξ_d^{eff} doesn't increase monotonically with ξ_{add} , rather it reaches a maximum global value which depends on the amplification mechanism parameters. The mechanical efficiency always increases as ξ_{add} decreases.

Figure 10c shows the structural displacement standard deviation $q(t)$, calculated for a white-noise-type excitation, and normalized respect to a standard deviation for a value of $\xi_d^{eff} = 0.05$. There, an important structural response reduction can be observed, especially in the region where ξ_d^{eff} reaches its maximum values. However, the response increases again if ξ_{add} goes beyond the “optimal zone”. This effect is more evident and happens rapidly, when the secondary system stiffness decreases. It is important to highlight that this behavior is observed not only in systems coupled with amplification mechanisms, but in conventional systems as well.

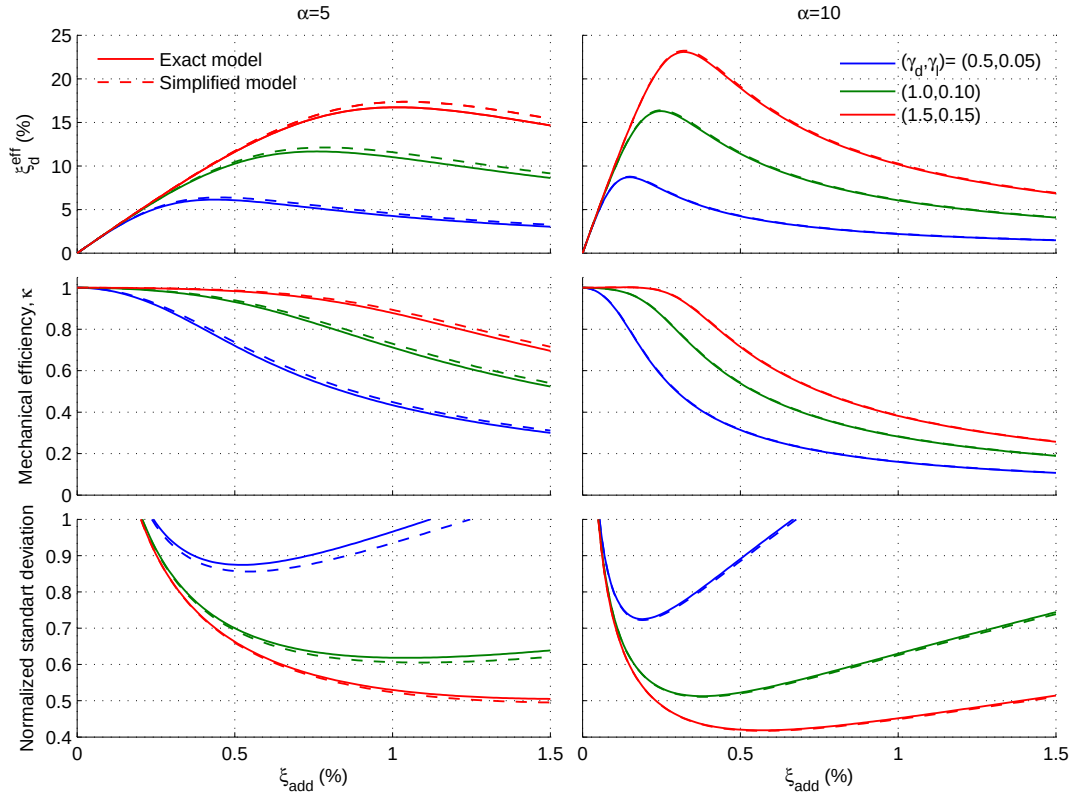


Figure 10. For a structure with the following properties: $\omega_s = 4\pi$ and $\xi_s = 0$; amplification mechanism of parameters $\gamma_d = (0.5, 1, 1.5)$, and $\gamma_l = 0.1\gamma_d$, and $\alpha = 5$ and 10 : (a) effective damping ratio ξ_d^{eff} ; (b) the mechanical efficiency χ as a function of the supplemental damping ratio ξ_{add} ; and (c) structural displacement standard deviation $q(t)$, calculated for a white-noise-type excitation, and normalized respect to a standard deviation for a value of $\xi_d^{eff} = 0.05$

Note that in Figure 10, the “Exact Model” (Eq. 2) and the “Approximate Model” responses are compared. Here, the real lever-arm stiffness is approximated by using Eq. 7. As it was expected, the approximation is almost equal for a value of $\alpha = 10$, and accurate enough for $\alpha = 5$.

5. MULTIPLE DEGREE OF FREEDON (MDOF) MODELS

In this section, the behavior of 2D-multy-story buildings with and without frictional dampers (FDs) are analyzed. Two models are considered: (a) a 7-story shear-building (MDOF7) with fundamental period $T_1 = 0.50$ sec; and (b) a 5-story reinforced-concrete building made up of a 2-bay frame coupled with a shear wall (MDOF5), with fundamental period $T_1 = 0.40$ sec. The non-linear earthquake response analysis of the models, subjected to an artificial seismic motion is evaluated [19, 20]. This motion was generated from the N-S component of El Centro record, and matching with the design spectrum of the Chilean Standard NCh2745 [21] for soil type III (soft soil). Figure 11

Table I. Physical parameters and first mode story-drift of MDOF7 without FDs.

Story	Height [cm]	Seismic Weigth [KN]	Story Stiffness [KN/cm]	First-Mode Story Drift
1	420	408.4	1464	1.000
2	400	408.4	1464	0.956
3	400	408.4	1695	0.752
4	400	408.4	1401	0.787
5	400	408.4	1401	0.627
6	400	408.4	1112	0.553
7	400	408.4	1112	0.285

shows the acceleration time history of the real and artificial records, and the corresponding elastic spectrum. The height distribution of the FDs was developed using the Simplified Sequential Search Algorithm (SSSA) [22, 23].

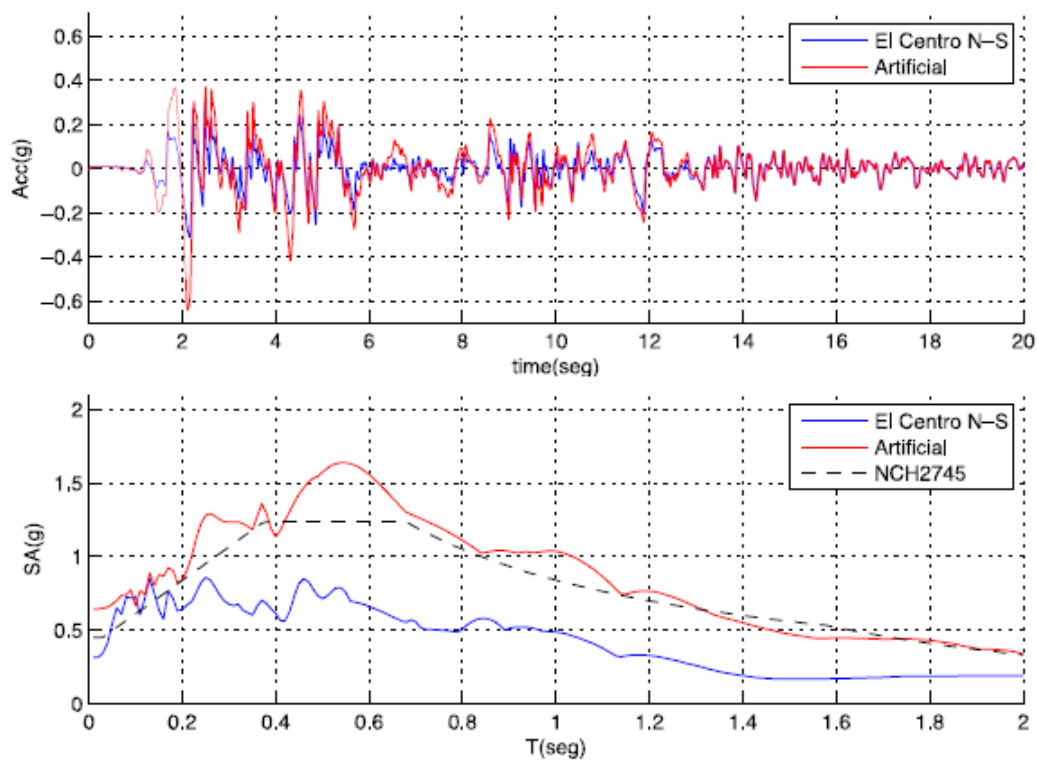


Figure 11. El Centro N-S acceleration history, and; Elastic Response Spectrum. Original and Artificial records.

5.1. MDOF7-Model

The physical parameters and the inter-story drifts for the first mode of the MDOF7 model without dampers are shown in Table I. The Figure 12 shows schematically the three damper configurations considered for this model: (i) diagonal system (DIAG); (ii) chevron system (CHEV); and (iii) ELAS with $\alpha = 10$. The frictional dampers were modeled as ideal elasto-plastic elements, where the initial stiffness represents the secondary system stiffness and the yielding force is the frictional capacity of the device, which is assumed as constant and deformation velocity-independent. In order to analyze the secondary system stiffness influence, the maximum strain of the diagonal bars, ϵ_d , was set to three values: 0.25×10^{-3} , 0.50×10^{-3} and 1.00×10^{-3} .

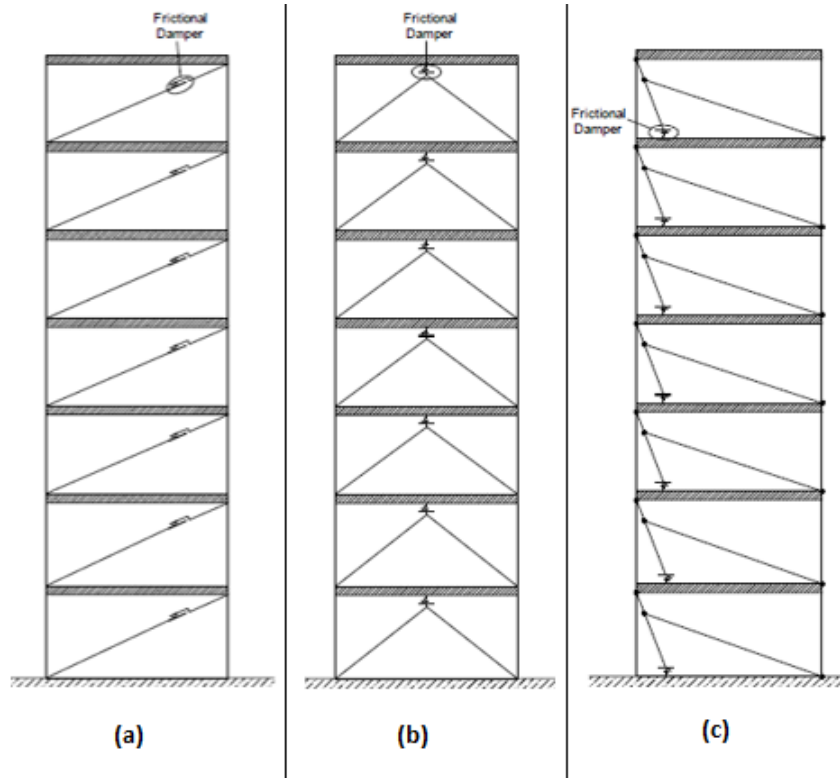


Figure 12. Scheme of the three frictional damper configurations considered for MDOF7 model: (a) Diagonal (DIAG); (b) Chevron (CHEV); and (c) eccentric lever arm system (ELAS).

For the application of the SSSA algorithm, a set of scripts were run in both MATLAB [24] and OpenSees [25] environments, in order to analyze and make easy the evaluation of structure with these nested algorithm routines. An incremental value of $\Delta Q_1 = 5 \text{ tonf}$ has been use for configurations CHEV and DIAG, and a value of $\Delta Q_2 = 0.5 \text{ tonf}$ for ELAS configuration. Note that the relation $\Delta Q_1/\Delta Q_2$ is equal to α value. It is important to highlight that every step in the algorithm, besides adding a capacity increment force ΔQ_d , a stiffness $\Delta k_0 = \Delta Q/\Delta y$ is incorporated, where $\Delta y = \epsilon_d L_d / \cos \beta$ is the yielding deformation of the elasto-plastic element, while L_d and β are the diagonal bar length and the angle with the horizontal, respectively.

Figure 13 shows the interstory drifts for 9 analyzed configurations, where a maximum interstory drift was set to $\Delta_s = 2.5/1000$ for the configurations with $\epsilon_d = 0.25/1000$. The height distribution of the FDs are presented in Table II. As it was expected, the flexibility increase of the secondary system, decreases the implemented energy dissipation system efficiency. The total amount of FDs for each configuration are; CHEV and ELAS 43 and 45, respectively. This small difference is due to the lever-arm flexibility, whose stiffness is equal to 10% of the diagonal element stiffness. For the DIAG configuration, 53 units are needed, it meas, a 23% increment against those needed in the CHEV configuration. This percentage corresponds nearly to the factor value $1/\cos \beta_{DIAG} = 1.22$. Note that the height distribution is less sensitive to the secondary system stiffness.

5.2. MDOF5 Model

As it is well known, reinforced concrete (RC) shear walls are really efficient in controlling interstory drifts of structures subjected to seismic excitation. However, this characteristic makes it difficult to use energy dissipation devices. Figure 14 shows a 5-story RC building structural model made up of a 2-bay frame and a wall, where an amplification mechanism type ELAS has been coupled. For demonstrating the secondary system stiffness influence on the ELAS efficiency, two

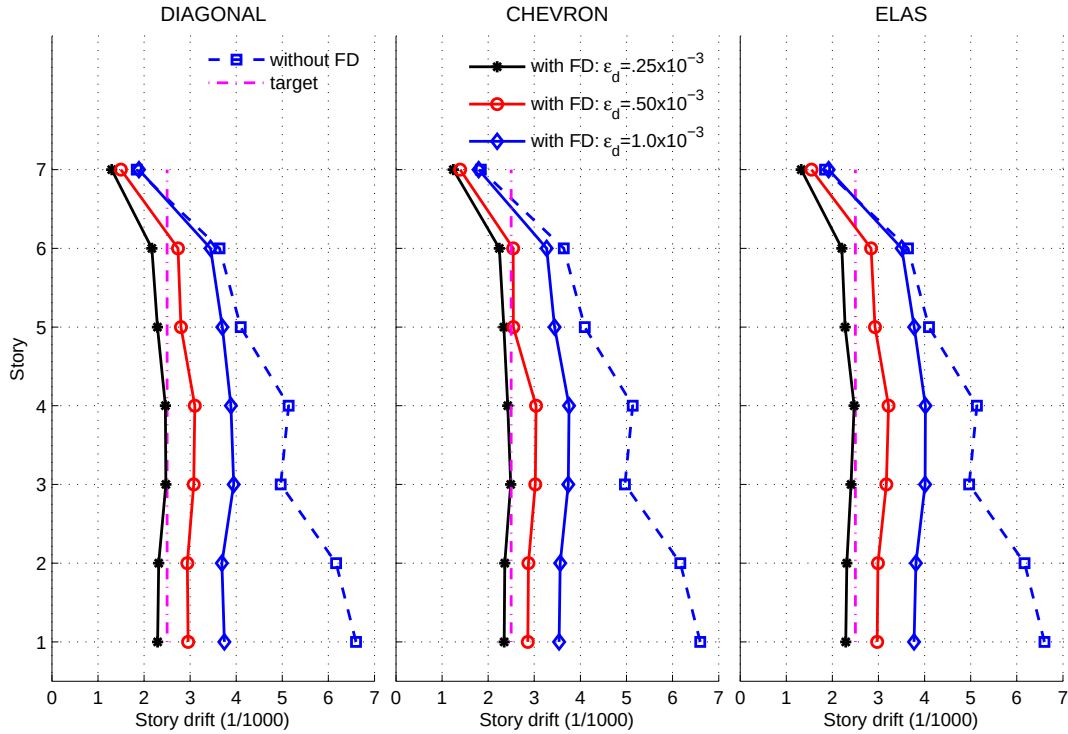


Figure 13. Interstory drift for three configurations; DIAGONAL, CHEVRON and ELAS, after applying SSSA Algorithm.

Table II. Number of Units required according to SSSA.

Story	DIAG $\Delta Q = 5tonf$			CHEV $\Delta Q = 5tonf$			ELAS $\Delta Q = 5tonf$		
	$\epsilon_d * 10^{-3}$			$\epsilon_d * 10^{-3}$			$\epsilon_d * 10^{-3}$		
	0.25	0.50	1.0	0.25	0.50	1.0	0.25	0.50	1.0
1	25	28	27	19	23	23	21	24	23
2	18	20	20	14	16	16	15	17	16
3	5	3	0	4	2	0	5	2	0
4	5	2	6	5	1	3	4	2	3
5,6,7	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Total	53			43			45		

cases had been considered where the ratio between the diagonals cross section is 2. The dimensions for main and secondary structural elements, as well as the seismic weight of the structure for each story is shown in Table III.

Table IV presents a summary of the obtained results for the structure with and without dampers. Despite all the structures performance indicators with rigid diagonals are better than their flexible counterpart, the latter gives satisfactory results. Furthermore, note that with a capacity of only $7.5tonf$, the maximum interstory drifts are reduced to approximately 50%, in spite of the amplification mechanism efficiency which is 0.55 and 0.70 for the flexible and rigid diagonal cases, respectively.

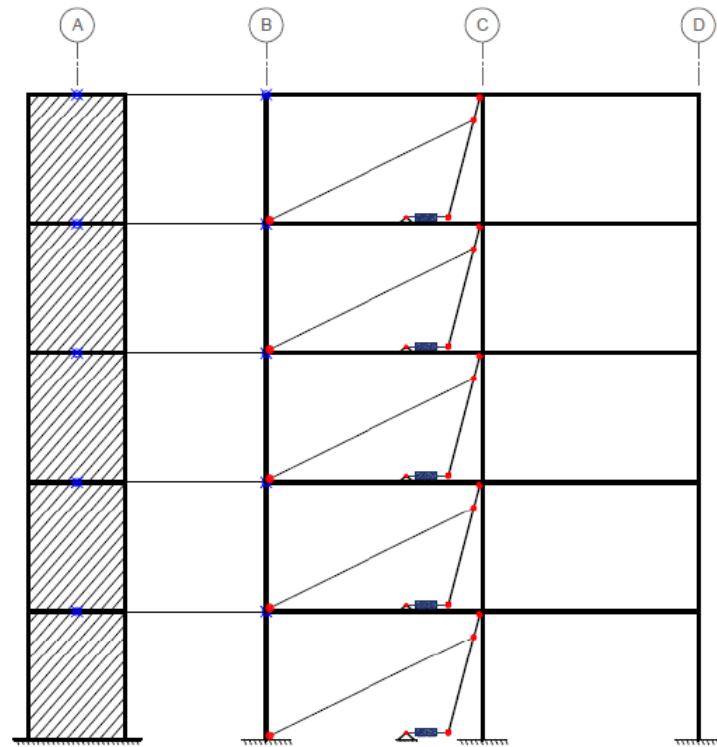


Figure 14. Analyzed Dual System structural Model.

Table III. Structural properties of MDOF5 model.

Story	Height [cm]	Seismic weight [KN]	Principal Structure's Elements			Secondary Structure's elements		
			Column section [cm]	Beam section [cm]	Wall section [cm]	Lever-arm inertia [cm ⁴]	Diagonal area [cm]	
							Case 1	Case 2
1	325	400	60x60	30x50	15x300	—	—	—
2	325	400	60x60	30x50	15x300	7786	20	40
3	325	400	60x60	30x50	15x300	7786	60	120
4	325	400	60x60	30x50	15x300	7786	60	120
5	325	400	60x60	30x50	15x300	7786	20	40

6. EXPERIMENTAL STUDY

In order to evaluate the real behavior of the amplification mechanism (ELAS) proposed in this investigation, a set of pseudo dynamic tests were developed at the laboratory of structures in the Pontificia Universidad Catolica de Chile. These were executed in real scale steel specimen structure whose properties and characteristics are specified in [26].

6.1. Test Specimen and ELAS mechanism setup

Figure 15 shows a schematic view of the test specimen. And they are noticeable the elements configuration such as replaceable beams and column sections in case the specimen goes through inelastic behavior. Note that the columns are oriented in such a way that, the structure is nominally symmetric in stiffness, in both horizontal directions.

Table IV. Summary of structural responses.

Story		Damper capacity [kN]	Max. Story drift [1/1000]	Max. damper deformation [cm]	Max. diagonal [kN]	Max. diagonal strain [1/1000]
1	Without FD	-	1.9	-	-	-
	Case 1	0	1.1	-	-	-
	Case 2	0	1.0	-	-	-
2	Without FD	-	4.0	-	-	-
	Case 1	10	2.2	3.91	187	0.45
	Case 2	10	2.0	4.74	196	0.23
3	Without FD	-	4.9	-	-	-
	Case 1	30	2.6	4.81	511	0.40
	Case 2	30	2.3	5.47	517	0.20
4	Without FD	-	4.9	-	-	-
	Case 1	25	2.5	5.27	434	0.34
	Case 2	25	2.3	5.99	441	0.18
5	Without FD	-	4.6	-	-	-
	Case 1	10	2.3	4.47	186	0.44
	Case 2	10	2.2	4.75	185	0.22

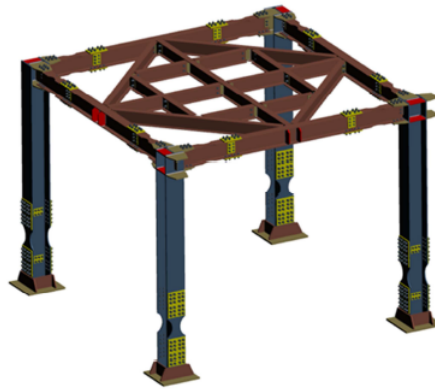


Figure 15. Test Specimen. General view scheme.

In Figure 16 to images show the specimen layout at the reaction slabs and wall, with 3 pseudo dynamic actuators connected in such a way, that 2 horizontal orthogonal degrees of freedom and one rotational around the vertical axis are controlled with this equipment.

Figure 17 shows a scheme of the amplification mechanism proposed (ELAS), there can be noticed that the tensor bars are made up of three independent parts joint together by means of: (1) manual mechanical tensor, and; (b) an inner hinge. The first of these is used to set the pre-tension force in the bars and the latter one is to be sure that the bars don't be stressed with compression, it means, they work in tension only. An image with the ensemble is shown as well, installed in the now called, the rigid frame of the specimen. The frictional damper is attached to the collector bar and to the reaction slab. The amplification mechanisms has an amplification factor $\alpha = 11$.

Figure 18 shows the typical functioning of the amplification mechanism with in its displaced position. Note that in this figure, there can be identified a difference between a group of tensors and the others going diagonally to its counter direction. This is because depending on the direction of the displacement applied to the frame of the structure, one of the tensors will be tensioned and the opposite bars will be "loosen".



Figure 16. Test Specimen on reaction slab and wall coupled to pseudo-dynamic actuators.

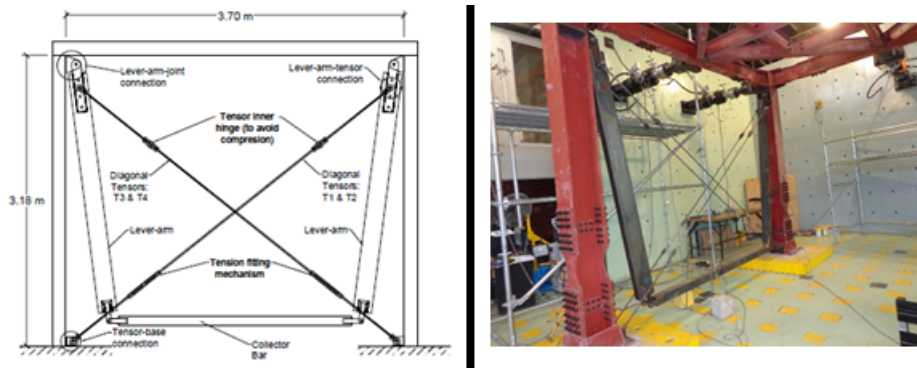


Figure 17. Amplification Mechanism scheme (left); and, in-flexible frame installation (right).

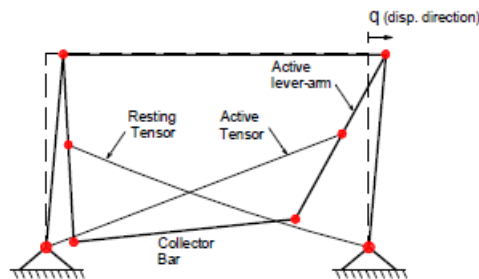


Figure 18. Amplification mechanism functioning scheme in working state. Active and loosen tensor bars.

6.2. Frictional Damping

It is important to mention that nowadays, it is common to find research papers of amplification mechanism studied experimentally only coupled to viscous dampers, linear or non-linear.

Documents such as [27] and in [28] however, frictional dampers are studied, they are not coupled to an amplification mechanism, but are installed by means of tensors to the structure. The installation of these devices, as shown in those publications, are located in such a way that the damping force is applied directly to the half-length of the beam. It is important to notice that the ELAS mechanism proposed, transfers the force directly to the beam-column joint (rigid zone), which helps increasing the efficiency of the mechanism.

Figure 19 shows a scheme of the frictional damper device. It works with a set of screws that apply a force through a frictional material at the end of them and transmit it to the collector bar surface.

This pressure, gives the device the capacity of applying a frictional force that must be “broken to let the ELAS collector bar slip, begin working and dissipating energy.

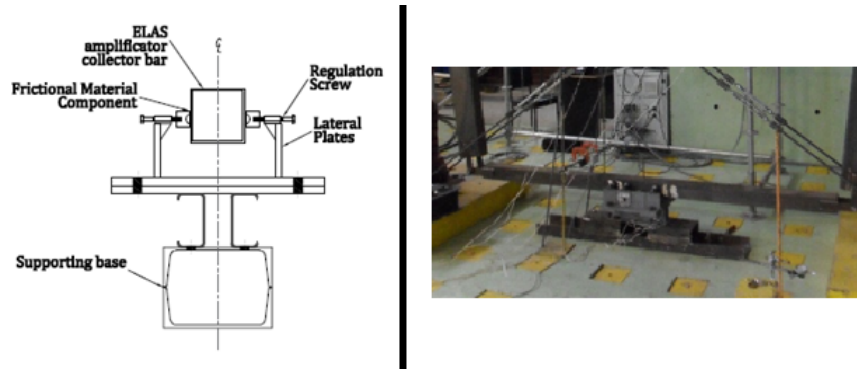


Figure 19. Frictional Damper Scheme (left); and, collector bar-damper coupling (right)

6.3. Pseudo-Dynamic Test

It is well known that one of the advantages of the pseudo-dynamic tests is the possibility of define the mass matrix as necessary or convenient for the test required. In this case, torsional effects were needed to be modeled in order to demonstrate how this amplification mechanism work installed in only one frame of the structure and reach a torsional balance [29] by its use. The mass matrix was defined with the Eq. 18, where the translational mass value $m = 310 \text{ KN}$, the mass excentricity $e_y = 1.0 \text{ m}$ and the radius of gyration $\rho = 2.35 \text{ m}$. In Figure 20, the position of the translational mass can be observed, along with the steel structure layout and actuators coupling.

$$M = \begin{bmatrix} m_s & 0 & -m_s e_y \\ 0 & m_s & 0 \\ -m_s e_y & 0 & m_s \rho^2 \end{bmatrix} \quad (18)$$

The inner damping matrix on the other hand, was defined as zero matrix because of the high damping ratio of the specimen test [26].

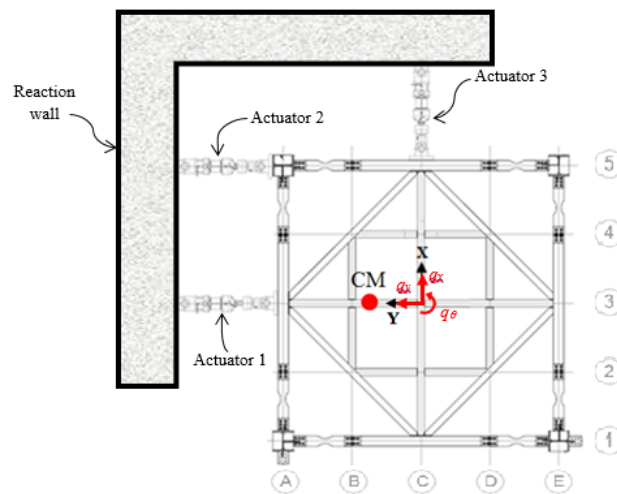


Figure 20. Pseudo-Dynamic test layout for test structure.

6.4. Seismic Record Excitation Test

The record used to the experimental study is the same as shown in Figure 11, the characteristics of this artificial record can be reviewed in detail at [?]. For this set of tests, the seismic record was scaled to 30% of the total PGA in order to avoid yielding of the reduced beam and column sections in the specimen test (steel structure). The mass eccentricity was set to $e_y = 1.0\text{ m}$ and a simulation of the record was applied to the structure using the pseudo-dynamic equipment, first, to the structure without dampers.

As show in Figure 21, the upper graphic shows the difference between the displacement of the two lateral frames. The frame where the amplification mechanism is installed is considered as flexible frame, and the opposite frame is the rigid one. This difference between the displacements is generated because of the mass eccentricity. The mass is located at $e_y = 1.0\text{ m}$ form the structures center of rigidity (see Figure 20), close to the flexible frame (flexible edge), hence, this story displacement behavior is expectable.

In order to evaluate the behavior of the structure coupled to the amplification mechanism with the frictional dampers, and compare it with the responses explained in the last paragraph, a second set of tests is developed. The activation force of the frictional damper was set to $Q_d = 2.5\text{ KN}$ and the same seismic record specified as the pseudo-dynamic test excitation. This force value was reached after several executions of the test and, is the required force to generate a condition in which both, flexible and rigid frames respond in a similar manner under the seismic excitation. As shown in the lower graphic in Figure 21, for the parameters specified as mentioned before, and for an amplification factor $\alpha \approx 11$ [26], it was possible to reach this balance between the displacement of the two frames, and even decrease the peak response of the steel structure. This response was decreased form a peak of 0.032 m to 0.015 m , the latter with the amplicator-damper system coupled to the structure. This means a response reduction of approximately 53%

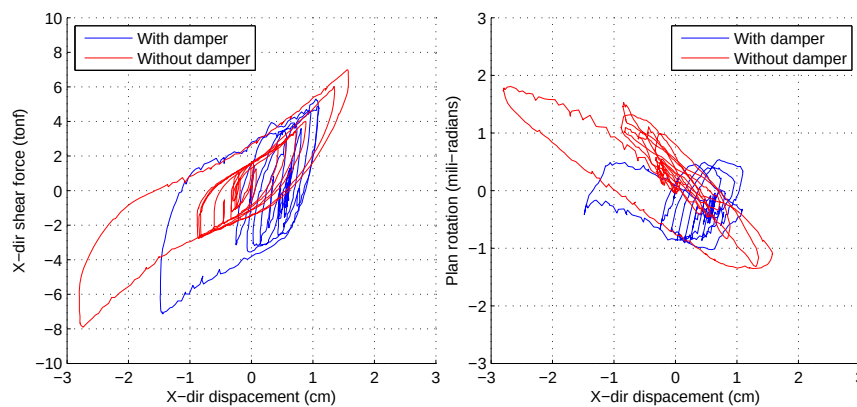


Figure 21. Comparison of displacement histories for flexible and rigid frames (edges) when; (top) without amplicator-damper system; and (bottom) with amplicator-damper system. Record scaled to 30%, and eccentricity $e_y = 1.0\text{ m}$.

Also, the relation shear force-deformation in the applied seismic record direction is shown in Figure 22. There the response of Figure 21 can be better understood, relating the decreased displacement to the shear force magnitude which is decreased too, after coupling the structure to the amplicator-damper system.

Finally, at the upper graphic in Figure 23, the deformation of the damper (plane blue line) and the flexible edge deformation multiplied by the amplification factor of the mechanism ($\alpha = 11$) is shown. Note in this figure that, the reached deformations for the damper are nearly similar to those induced in the structures edge. The horizontal lengths at the peaks of the history plot for the damper deformation, can be explained due to the frictional damper behavior itself, where before reaching a

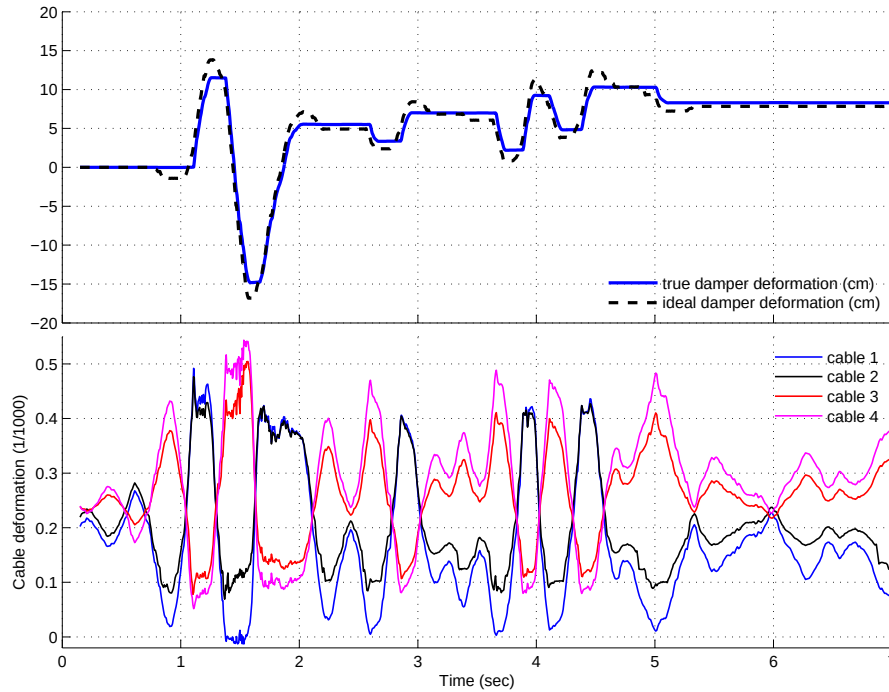


Figure 22. Comparison with and without amplificador-damper system for: (left) force-displacement of the geometric center of plan; and, (right) rotation-displacement relation, both in the geometric center of plan. Record scaled to 30%, and eccentricity $e_y = 1.0\text{ m}$.

peak deformation value, the device gets stuck and it is necessary to break the friction force again to begin slipping in the counter direction.

Shown in the lower graphic of Figure 23, is the strain history for the tensor bars (T1, T2, T3 and T4) of the amplification mechanism (see Figure 18). Note that the maximum reached strain is of approximately 580 *micro-strains*. For this bars, built with mild steel of $F_y = 420\text{ MPa}$, the yielding strain is measured at 2000 *micro-strains*, which means that the tensor bars worked in a range of $\gamma_\epsilon = \frac{\epsilon}{\epsilon_y} = 0.29$.

According to what was explained in the paragraphs above, and comparing with the analytical evaluation in preceding sections, it can be noted that the results obtained in the experimental evaluation are consistent with the purpose of the investigation. Once again is demonstrated that the good behavior of the amplification mechanism depends on the stiffness of the secondary system, in the case of the experimental evaluation, the tensor bars as shown in Figure 23. These tensors reached only 29% of its yielding capacity and are 16 times stiffer in the horizontal direction, than the length of the lever arm connected to the collector bar ($k_d = 11600\text{ KN/m}$ and $k_l = 720\text{ KN/m}$, [26]). On the other hand, it is also demonstrated that for a low damper capacity, the response considerably improved. In this case, the structure weight-damper capacity relation is $W/Q_d = 124$ (with $W = 310\text{ KN}$ and $Q_d = 2.5\text{ KN}$). These results definitely demonstrate that the amplification mechanism herein proposed, is a simple and efficient progress for the field.

7. CONCLUSIONS

Herein is highlighted the fact that almost all the mechanisms intended for amplifying amplifications within a structural system, take advantage of the leveraging theory in order to generate a mechanical advantage. The mechanism here proposed however, due to its configuration is easy to build and

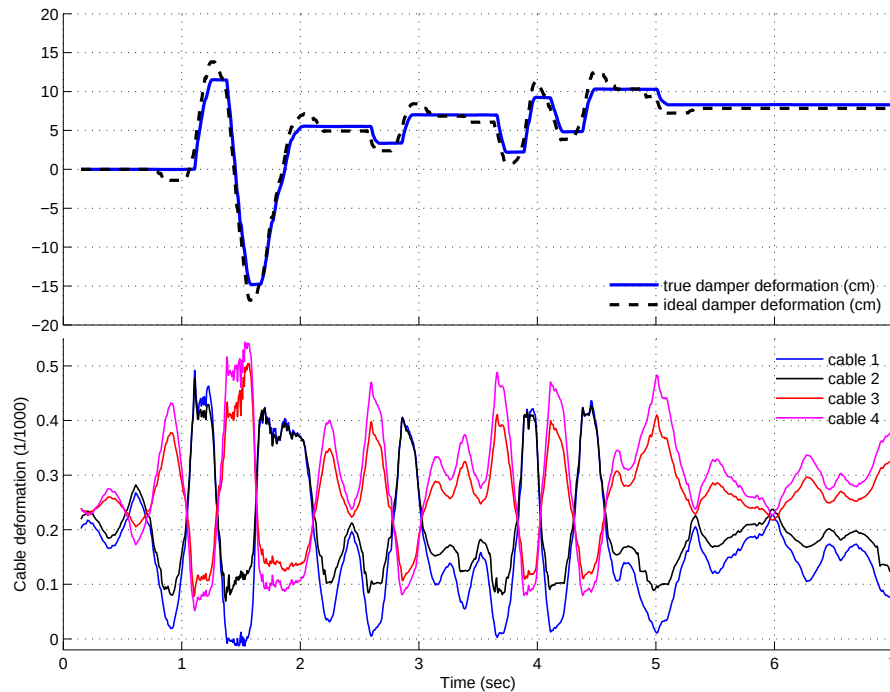


Figure 23. Response histories with dampers of: (top) real vs “ideal” deformation of the damper; and, (bottom) tensor bars strain measured during pseudo-dynamic test. Record scaled to 30%, and eccentricity $e_y = 1.0\ m$.

considered as a novel geometric configuration. Its ability to work in any direction makes it efficient when a dynamic event occurs.

The proposed amplification mechanism, ELAS, is a variant configuration of the LAS configuration analyzed before [10], however it has demonstrated to have great benefits delivering high amplification factor values that are difficult to reach for other mechanisms.

Due to the what was mentioned before, it is possible to this amplification mechanism to work properly along with frictional and hysteretic dissipation devices [26]. These dissipation devices could have no limitations of reachable deformations during a seismic event, nevertheless, the evaluation of this ensemble (frictional/hysteretic damper - amplificador) is not yet available in other research publications. The amplification factor values delivered by the ELAS mechanism, can be exploited by these type of dissipation devices, unlike viscous dampers whose cost and displacement capacity could not be adequate for this mechanism.

Form the analytical evaluation, for both SDOF and MDOF systems, it was determined that; by implementing this mechanism along with frictional dampers, the structural response is highly improved, decreasing the interstory drift. Also, the need of a stiff secondary system is established along the research, in order to reach a high efficiency. This is possible too, taking a low damper capacity, both a high stiffness of the secondary system and a low frictional damper capacity are the certain parameter to obtain an optimal configuration.

One of the advantages of the mechanism is that, the installation within a structure is done directly to rigid zones, this means, to beam-column joints. This type of connections makes more efficient the distribution of forces and displacement through the amplification mechanism elements, resulting in a high amplification factor to take advantage of. During the experimental evaluation, pseudo-dynamic tests were useful to corroborate the facts encountered in previous sections about the need of rigid elements in the secondary system. Presumed facts as, the need of a stiff lever element to generate a high efficiency in amplification factor, has been in part nailed because of what was said before. According to what is exposed in this research work, the authors firmly believe that this mechanism,

for its simplicity and efficiency of its novel geometric configuration, is a great development in the field of amplification mechanisms.

ACKNOWLEDGEMENTS

This research has been funded by Comisión Nacional de Investigación Científica y Tecnológica (CONICYT) through the FONDECYT Project No. 1120937 and FONDEQUIP Project EQM120198. The authors are grateful for this support. The authors gratefully acknowledge the support offered by the DictUC crew of the Structural Engineering Department Laboratory in the Pontificia Universidad Católica de Chile, for its great help in technical issues and days of work during the experimental evaluation, especially to M.Sc. Nicolás Tapia, laboratory operator Ing. Yoslandy Lazo and to Mr. Atilio Muñoz. To engineers Jose Luis Ramirez, Ismael Gonzales and the *ARIES-Ingeniería y Sistemas* group, for their committed work during the pseudo-dynamic equipment setup and capacitance. This research was done whilst the first author was a M.Sc. student at the Pontificia Universidad Católica de Chile. This author is very grateful to the help of his adviser-professor.

REFERENCES

1. Michael C Constantinou, Panos Tsopelas, Wilhelm Hammel, and Ani N. Sigaher. Toggle-Braced-Damper Seismic Energy Dissipation Systems. *Journal of Structural Engineering*, (February):105–112, 2001a.
2. Ian D Aiken, Douglas K Nims, Andrew S Whittaker, and James M Kelly. Testing of Passive Energy Dissipation Systems. *Earthquake Spectra*, 9(3), 1993.
3. T. T. Soong and Gary F. Dargush. *Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering*. John Wiley & Sons Ltd, 1997.
4. Julián M. Londoño, Simon a. Neild, and David J. Wagg. Using a damper amplification factor to increase energy dissipation in structures. *Engineering Structures*, 84:162–171, 2015. ISSN 01410296. 10.1016/j.engstruct.2014.11.019.
5. Michael C Constantinou, Panos Tsopelas, Wilhelm Hammel, and Ani N. Sigaher. Toggle-Braced-Damper Seismic Energy Dissipation Systems. *Journal of Structural Engineering*, (February):105–112, 2001b.
6. P. Douglas Taylor and Michael C. Constantinou. DEVELOPMENT AND TESTING OF AN IMPROVED FLUID DAMPER CONFIGURATION FOR by. Technical report, New York, USA, 2004.
7. Jenn-shin Hwang, Yin-nan Huang, and Ya-hui Hung. Analytical and Experimental Study of Toggle-Brace-Damper Systems. *Journal of Structural Engineering*, 131(July):1035–1043, 2005.
8. Jenn Shin Hwang, Chun Hsiang Tsai, Shiang Jung Wang, and Yin Nan Huang. Experimental study of RC building structures with supplemental viscous dampers and lightly reinforced walls. *Engineering Structures*, 28(13):1816–1824, 2006. ISSN 01410296. 10.1016/j.engstruct.2006.03.012.
9. Ani N. Sigaher and Michael C. Constantinou. Scissor-jack-damper energy dissipation system. *Earthquake Spectra*, 19(1):133–158, 2003. ISSN 87552930. 10.1193/1.1540999.
10. Yuri Ribakov and Andrei M. Reinhorn. Design of Amplified Structural Damping Using Optimal Considerations. *Journal of Structural Engineering*, 129(October):1422–1427, 2003. ISSN 0733-9445. 10.1061/(ASCE)0733-9445(2003)129:10(1422).
11. Tracy S K Chung and Eddie S S Lam. Hydraulic Displacement Amplification System for Energy Dissipation, 2004.
12. Stefano Berton and John E. Bolander. Amplification System for Supplemental Damping Devices in Seismic Applications. *Journal of Structural Engineering*, 131(June):979–983, 2005. ISSN 0733-9445. 10.1061/(ASCE)0733-9445(2005)131:6(979).
13. R J Mcnamara, C D Huang, and V Wan. Viscous-Damper with Motion Amplification Device for High Rise Building Applications. *Advanced Technology in Structural Engineering*, ASCE Struc(Philadelphia, PA, USA), 2000. 10.1061/40492(2000)123.
14. Stephen DeSimone and Steven Bongiorno. Long deck spans, upturned spandrels and toggle brace-dampers meet the complex seismic requirements of the irregularly shaped steel tower for San Francisco Four Seasons Residences. *Modern Steel Construction*, 2002. ISSN 00174653.
15. Henry C Huang. Efficiency of the motion amplification device with viscous dampers and its application in high-rise buildings. 8(4):521–536, 2009.
16. Henry C. Huang and Robert J. McNamara. The Efficiency of the Motion Amplification Device With Viscous Damper. Technical report.
17. Juan Sebastian Baquero Mosquera. *Sistema de Amplificación para Dispositivos Distribuidos de Disipación de Energía*. PhD thesis, Pontificia Universidad Católica de Chile, 2015.
18. Henry C Huang. PARAMETRIC STUDY FOR MOTION AMPLIFICATION DEVICE WITH VISCOUS DAMPER. *13th World Conference on Earthquake Engineering*, (Paper No. 3060), 2004.
19. Jonathan Hancock, Jennie Watson-lamprey, Norman a Abrahamson, Julian J Bommer, Alexandros Markatis, and Rishmila Mendis. An Improved Method of Matching Response Spectra of Recorded Earthquake Ground Motion Using Wavelets. 10(1):67–89, 2006.
20. Linda Alatik and Norman Abrahamson. An improved method for nonstationary spectral matching. *Earthquake Spectra*, 26(3):601–617, 2010. ISSN 87552930. 10.1193/1.3459159.
21. INN-Chile. NCh. 2745 - Analisis y Diseño Sísmico de Edificios con aislamiento sísmico. In *Norma Chilena Oficial*. 2003.

22. D. Lopez-García. A simple method for the design of optimal damper configurations in MDOF structures, 2001. ISSN 87552930.
23. D. Lopez-Garcia and T. T. Soong. Efficiency of a simple approach to damper allocation in MDOF structures. *Journal of Structural Control*, 9(January):19–30, 2002. ISSN 1122-8385. 10.1002/stc.3. URL <http://doi.wiley.com/10.1002/stc.3>.
24. MATLAB. *version 8.1.0.604 (R2013a)*. The MathWorks Inc., Natick, Massachusetts, 2013.
25. McKenna, F., Fenves, G. L., Scott, M. H., and Jeremic, B., (2000). Open System for Earthquake Engineering Simulation (OpenSees). Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, CA.
26. Nicolas Felipe Tapia Flores. *Desarrollo de un Sistema de Disipacion de Energia Histeretico con Mecanismo de Amplificacion de Deformaciones*. PhD thesis, Pontificia Universidad Catolica de Chile, 2015.
27. Imad H. Mualla and Borislav Belev. Performance of steel frames with a new friction damper device under earthquake excitation. *Engineering Structures*, 24:365–371, 2002. ISSN 01410296. 10.1016/S0141-0296(01)00102-X.
28. Hyunhoon Choi and Jinkoo Kim. New installation scheme for viscoelastic dampers using cables. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 37:1201–1211, 2010. ISSN 0315-1468. 10.1139/L10-068.
29. Marcos García, Juan C. de la Llera, and José L. Almazán. Torsional balance of plan asymmetric structures with viscoelastic dampers. *Engineering Structures*, 29:914–932, 2007. ISSN 01410296. 10.1016/j.engstruct.2006.06.022.

ANEXO C: PUBLICACIÓN PRESENTADA N. 2***Título:***

“DEVELOPMENT OF A NOVEL COMBINED SYSTEM OF DEFORMATION AMPLIFICATION AND ADDED STIFFNESS AND DAMPING: ANALYTICAL RESULT AND FULL SCALE PSEUDO-DYNAMIC TESTS.”

Autores:

- Nicolás Fernando Tapia Flores
- José Luis Almazán Camillay
- Juan Sebastián Baquero Mosquera

Revista a la que se envió:

Engineering Structures.

Manuscript Number:

Title: DEVELOPMENT OF A NOVEL COMBINED SYSTEM OF DEFORMATION AMPLIFICATION AND ADDED STIFFNESS AND DAMPING: ANALYTICAL RESULT AND FULL SCALE PSEUDO-DYNAMIC TESTS

Article Type: Research Paper

Keywords: added stiffness and damping, amplifying mechanism, self-centering, carbon fiber, torsional balance, pseudo-dynamic tests, seismic protection

Corresponding Author: Mr. Jose L Almazan, PhD

Corresponding Author's Institution: Pontificia Universidad Catolica de Chile

First Author: Nicolás Tapia

Order of Authors: Nicolás Tapia; Jose L Almazan, PhD; Juan Baquero

Abstract: This research presents the theoretical and experimental development of a new system called: Amplified Added Stiffness and Damping (AASD), which is a combination of an amplifying mechanism and a frictional self-centering damper capable to support large deformations. The operation of the damper is based on the well-known straps with friction principle. A first conceptual single acting device used for validating this principle and comparing the behavior of commercial straps (polyamide, aramid and carbon fiber) was built. Subsequently, two double acting prototypes with carbon fiber straps were built, since this material showed the best performance. Both, the conceptual device and the two prototypes (named as I and II) have shown very stable 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 directions, it is an ideal device to combine with amplifying mechanisms. A parametric numerical analysis performed on a single-story structure with AASD, showed a wide range of parameters of AASD leading to reductions greater than 40% on displacement response. A full-scale asymmetric one-story steel structure equipped with one AASD was built. The structure was subjected to a variety of tests using a multi-axis pseudo-dynamic equipment recently installed in the Laboratory of Structural Engineering of the Pontificia Universidad Católica de Chile. So far, the authors didn't find references of a full scale pseudo-dynamic test of this nature. The structure without AASD presented a non-linear behavior mainly due to sliding of the bolted connections of the beams. Pseudo-dynamic seismic response tests were performed considering an artificial ground motion acting in one direction. As expected, and due to the mass eccentricity (20% of its plan length), high concentration of deformations in the flexible edge of the structure without AASD was observed. Conversely, the structure with AASD showed a great plan deformation uniformity (torsional balance), with reductions of nearly 40% in maximum edge deformation, which is consistent with the parametric analysis results. The eccentric lever arm used as amplifying mechanism, which have large amplifying ratio $\alpha=11$, worked in great accordance with numerical simulations.

Suggested Reviewers: Andrei Reinhorn
University at Buffalo (SUNY), Buffalo NY
reinhorn@buffalo.edu

Rakesh Goel
Cal Poly State University, San Luis Obispo
rgoel@calpoly.edu

Highlights

In this study the theoretical and experimental development of a new system called: Amplified Added Stiffness and Damping (AASD). As the name suggest, the system is composed of a deformation amplification mechanism (lever-arm type) and stiffening-damping self-centering device. The operation of the device is based on the well-known straps with friction principle. The work is divided in four parts: (1) main ideas and proof of concept testing of the damper device; (2) developing and testing of two prototypes; (3) numerical parametric analysis of a single-story structure with AASD; and (4) pseudo-dynamic tests of a full scale asymmetric one story steel structure. The main hypothesis of this work is that the AASD is an efficient alternative for structures based on frames, as well as, and especially in structures based on reinforced concrete walls (typical building in Chile), where the relatively small story-drift makes it difficult to introduce energy dissipation devices.

DEVELOPMENT OF A NOVEL COMBINED SYSTEM OF DEFORMATION AMPLIFICATION AND ADDED STIFFNESS AND DAMPING: ANALYTICAL RESULT AND FULL SCALE PSEUDO-DYNAMIC TESTS

Nicolás Tapia, José Almazán, and Juan Baquero

Abstract

This research presents the theoretical and experimental development of a new system called: Amplified Added Stiffness and Damping (AASD), which is a combination of an amplifying mechanism and a frictional self-centering damper capable to support large deformations. The operation of the damper is based on the well-known straps with friction principle. A first conceptual single acting device used for validating this principle and comparing the behavior of commercial straps (polyamide, aramid and carbon fiber) was built. Subsequently, two double acting prototypes with carbon fiber straps were built, since this material showed the best performance. Both, the conceptual device and the two prototypes (named as I and II) have shown very stable 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 directions, it is an ideal device to combine with amplifying mechanisms. A parametric numerical analysis performed on a single-story structure with AASD, showed a wide range of parameters of AASD leading to reductions greater than 40% on displacement response. A full-scale asymmetric one-story steel structure equipped with one AASD was built. The structure was subjected to a variety of tests using a multi-axis pseudo-dynamic equipment recently installed in the Laboratory of Structural Engineering of the Pontificia Universidad Católica de Chile. So far, the authors didn’t find references of a full scale pseudo-dynamic test of this nature. The structure without AASD presented a non-linear behavior mainly due to sliding of the bolted connections of the beams. Pseudo-dynamic seismic response tests were performed considering an artificial ground motion acting in one direction. As expected, and due to the mass eccentricity (20% of its plan length), high concentration of deformations in the flexible edge of the structure without AASD was observed. Conversely, the structure with AASD showed a great plan deformation uniformity (torsional balance), with reductions of nearly 40% in maximum edge deformation, which is consistent with the parametric analysis results. The eccentric lever arm used as amplifying mechanism, which have large amplifying ratio $\alpha=11$, worked in great accordance with numerical simulations.