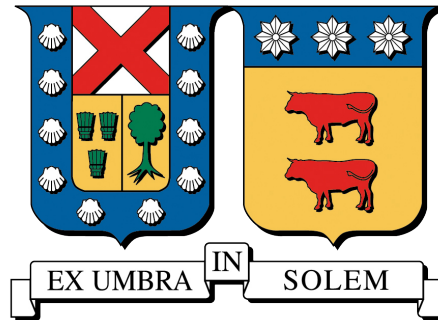


UNIVERSIDAD TÉCNICA FEDERICO SANTA MARÍA
DEPARTAMENTO DE OBRAS CIVILES
VALPARAÍSO - CHILE



**SIMULACIÓN HÍBRIDA EN TIEMPO REAL DE SISTEMAS ESTRUCTURALES
EQUIPADOS CON AMORTIGUADORES MAGNETO-REOLÓGICOS**

Tesis de Grado y Memoria de Título presentada por

María Elena Francisca Quiroz Roa

como requisito parcial para optar al título de

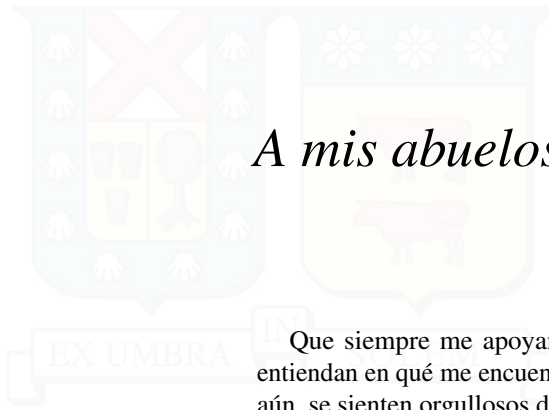
Ingeniero Civil

y el grado de

Magíster en Ciencias de la Ingeniería Civil

Profesor Guía
Gastón Andrés Fermandois Cornejo

11 de noviembre de 2022



A mis abuelos ...

Que siempre me apoyan a pesar de que no entiendan en qué me encuentro trabajando y, más aún, se sienten orgullosos de mí.

AGRADECIMIENTOS

Agradecer, en primer lugar, a mi familia y amigos, por su importantísimo apoyo y compañía, siempre.

A mi profesor guía, el profesor Gastón Fernandois, por su importante ayuda y apoyo en este proceso, y por permitirme investigar una de sus líneas de investigación. A mis compañeros del proyecto, Cristóbal Gálmez, Diego Mera, Diego Araya y Daniel Maurel, a quienes ha sido un placer conocer y con quienes ha sido un gusto trabajar. Gracias por hacer este proceso más entretenido e interesante.

Un especial agradecimiento al profesor René Tobar, quien ha tenido la paciencia de explicarme y acompañarme en los ensayos de experimentales en el laboratorio de obras civiles. También, agradecer a Paul Gálvez por su gran disposición y apoyo en los ensayos experimentales.

A la Universidad Técnica Federico Santa María por su apoyo a través del Proyecto Interno de Línea de Investigación No. 045/2021, y a la Dirección de Postgrado y Programas a través de sus becas. A la Agencia Nacional de Investigación y Desarrollo a través del proyecto FONDECYT Iniciación No. 11190774.

Agradecer a todo aquel que haya influido, directa o indirectamente, en la culminación de este trabajo.

RESUMEN

La simulación híbrida en tiempo real (RTHS, por sus siglas en inglés) requiere de subestructuras numéricas y experimentales para obtener la respuesta de un sistema emulado sujeto a una excitación basal. Además, esta técnica permite cuantificar los efectos de incertidumbres en los parámetros en la respuesta de un sistema estructural, y capturar la dinámica de sistemas dependientes de la frecuencia del ensayo. Este enfoque demuestra ser eficiente en experimentación con especímenes no lineales. En particular, la literatura presenta algunos ensayos de RTHS con amortiguadores magneto-reológicos (MR, por sus siglas en inglés) como especímenes, un dispositivo de control semi-activo que provee importante reducción en las vibraciones de la respuesta de los sistemas estructurales.

Los retrasos temporales en la experimentación con RTHS ocurren, principalmente, debido a la interacción existente entre el actuador junto con el espécimen. Ante esto, se han desarrollado diversos métodos de control para compensar las dinámicas del actuador y minimizar los errores de sincronización en RTHS. Mediante los métodos actuales se requiere de calibración manual de los parámetros del controlador, que puede resultar un proceso lento e iterativo. Algunos métodos incipientes han desarrollado algoritmos que no requieren de calibración de un modelo mediante identificación de sistemas del espécimen de ensayo. Sin embargo, ninguno de ellos ha sido validado en sistemas no lineales.

En este estudio, la respuesta sísmica de un edificio equipado con un amortiguador MR es examinado mediante RTHS. Este trabajo busca probar la robustez de un método de compensación adaptivo basado en modelos (AMBC, por sus siglas en inglés) con calibración robusta de los parámetros adaptivos en especímenes no lineales como amortiguadores MR. Para este propósito, un problema benchmark es estudiado en un entorno virtual utilizando MATLAB/Simulink, con un amortiguador MR como subestructura experimental, controlado mediante un algoritmo denominado *clipped-optimal control* con algoritmos de control lineal cuadrático gaussiano (LQG). Los resultados demuestran que AMBC provee la robustez necesaria a los ensayos de RTHS contra los errores de sincronización y la incertidumbre dada por los especímenes con propiedades altamente no lineales y dependientes del tiempo.

Palabras Claves: *simulación híbrida en tiempo real; compensación adaptiva; control semi-activo; amortiguador magneto-reológico*

ABSTRACT

Real-time hybrid simulation (RTHS) involves numerical and experimental substructures to obtain the response of an emulated system subjected to dynamic excitation. Furthermore, this technique is capable of quantifying the effect of parametric uncertainties on a structural system's response and capture rate-dependent systems dynamics. This approach proves to be useful in experiments with non-linear specimens. In particular, the literature presents some RTHS tests with MR dampers specimens, a semi-active device that provides significant vibration reduction capabilities to the structural system.

Time delays in RTHS testing occur due to the interaction between the actuator and the specimen. Many control methods have been proposed to compensate actuator dynamics and minimize synchronization errors in RTHS. Though, current methods require manual calibration of controller parameters, which is a slow and iterative process. Some incipient methods developed algorithms without a calibrated model through system identification of the test specimen. Still, none of these methods have been validated in non-linear systems.

In this study, the seismic response of a building equipped with an MR damper is examined through RTHS testing. This work aims to prove the robustness of an adaptive model-based compensation (AMBC) algorithm with adaptive gain calibration in non-linear specimens such as MR dampers. For this purpose, a benchmark problem is studied in a virtual environment using MATLAB/Simulink, with an MR damper as the experimental substructure controlled by a clipped-optimal control algorithm with Linear Quadratic Gaussian (LQG). The results show that AMBC provides robustness to RTHS tests against synchronization errors and uncertainty due to highly non-linear specimens with time-dependent properties.

Keywords: *real-time hybrid simulation; adaptive compensation; semi-active control; magnetorheological damper*

Índice de Contenidos

1. Introducción	1
1.1. Motivación	1
1.2. Objetivos	2
1.2.1. Objetivo general	2
1.2.2. Objetivos específicos	2
1.3. Estructura del documento	2
2. Revisión literaria	4
2.1. Control estructural	4
2.2. Amortiguadores magneto-reológicos	5
2.2.1. Modelos dinámicos	6
2.2.2. Leyes de control semi-activo	6
2.3. Métodos de ensayos experimentales	7
2.3.1. Simulación híbrida	8
2.3.2. Simulación híbrida en tiempo real (RTHS)	9
2.4. Métodos de compensación dinámica	10
2.5. Identificación de sistemas	12
2.5.1. Identificación en el dominio de la frecuencia	12
2.5.2. Identificación en el dominio del tiempo	12
3. Metodología	15
3.1. Adquisición de datos y procesamiento	15
3.1.1. Fenómenos asociados al muestreo y adquisición de datos	15
3.1.1.1. Error de cuantización	15
3.1.1.2. <i>Aliasing</i>	16
3.1.1.3. <i>Spectral leakage</i>	16
3.1.2. Determinación experimental de funciones de transferencia	17
3.2. Algoritmo de control semi-activo	19
3.2.1. Control lineal cuadrático gaussiano (LQG)	19
3.2.2. Algoritmo clipped-optimal control	20
3.3. Compensación dinámica	20
3.3.1. Compensación dinámica adaptiva basada en modelos	20
4. Formulación del problema de RTHS	25
4.1. Estructura de referencia	25
4.1.1. Descripción y propiedades	25
4.1.2. Modelamiento	26
4.1.3. Solicitaciones de entrada	26
4.2. Lazos de la RTHS	27
4.2.1. Bucle híbrido	28
4.2.2. Bucle de compensación	29

4.2.3. Bucle semi-activo	29
4.3. Comentarios	30
5. Configuración experimental para identificación de sistemas	31
5.1. Arquitectura del ensayo	31
5.2. Componentes del ensayo	32
5.2.1. Espécimen de ensayo	32
5.2.2. Actuador servo-hidráulico y sensores	33
5.2.3. Controlador, generador de señales y sistema de adquisición de datos	33
6. Identificación del actuador	34
6.1. Identificación en el dominio de la frecuencia	34
6.1.1. Campaña experimental	34
6.1.2. Orden del modelo	35
6.1.3. Ajuste del modelo	36
6.2. Análisis en el dominio del tiempo	37
6.2.1. Validación	38
6.3. Comentarios	39
7. Identificación del amortiguador MR	40
7.1. Protocolo de carga y campaña experimental	40
7.2. Modelo del amortiguador MR	43
7.3. Identificación de los parámetros y optimización	43
7.3.1. Primera optimización: Pre-ajuste	44
7.3.2. Segunda optimización: Ajuste final de los parámetros	45
7.4. Validación del modelo	48
7.5. Comentarios	52
8. Diseño del control semi-activo	53
8.1. Implementación computacional	53
8.2. Diseño del algoritmo de control semi-activo	54
8.3. Resultados de la simulación numérica	55
8.3.1. Comparación modos de operación del MR	55
8.3.1.1. Respuestas máximas	55
8.3.1.2. Respuestas RMS	57
8.3.1.3. Control semi-activo versus control activo ideal	59
8.3.1.4. Control semi-activo versus sistema sin control	60
8.3.2. Desempeño del control con terremotos a diferentes escalas	61
8.3.3. Comparación particiones de la estructura de referencia	62
8.4. Comentarios	63
9. Diseño de la compensación	64
9.1. Modelo inicial y calibración	64
9.2. Primera optimización	66
9.3. Segunda optimización	67
9.4. Comentarios	70
10. Implementación de la RTHS virtual	71
10.1. Implementación computacional	71
10.2. Criterios de evaluación	72
10.3. Resultados de la simulación numérica	73
10.3.1. Bucles híbrido y de compensación	73
10.3.2. Bucle semi-activo	79
10.4. Comentarios	83

11. Conclusiones	84
11.1. Comentarios Generales	84
11.2. Trabajo Futuro	85
Bibliografía	86
A. Desempeño del control semi-activo	93
A.1. Caso II	94
A.2. Caso III	100
A.3. Caso IV	106
B. Indicadores de la vRTHS	112
B.1. Bucle híbrido y de compensación	112
B.1.1. Terremoto de Kobe	112
B.1.2. Terremoto del Maule	113
B.2. Bucle semi-activo	115
B.2.1. Terremoto de Kobe	115
B.2.2. Terremoto del Maule	116
C. Código fuente	118

Índice de Tablas

4.1. Propiedades de las estructuras de cada caso (adaptado de Silva et al. (2020)).	26
7.1. Características de las sinusoidales del protocolo de carga.	40
7.2. Parámetros independientes asumidos para ajustar los modelos.	44
7.3. Parámetros independientes de corriente para el modelo identificado.	45
7.4. Parámetros dependientes de corriente para el modelo identificado.	46
8.1. Respuesta máxima del sistema del Caso I. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.	56
8.2. Respuesta RMS del sistema del Caso I. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.	58
8.3. Porcentajes de reducción de la respuesta estructural máxima con <i>passive-on</i> y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso I, junto con la fuerza máxima f y la energía requerida E .	62
9.1. Límites de los parámetros aleatorios (distribuidos uniformemente) considerados para la estructura de calibración.	66
10.1. Criterios de evaluación del desempeño de la vRTHS.	73
10.2. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso I, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	77
10.3. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso II, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	77
10.4. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso III, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	77
10.5. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso IV, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	78
10.6. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso I, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	81
10.7. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso II, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	81
10.8. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso III, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	81
10.9. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso IV, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.	82
A.1. Respuesta máxima del sistema del Caso II.	95
A.2. Respuesta RMS del sistema del Caso II.	97
A.3. Porcentajes de la respuesta estructural con <i>passive-on</i> y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso II, junto con la fuerza máxima f y la energía requerida E .	99
A.4. Respuesta máxima del sistema del Caso III.	101

A.5. Respuesta RMS del sistema del Caso III. 103

A.6. Porcentajes de la respuesta estructural con *passive-on* y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso III, junto con la fuerza máxima f y la energía requerida E 105

A.7. Respuesta máxima del sistema del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA. 107

A.8. Respuesta RMS del sistema del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA. 109

A.9. Porcentajes de reducción de la respuesta estructural máxima con *passive-on* y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso IV, junto con la fuerza máxima f_{max} y la energía requerida E 111

B.1. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso I, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 112

B.2. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso II, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 112

B.3. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso III, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 113

B.4. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso IV, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 113

B.5. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso I, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 113

B.6. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso II, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 114

B.7. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso III, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 114

B.8. Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso IV, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 114

B.9. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso I, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 115

B.10. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso II, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 115

B.11. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso III, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 115

B.12. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso IV, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA. 116

B.13. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso I, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 116

B.14. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso II, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 116

B.15. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso III, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 117

B.16. Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso IV, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA. 117

Índice de Figuras

2.1. Esquema de un AMR (Dyke et al., 1996b).	5
2.2. Diagrama de bloques del control semiactivo usando amortiguador MR.	7
2.3. Esquema de un ensayo RTHS (Carrion y Spencer, 2007).	9
2.4. Problema de sincronización en RTHS.	11
2.5. Arquitectura del controlador propuesto por Tsokanas y Stojadinovic (2020).	11
2.6. Esquema de la identificación de los parámetros de un modelo de amortiguador MR (adaptado de (Wang y Liao, 2011)).	13
3.1. <i>Aliasing</i> debido a una tasa de muestreo inadecuada.	16
3.2. Ejemplo de <i>spectral leakage</i> (Dyke, 1996).	17
3.3. Representación del algoritmo de selección de voltaje según el algoritmo de control COC.	20
3.4. Arquitectura de control del AMBC (Gálmez, 2021).	21
3.5. Diagrama de flujo de la AMBC (Gálmez, 2021).	22
3.6. Proceso de calibración y diseño de la AMBC (Gálmez, 2021).	23
4.1. Estructura de referencia.	25
4.2. Registros de aceleración de los terremotos considerados como perturbación del sistema, donde (a) corresponde al terremoto de El Centro de 1940, (b), al terremoto de Kobe de 1995, y (c), al terremoto del Maule de 2010.	27
4.3. Densidad de auto-poder espectral (PSD) de los registros sísmicos.	27
4.4. Lazos de la RTHS.	28
4.5. Subestructuración de la estructura de referencia para RTHS.	28
4.6. Bucle de compensación.	29
4.7. Metodología de control semi-activo con LQG+COC.	30
5.1. Esquema de las conexiones.	31
5.2. Sistema de carga.	32
5.3. Amortiguador MR de pequeña escala.	32
5.4. Respuesta del amortiguador MR a una señal de desplazamiento sinusoidal de frecuencia 0.5 Hz.	33
6.1. Función de transferencia del actuador en conjunto con el espécimen experimental tipo amortiguador MR.	35
6.2. Retraso temporal en el ensayo con el actuador solo en tiempo-historia.	35
6.3. Polos del modelo ajustado.	36
6.4. Modelo de orden 3 ajustado de la función de transferencia del actuador.	37
6.5. Modelo de orden 4 ajustado de la función de transferencia del actuador.	37
6.6. Comparación en tiempo historia de los resultados de x_m con el modelo identificado.	38
6.7. Comparación entre el desplazamiento objetivo (x_r) y el desplazamiento medido (x_m) de validación. (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales.	38

6.8. Comparación entre el desplazamiento medido y el desplazamiento obtenido con el modelo de la Ecuación 6.4. (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales. 39

7.1. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.1 Hz. . . . 40

7.2. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.25 Hz. . . . 41

7.3. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.5 Hz. . . . 41

7.4. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 10 mm de amplitud a 1 Hz. 41

7.5. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 5 mm de amplitud a 3 Hz. 42

7.6. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 2 mm de amplitud a 5 Hz. 42

7.7. Fuerza versus corriente aplicada. 42

7.8. Modelo mecánico propuesto por [Spencer et al. \(1997b\)](#) para los amortiguadores MR. 43

7.9. Error RMS normalizado versus corriente aplicada en los parámetros óptimos. 44

7.10. Relación de los parámetros optimizados versus la corriente aplicada (i_c). 45

7.11. Error RMS normalizado versus corriente aplicada en los parámetros óptimos. 46

7.12. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.1 Hz. . . . 46

7.13. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.25 Hz. . . . 47

7.14. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.5 Hz. . . . 47

7.15. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 10 mm de amplitud a 1 Hz. 47

7.16. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 5 mm de amplitud a 3 Hz. 48

7.17. Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 2 mm de amplitud a 5 Hz. 48

7.18. Desplazamiento utilizado para los ensayos de validación. 49

7.19. Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.2 A. 49

7.20. Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.4 A. 50

7.21. Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.6 A. 50

7.22. Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.8 A. 51

7.23. Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 1 A. 51

7.24. Error RMS normalizado versus la corriente del ensayo de validación. 51

8.1. Diagrama de bloques en Simulink de la estructura sin control. 53

8.2. Diagrama de bloques en Simulink de la estructura de referencia. 53

8.3. Diagrama de bloques en Simulink de la estructura con control activo. 54

8.4. Diagrama de bloques en Simulink del algoritmo de control semi-activo. 54

8.5. Respuesta máxima del Caso I. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA. . . . 57

8.6. Respuesta RMS del Caso I. 59

8.7. Comparación del desplazamiento del primer piso y la fuerza generada con el control semi-activo y con el control activo ideal, del Caso I con el terremoto de El Centro escalado a un 50 %. 60

8.8. Comparación de la respuesta estructural del sistema sin control y el sistema con control semi-activo, del Caso I con el terremoto de El Centro escalado a un 50 %. 60

8.9. Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso I. 61

8.10. Comparación del desplazamiento relativo y aceleración absoluta máximos del tercer piso con los diferentes modos de operación en los 3 casos de análisis. 62

9.1. Diagrama de Bode del modelo inicial de la planta de control y el filtro Butterworth. 65

9.2. Diagrama de bloques para simulaciones aleatorias en el proceso de calibración. 65

9.3. Función objetivo R_2 para diferentes ganancias adaptivas alrededor de la ganancia óptima (Γ^{*1} marcada en rojo). 67

9.4. Función objetivo M_2 para diferentes ganancias adaptivas alrededor de la ganancia óptima (Γ^{*2} marcada en blanco). 68

9.5. Función objetivo R_2 para diferentes ganancias adaptivas alrededor de la ganancia óptima (Γ^{*2} marcada en blanco y la proyección de Γ^{*1} marcada en rojo). 69

9.6. Valor de J_2 según los parámetros de la estructura de calibración con $N = 1000$ y las ganancias óptimas Γ^{*2} 69

9.7. Valor de J_2 según los parámetros de la planta de calibración con $N = 1000$ y las ganancias óptimas Γ^{*2} 70

10.1. Diagrama de bloques en Simulink de la estructura en los casos sin compensación. 71

10.2. Diagrama de bloques en Simulink de la estructura en los casos con compensación. 72

10.3. Desplazamiento del primer piso con control *passive-off* (Caso IV, El Centro 50 %). (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales. . . 74

10.4. Desplazamiento del primer piso con control *passive-on* (Caso IV, El Centro 50 %). (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales. . . 74

10.5. Desplazamiento del primer piso con control semi-activo (Caso IV, El Centro 50 %). (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales. . . 75

10.6. Evolución de la adaptación de las ganancias de compensador AMBC (Caso IV, El Centro 50 %). 75

10.7. Gráficos de sub-espacio de sincronización en *passive-off* con el sistema sin compensación y con AMBC (Caso IV, El Centro 50 %). 76

10.8. Gráficos de sub-espacio de sincronización para los casos con control *passive-on* y semi-activo (Caso IV, El Centro 50 %). 76

10.9. Gráfico de cajas de los criterios de evaluación J_2 - J_9 para cada modo de control del amortiguador MR. 79

10.10 Desplazamiento relativo y aceleración absoluta del tercer piso, junto con la fuerza generada por los amortiguadores MR en el sistema no compensado (Caso I, El Centro 50 %, control semi-activo). 80

10.11 Desplazamiento relativo y aceleración absoluta del tercer piso, junto con la fuerza generada por los amortiguadores MR en el sistema compensado (Caso I, El Centro 50 %, control semi-activo). 80

10.12 Gráfico de cajas de los criterios de evaluación S_1 - S_6 para cada modo de control del amortiguador MR. 82

A.1. Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso II. 94

A.2. Respuesta máxima del Caso II. 96

A.3. Respuesta RMS del Caso II. 98

A.4. Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso III. 100

A.5. Respuesta máxima del Caso III. 102

A.6. Respuesta RMS del Caso III. 104

A.7. Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso IV. 106

A.8. Respuesta máxima del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA. . . 108

A.9. Respuesta RMS del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA. . . . 110

1 | Introducción

1.1. Motivación

El control estructural tiene como objetivo reducir las vibraciones producidas en la estructura ante sollicitaciones externas, que suelen ser de tipo sísmico y de viento, entre otros. Para ello existen diferentes tipos de control estructural, los cuales se clasifican según su mecanismo de funcionamiento: (i) control pasivo; (ii) control activo; (iii) control semiactivo; y (iv) control híbrido (Saaed et al., 2013). Un mecanismo específico de control semiactivo que ha adquirido gran interés los últimos 20 años corresponde a la instalación de amortiguadores magneto-reológicos (MR). Éstos consisten en un pistón con fluido en su interior con micropartículas magnéticamente polarizadas y dispersas en un medio portador, las cuales, ante la presencia de un campo magnético, se reordenan cambiando las propiedades reológicas del fluido (Jung et al., 2004).

Para verificar la respuesta estructural con amortiguadores MR es posible utilizar diferentes tipos de ensayos experimentales, entre los cuales destaca la simulación híbrida en tiempo real (*real-time hybrid simulation*, RTHS). En general, la simulación híbrida (*hybrid simulation*, HS) es una técnica que combina una interfaz física y modelos computacionales para la evaluación experimental de sistemas dinámicos complejos. Adicionalmente, para realizar ensayos RTHS se necesitan cumplir algunos requerimientos adicionales; por ejemplo, el tiempo de integración debe ser lo suficientemente corto (del orden de diez milisegundos) en todas las etapas del proceso, y tanto la parte física como la computacional deben configurarse de manera conjunta.

El desafío principal en ensayos RTHS es que cualquier error experimental debe ser mitigado durante la ejecución en tiempo real para prevenir respuestas inestables e inexactas en la simulación (Horiuchi et al., 1999). Una de las principales fuentes de error corresponde a retrasos temporales asociados a las propiedades dinámicas del actuador y su interacción con el espécimen. Para mitigar los efectos de los retrasos temporales, se han desarrollado diversos métodos de compensación dinámica para asegurar la robustez y estabilidad del ensayo en sistemas lineales (Gao y You, 2019; Wallace et al., 2005). Sin embargo, los métodos aplicables a sistemas no lineales se encuentran limitados en la literatura, lo que cobra vital importancia en el caso de los amortiguadores MR. Los siguientes estudios representan una muestra representativa de ensayos RTHS con espécimen del tipo amortiguador MR y distintos métodos de compensación: compensación inversa (Chae et al., 2013), compensación basada en modelos (Phillips y Spencer Jr, 2012), compensación adaptiva (Chen et al., 2010, 2015) y *model predictive control* (MPC) (Tsokanas y Stojadinovic, 2020).

La mayoría de los métodos de compensación mencionados anteriormente requieren de un estudio preliminar de las propiedades dinámicas del actuador, lo que puede ocasionar daños prematuros en la muestra de ensayo. Además, la calibración de los parámetros se realiza generalmente de manera manual y sin un método racional, lo cual depende de la experiencia del experimentador. De aquí surge la necesidad de un método que no requiera conocimiento previo de la interacción del espécimen con el sistema de transferencia. Maghareh et al. (2018) construyen un modelo canónico controlable de un actuador hidráulico acoplado a un sistema físico no lineal, en el cual no se necesita conocimiento de la interacción. Fermandois et al. (2020) proponen un algoritmo de compensación adaptiva basada en modelos que no requiere conocimiento previo del espécimen de ensayo, el cual es testeado en un entorno virtual. Sin embargo, la validación experimental de este algoritmo en sistemas no lineales aún sigue pendiente.

En el presente estudio se busca implementar y validar el algoritmo de compensación dinámica adaptiva con calibración robusta propuesta por [Ferrois et al. \(2020\)](#) mediante la realización de una serie de ensayos experimentales de RTHS utilizando un espécimen físico tipo amortiguador MR. De esta forma, se evaluará empíricamente la factibilidad de ensayar estructuras de forma precisa y eficiente usando especímenes sin necesidad de una calibración manual del sistema de carga. Este estudio se encuentra dentro del marco del proyecto Fondecyt de Iniciación No. 11190774 “Dynamic Compensation of Real-Time Hybrid Simulation Tests for Time-Varying, Nonlinear Structural Models Under Seismic Loading”.

1.2. Objetivos

1.2.1. Objetivo general

El objetivo general de este trabajo es implementar y validar un algoritmo de compensación dinámica adaptiva con calibración robusta para ensayos de simulación híbrida de tiempo real con espécimen de tipo amortiguador magneto-reológico.

1.2.2. Objetivos específicos

Los objetivos específicos son:

- (i) Llevar a cabo procedimientos de identificación de sistemas para modelar la planta de control de los ensayos RTHS.
- (ii) Implementar una técnica de compensación dinámica adaptiva que garantice estabilidad y robustez en ensayos RTHS.
- (iii) Determinar el desempeño de sistemas estructurales equipados con amortiguador MR mediante ensayos RTHS.

1.3. Estructura del documento

- *Capítulo 2: Revisión literaria*
Presenta un resumen de los métodos de control estructural, destacando los métodos de control semi-activo con amortiguadores magneto-reológicos. Además, se realiza una revisión de la literatura sobre simulación híbrida en tiempo real, compensación dinámica y métodos de identificación de sistemas.
- *Capítulo 3: Metodología*
Explica y detalla en qué consisten algunos de los principales procedimientos que se utilizan en este trabajo, como el algoritmo de control semi-activo y el método de compensación dinámica.
- *Capítulo 4: Formulación del problema de RTHS*
Describe el problema que se va a analizar en este trabajo y que se pretende resolver mediante ensayos de simulación híbrida en tiempo real.
- *Capítulo 5: Configuración experimental para identificación de sistemas*
Describe los componentes experimentales y la configuración utilizada en laboratorio para la realización de los procedimientos de identificación de sistemas, con el fin de modelar la planta de control experimental.
- *Capítulo 6: Identificación del actuador*
Desarrolla un modelo analítico del actuador servo-hidráulico a partir de resultados experimentales.

- *Capítulo 7: Identificación del amortiguador MR*
Ajusta un modelo paramétrico para caracterizar el comportamiento de un amortiguador magneto-reológico de pequeña escala con resultados obtenidos en laboratorio.
- *Capítulo 8: Diseño del control semi-activo*
Diseña el controlador del amortiguador magneto-reológico y se analiza su desempeño mediante simulaciones numéricas, para su posterior implementación en los ensayos de simulación híbrida en tiempo real.
- *Capítulo 9: Diseño de la compensación*
Diseña el compensador dinámico que se va a utilizar en simulación híbrida en tiempo real.
- *Capítulo 10: Implementación de la RTHS virtual*
Explica el procedimiento que se lleva a cabo para los ensayos de simulaciones híbridas en tiempo real virtuales, y se verifica el desempeño del compensador y controlador diseñados en los capítulos anteriores.
- *Capítulo 11: Conclusiones*
Presenta las conclusiones de este estudio, junto con posibles futuras líneas de investigación.

2 | Revisión literaria

En este capítulo se presenta la revisión literaria pertinente a los temas de control estructural, haciendo énfasis en lo que es el control semi-activo y los dispositivos que se utilizan, específicamente, los amortiguadores magneto-reológicos. Luego, se presenta el tema de los métodos de ensayos experimentales, dentro de los que se encuentran la simulación híbrida, el cual requiere de técnicas de compensación dinámica. Finalmente, se explican metodologías de identificación de sistemas, las cuales son necesarias a la hora de llevar a cabo procedimientos experimentales como simulación híbrida o aplicar algoritmos de control.

2.1. Control estructural

El control estructural implica, en simples palabras, la regulación de las propiedades dinámicas con el fin de asegurar una respuesta deseable de la estructura sometida bajo algún tipo de carga, especialmente las sísmicas ([Leipholz y Abdel-Rohman, 2012](#)). Esta disciplina nace como alternativa frente al diseño convencional, el cual recurre a la capacidad de deformación inelástica de ciertos componentes para la disipación de la energía dinámica. Sin embargo, esta configuración no es recomendable para la infraestructura crítica y el equipamiento sensible a movimiento, ya que no permite asegurar su funcionamiento durante y después de la ocurrencia de un evento.

Diversos métodos de control estructural se han estudiado e implementado hasta la fecha, los cuales se describen en la literatura ([Saaed et al., 2013](#); [Soong y Spencer, 2002](#); [Casciati et al., 2012](#); [Symans y Constantinou, 1999](#)). Según su mecanismo de funcionamiento, estos métodos se pueden clasificar en: (i) sistemas de control pasivo, (ii) sistemas de control activo, (iii) sistemas de control semiactivo, y (iv) sistemas de control híbrido. Indiferentemente del mecanismo de acción, los dispositivos de control proveen fuerzas auxiliares a la estructura para regular continuamente la respuesta estructural. A estas fuerzas se les denomina fuerzas de control. Se le recomienda al lector recurrir a [Cheng \(2008\)](#) para obtener una descripción más detallada de cada dispositivo de control.

Los sistemas de control pasivos actúan en reacción a las vibraciones sin cambiar su comportamiento original y sin requerir de una fuente de energía externa. El objetivo de estos dispositivos es absorber una cantidad significativa de la energía proveniente de la sollicitación de entrada para reducir la demanda sobre la estructura. Entre los dispositivos que se emplean en este tipo de control se encuentran los aisladores basales, amortiguadores de fluencia metálicos, amortiguadores de fricción, amortiguadores viscoelásticos, amortiguadores de fluido viscoso, amortiguadores de masa sintonizada y los amortiguadores de líquido sintonizado ([Soong y Spencer, 2002](#)). [Constantinou et al. \(1998\)](#) realiza una comparación del desempeño de los diferentes métodos de control pasivo, mientras que [Symans et al. \(2008\)](#) presenta un resumen de la construcción, comportamiento histerético, ventajas y desventajas de los diferentes dispositivos para aplicaciones de protección sísmica.

Los sistemas de control activo, por el contrario, sí requieren de una fuente de energía externa para generar la fuerza de control, la que es regulada en base a información en tiempo real de la respuesta de la estructura proveniente de sensores, utilizando algún algoritmo de control. Como consecuencia, este tipo de dispositivos son mucho más versátiles, lo que se refleja en un mayor costo de mantenimiento e inversión respecto a los sistemas de control pasivo. En este tipo de sistemas, la dinámica del actuador tiene la capacidad

de adicionar energía mecánica a la estructura, por lo que existe el potencial riesgo de generar inestabilidad en el sistema ante alguna falla en el algoritmo de control. Diversos métodos de control empleados en la literatura se encuentran en [Housner et al. \(1997\)](#) y [Casciati et al. \(2012\)](#).

Luego, los sistemas de control semi-activo tienen un comportamiento dual: sin suministro de energía se comportan como dispositivos de control pasivos, mientras que con el uso de fuentes de energía externa se les puede otorgar una adaptabilidad similar a la que posee el control activo. Sin embargo, el requerimiento energético es menor que en el caso activo, por lo que es posible utilizar unidades de almacenamiento energético como baterías. Esto permite asegurar su funcionamiento ante posibles cortes de suministro de energía eléctrica en eventos sísmicos. Otra ventaja respecto a los sistemas activos es que, al no aplicar energía mecánica directamente sobre la estructura, no existe peligro de desestabilizar el sistema estructural ([Spencer y Sain, 1998](#); [Soong y Spencer, 2002](#)). En cuanto a su desempeño, se ha demostrado mejora significativamente en comparación con los sistemas pasivos y, además, pueden alcanzar los mismos niveles de desempeño que los sistemas activos ([Dyke et al., 1996b](#); [Dyke, 1996](#); [Dyke et al., 1996a](#)).

Los dispositivos de control semi-activo pueden utilizar diferentes tipos de tecnología, como rigidez variable, amortiguadores de fricción, amortiguadores de fluido viscoso, amortiguadores electro-reológicos y amortiguadores magneto-reológicos (MR). Estos últimos destacan debido a su simplicidad mecánica, alto rango dinámico, bajos requerimientos de energía, alta capacidad de fuerza y robustez, los que se profundizarán en la siguiente sección.

Por último, el control híbrido utiliza una combinación de dispositivos de control activo (o semi-activo) y pasivos, ya sea en serie o en paralelo, con el fin de aprovechar las ventajas de cada dispositivo ([Love et al., 2011](#)). Entre este tipo de control se encuentran los amortiguadores de masa híbridos y sistemas de aislación híbridos.

2.2. Amortiguadores magneto-reológicos

Los amortiguadores magneto-reológicos (MR) consisten en un cilindro relleno con fluido magneto-reológico, conformado por dos cámaras que se separan por la cabeza de un pistón que posee un orificio anular ([Wani et al., 2021](#)), como se aprecia en la Figura 2.1.

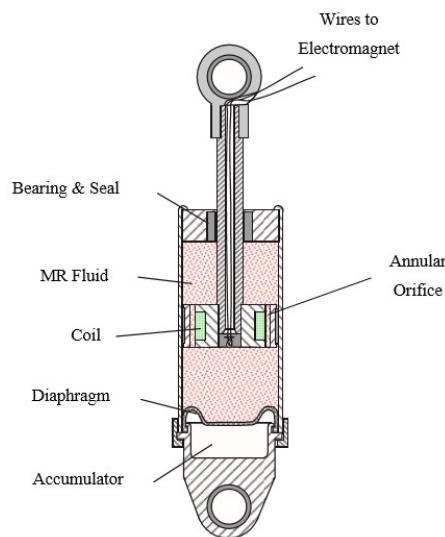


Figura 2.1: Esquema de un AMR ([Dyke et al., 1996b](#)).

El fluido magneto-reológico consiste en micropartículas ferrosas suspendidas en un fluido trans-

portador, como glicol o aceite mineral. El orificio anular del amortiguador es provisto con un sistema de electroimanes, por lo que al aplicar corriente eléctrica en la bobina se genera un campo magnético a través del orificio. El campo magnético fuerza a las partículas ferrosas a organizarse en forma de cadenas en dirección de las fuerzas del campo magnético, cambiando las propiedades reológicas del fluido, alterando su viscosidad. Así, este tipo de fluidos posee la particularidad de cambiar, de forma reversible, sus propiedades y pasar de un fluido viscoso a un semi-sólido en milisegundos al ser expuestos a un campo magnético (Jung et al., 2004). Debido a esta naturaleza de acción, no es posible comandar directamente la fuerza de control deseada. Luego, la fuerza máxima producida por los amortiguadores MR puede ser controlada por la corriente de entrada a la bobina electromagnética.

Algunos ejemplos donde se pueden encontrar estos dispositivos son el Museo Nacional de Ciencias Emergentes e Innovación en Tokio, Japón, donde dos amortiguadores MR de 30 toneladas están instalados entre el tercer y quinto piso, y el puente atirantado del lago Dongting en China, donde dos amortiguadores montados en cada cable que compone el puente mitigan los efectos del viento (Chen et al., 2004). Al ser las primeras aplicaciones a gran escala de estos amortiguadores, es de gran interés conocer el rendimiento que sostienen estos dispositivos después de un período largo de operación, como se muestra en Wang et al. (2019b).

2.2.1. Modelos dinámicos

Para generar algoritmos de control apropiados para los amortiguadores MR se requiere de modelos matemáticos y físicos que puedan reproducir de forma precisa el comportamiento de estos amortiguadores. Existen dos tipos de modelos: (i) modelos paramétricos, los cuales se ajustan a los resultados experimentales ajustando parámetros con sentido físico, que pueden ser representados como un arreglo de resortes, amortiguadores y otros elementos esenciales de tipo histerético; (ii) modelos no paramétricos, los cuales poseen parámetros que no necesariamente presentan sentido físico y que, generalmente, requieren de mayor cantidad de datos experimentales. Diferentes modelos, de ambas clases, son descritos en Jung et al. (2004), y, en particular, se describen en profundidad los modelos paramétricos existentes en Wang y Liao (2011).

2.2.2. Leyes de control semi-activo

Existen dos maneras de uso de los amortiguadores MR: (i) de forma pasiva, con aplicación de voltaje o corriente constante, o (ii) de forma semi-activa, con la aplicación de corriente variable. De esta manera, ante la aplicación de diferentes cantidades de corriente, el comportamiento del fluido magneto-reológico cambia al igual que la rigidez del amortiguador, por lo que la fuerza de reacción pasiva se ve alterada.

Los algoritmos de control aprovechan esta propiedad para regular la fuerza de control según la respuesta deseada del sistema, mediante información de retroalimentación que se tenga disponible. En este contexto, el diseño de un algoritmo de control para estos amortiguadores consiste en tres etapas: (i) calcular la fuerza óptima que requiere el sistema para alcanzar la respuesta deseada, (ii) implementar algún criterio de decisión para determinar el voltaje o corriente que se debe aplicar al amortiguador y (iii) comandar la señal eléctrica objetivo al dispositivo semi-activo para que genere una fuerza de control que sea equivalente a la fuerza óptima deseada. El sistema se modela a través de un diagrama de bloques del control semi-activo, como se muestra en la Figura 2.2.

Los primeros algoritmos que surgieron estuvieron basados en los principios de estabilidad de Lyapunov (Leitmann, 1994), donde la ley de control está dada por una función escalón Heaviside. Posteriormente surgió un algoritmo similar que se denominó *descentralized bang-bang* (McClamroch y Gavin, 1995), en el cual se incorporan modificaciones en la formulación de la energía total del sistema.

Otros algoritmos corresponden a *sliding mode control* (Yang et al., 1995). La teoría básica del SMC es diseñar el controlador para una trayectoria en superficie corregida, donde el movimiento en la superficie es estable. Esta superficie define la regla para el cambio de la ganancia del controlador: cuando la respuesta se encuentra por sobre la superficie, el camino del *feedback* tiene una ganancia, y si la trayectoria cae bajo la

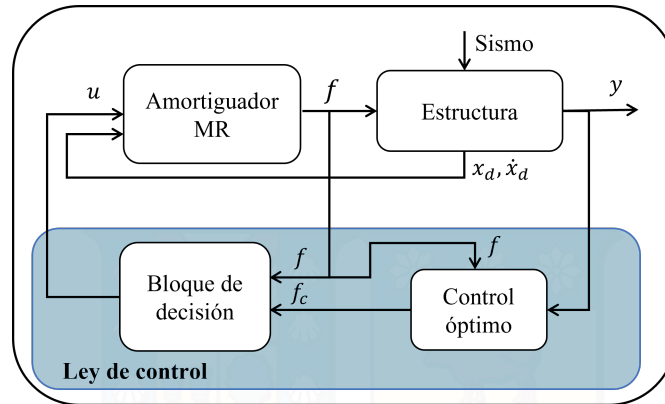


Figura 2.2: Diagrama de bloques del control semiactivo usando amortiguador MR.

superficie se obtiene otra. La ley de control está dada, en este caso, por una función escalón, la cual depende del gradiente de la superficie.

Dyke (1996) desarrolló un algoritmo de control que denominó *clipped-optimal Control (COC)*, el cual compara la fuerza generada por el amortiguador respecto a una fuerza teórica calculada con diversos métodos, por ejemplo, H_2/LQG , y el bloque de decisión contiene una función escalón que se activa si se cumple determinada relación. Por lo tanto, en dicho algoritmo se emplean de forma intermitente dos voltajes al amortiguador, sin pasar por valores intermedios. En Dyke y Spencer (1997) se comparan los métodos de control de estabilidad de Lyapunov, *descentralized bang-bang*, *clipped-optimal control*, en conjunto con un algoritmo desarrollado por Inaudi (1997) para dispositivos de fricción variable, aplicados en un sistema equipado con amortiguador MR.

Para alcanzar respuestas más rápidas desde el algoritmo *clipped-optimal control*, se incorporan conceptos de *over-driven* y *back-driven*, dando lugar al *over-driven back-driven clipped-optimal control (ODBDCOC)*. Este sistema agrega un controlador proporcional integral de manera de que existan valores intermedios de voltaje que sean comandados al amortiguador MR, lo que permite a su vez que la respuesta del sistema sea más rápida ante los cambios de relación entre las fuerzas (Phillips y Spencer Jr, 2012).

Chae (2011) desarrolló un método conocido como *phase angle control*, donde la corriente que se comanda al amortiguador MR depende de una función escalón, la cual es activada mediante relaciones de fase entre las señales de desplazamiento y velocidad del sistema y en este caso, a diferencia de los métodos anteriores, no se requieren de parámetros definidos por el usuario.

Una comparación del desempeño entre diferentes métodos de control semi-activo en edificios aislados es llevada a cabo por Jung et al. (2006). En este estudio, se comparan métodos modificados de *clipped-optimal control*, métodos de máxima energía disipada, fricción homogénea modulada y lógica difusa, mediante la aplicación de diferentes terremotos a la estructura analizada. Se llega a la conclusión de que todos los métodos analizados son beneficiosos, pero el método *clipped-optimal control* destaca por encima de los demás al reducir el desplazamiento basal de la estructura, pero podría eventualmente no reducir de gran manera las aceleraciones de piso. Para reducir ambas respuestas (desplazamiento y aceleraciones), proponen el uso de la metodología modificada del *clipped-optimal control*.

2.3. Métodos de ensayos experimentales

El objetivo de los ensayos experimentales dentro del contexto de ingeniería civil es estudiar el comportamiento de las estructuras, tratando de aproximar su desempeño frente a cargas dinámicas a las que se enfrentará a lo largo de su vida útil (Blakeborough et al., 2001). Este conocimiento es imperativo a la hora de escribir los códigos de diseño de forma de que las nuevas estructuras garanticen la seguridad de los usuarios,

los cuales deben irse actualizando a medida que se desarrollan nuevos materiales, componentes estructurales o sistemas de control. Luego, los ensayos experimentales cumplen un rol fundamental para calibrar y validar modelos matemáticos que permitan predecir la respuesta de aquellos sistemas con precisión.

Dentro del contexto del control estructural, medir el desempeño de los dispositivos de reducción de vibraciones en puentes o edificios es algo muy restrictivo debido a las limitaciones espaciales, energéticas y de costos. Por este motivo, se elige realizar los ensayos experimentales con especímenes de pequeña o mediana escala (Zapateiro et al., 2010; McCrum y Williams, 2016), lo cual puede no representar el comportamiento de un fenómeno local en elementos particulares, como pandeo local o propagación de grietas, entre otros (Carrion y Spencer, 2007). Además, no permiten simular otro tipo de cargas, como vientos fuertes (Darby et al., 2001).

Los ensayos experimentales pueden llevarse a cabo mediante ensayos cuasi-estáticos, ensayos de mesa vibradora o ensayos pseudo-dinámicos (Shield et al., 2001). En los ensayos cuasi-estáticos, una estructura se carga en una escala de tiempo extendida y de manera predefinida. Los desplazamientos son aplicados cíclicamente con amplitud incremental, permitiendo estudiar la respuesta estructural de componentes frente a cargas cíclicas. Este método ha sido útil para cuantificar la capacidad de los sistemas estructurales y de desarrollar ecuaciones y especificaciones para los códigos de diseño (Nakashima, 2020). Sin embargo, este tipo de ensayos no permite representar las condiciones de cargas dinámicas como terremotos, considerar la interacción del componente estructural con la estructura (Mosqueda, 2003), o capturar el comportamiento de los sistemas no lineales, cuya dinámica es altamente dependiente de la velocidad del ensayo (Nakashima y Masaoka, 1999).

Por otro lado, los ensayos con mesa vibradora consisten en montar una estructura completa sobre una base fija a la cual se le impone un determinado desplazamiento mediante actuadores, simulando movimiento basal en tiempo real (Nakashima et al., 1992; Wang et al., 2016; Zhao et al., 2006). Por este motivo, este ensayo permite capturar efectos dinámicos como fuerzas inerciales y propiedades dependientes de la velocidad de los componentes estructurales, pero pueden ser muy costosos al utilizar las estructuras completas.

Las limitaciones de los ensayos anteriormente mencionados crean la necesidad de buscar soluciones alternativas, surgiendo de esta manera los ensayos pseudo-dinámicos, los cuales dan cabida a ensayos de simulación híbrida en tiempo real.

2.3.1. Simulación híbrida

La primera aproximación a los ensayos pseudo-dinámicos fue propuesta por Hakuno et al. (1969), donde un computador análogo fue utilizado para resolver una ecuación de un grado de libertad. El ensayo pseudo-dinámico fue, posteriormente, formalizado por Takanashi et al. (1975), quien discretizó la ecuación de movimiento en el dominio del tiempo para utilizar un computador digital para resolverla. Luego, Dermitzakis et al. (1985) introdujeron la subestructuración en el marco de los ensayos pseudo-dinámicos, dando paso a los ensayos de simulación híbrida. La subestructuración significa que no toda la estructura tiene que ser construida ni probada físicamente; en cambio, se extrae la parte cuyo comportamiento histerético es demasiado complejo para modelar y es esta parte la que se modela físicamente como un espécimen de prueba, mientras que la parte restante se modela numéricamente (Nakata et al., 2014).

La simulación híbrida combina ensayos experimentales y simulación numérica para proporcionar un marco eficiente y rentable para probar estructuras grandes y complejas (Mahin y Shing, 1985; Mahin et al., 1989). En esta, los efectos dinámicos de cargas como terremotos, vientos fuertes o tsunamis se calculan mediante integración numérica y se utilizan para determinar el protocolo de carga del componente experimental. Luego, la respuesta del componente experimental se mide y se utiliza para actualizar la integración numérica en un ciclo de acción y reacción para simular la respuesta dinámica de la estructura total. Debido a que la dinámica estructural se expresa numéricamente y se supone que los efectos dependientes de la velocidad del componente experimental son insignificantes, la simulación híbrida generalmente emplea una escala de tiempo extendida. Esta “ralentización” del experimento impone restricciones menos estrictas al componente experimental, por ejemplo, debido a que no se requieren grandes velocidades, los retrasos de respuesta de los actuadores no son una preocupación. Por lo tanto, los actuadores no están limitados por

su índice de flujo, y se pueden imponer fácilmente fuerzas grandes y precisas sobre las muestras físicas. Asimismo, la escala de tiempo ampliada permite una mayor flexibilidad durante las pruebas (Christenson et al., 2014). La muestra puede estar bajo observación continua y cualquier problema resuelto inmediatamente sin avanzar al siguiente paso de carga. El experimento se puede pausar y reiniciar en cualquier momento con un efecto insignificante en los resultados. Por tanto, las simulaciones híbridas pueden durar horas o incluso días. Un resultado directo de la escala de tiempo extendida es la incapacidad de aplicar un historial de tiempo de velocidad específico, lo que puede ser problemático cuando se prueban especímenes altamente dependientes de la velocidad (Phillips y Spencer Jr, 2012).

2.3.2. Simulación híbrida en tiempo real (RTHS)

Ciertos dispositivos de disipación de energía utilizados en control estructural, ya sean activos, pasivos o semi-activos, requieren de una evaluación en tiempo real, ya que su respuesta depende altamente de la velocidad de carga del ensayo (Nakashima y Masaoka, 1999). Es por este motivo por el cual cuando se utilizan como parte de una simulación híbrida, es necesaria la ejecución en tiempo real de del experimento para obtener resultados precisos y estables (es decir, RTHS). Sin embargo, este método posee diversos requisitos interdisciplinarios, incluyendo el control de actuadores de alta velocidad y algunas áreas que aún no han sido exploradas para alcanzar su máximo potencial. Se requiere una comprensión detallada de la dinámica de RTHS y la interacción del equipo experimental. Por ejemplo, cuando los actuadores hidráulicos son utilizados para aplicar fuerzas a un espécimen, inevitablemente incorporan un retraso temporal al ensayo, que es equivalente a aplicar amortiguamiento negativo al ensayo de RTHS (Horiuchi et al., 1999).

El esquema de un ensayo de RTHS se muestra en la Figura 2.3, donde se muestra que la subestructura numérica está sometida a una excitación basal, y su ecuación de movimiento es resuelta en cada paso de integración numérica, para obtener los desplazamientos que deben ser impuestos a la subestructura experimental. Luego, estos desplazamientos son aplicados utilizando actuadores dinámicos, y las fuerzas requeridas para imponer dichos desplazamientos son medidas con sensores y se utilizan para retroalimentar a la subestructura numérica para calcular la respuesta en el siguiente paso temporal.

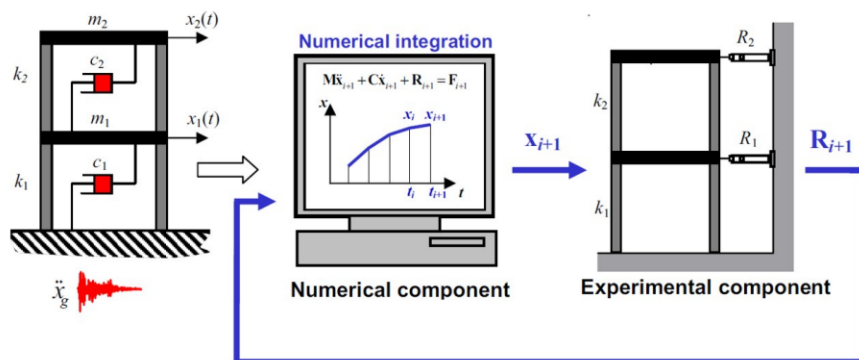


Figura 2.3: Esquema de un ensayo RTHS (Carrion y Spencer, 2007).

El primer ensayo pseudo-dinámico en tiempo real fue realizado por Nakashima et al. (1992) en un sistema de un grado de libertad. En este sistema, se buscó un control de velocidad preciso mediante la introducción de un servomecanismo digital entre la computadora que realiza la integración numérica y el servocontrolador. Este servomecanismo digital actuó como un generador de rampa entre los pasos de tiempo de integración numérica y también incluyó un circuito de retroalimentación para mejorar el desempeño de desplazamiento en los subpasos de la integración numérica.

Horiuchi et al. (1999) estudió el efecto del retraso en el tiempo en RTHS en detalle y propuso el esquema de compensación de retardo por extrapolación de polinomios. En este sistema, un controlador en tiempo real utilizando computación paralela y un lenguaje de programación especial se utilizó para realizar

todos los cálculos dentro del intervalo de tiempo requerido. Se han realizado muchos estudios de RTHS desde estos estudios pioneros. Por lo general, el enfoque se centra en desarrollar o aplicar nuevos esquemas de integración numérica, lograr un control de actuador en tiempo real más preciso, desarrollar nuevo hardware y software para mejorar la potencia computacional o combinar RTHS con otras técnicas de simulación híbrida, como pruebas distribuidas geográficamente.

Recientemente, se ha prestado especial atención a la aplicación de ensayos de RTHS para evaluar la respuesta de estructuras equipadas con amortiguadores MR. Experimentos de RTHS de estructuras con amortiguadores MR han sido propuestos y/o conducidos por diferentes autores. En [Carrion y Spencer \(2007\)](#) se enfocan en el desarrollo de metodologías de compensación dinámica para RTHS considerando el control semi-activo de los amortiguadores. En [Zapateiro et al. \(2010\)](#) utilizan los ensayos RTHS para demostrar la efectividad de una metodología de control semi-activo. En [Phillips et al. \(2010\)](#) se valida la estructura de ensayo de RTHS, se perfecciona un modelo para el amortiguador MR, y se prueban diferentes metodologías de control semi-activo. En [Ghaffary y Karami Mohammadi \(2019\)](#) utilizan RTHS virtual para hacer una evaluación completa del desempeño sísmico no lineal de una estructura con amortiguador MR. En [Ligeikis y Christenson \(2020\)](#) exploran la incertidumbre de la subestructura numérica y experimental de sistemas equipados con amortiguadores MR en ensayos de RTHS.

2.4. Métodos de compensación dinámica

Los errores de sincronización son un aspecto crítico en las pruebas de RTHS, ya que pueden producir respuestas inestables e inexactas, por ejemplo, introduciendo amortiguamiento negativo en el sistema híbrido. Si el amortiguamiento negativo supera el amortiguamiento inherente del sistema, los desplazamientos tienden a crecer sin límite ([Horiuchi et al., 1999](#)). Para mitigar los retrasos temporales se utilizan técnicas de compensación que otorgan robustez a los ensayos, de manera que se puedan llevar a cabo de manera segura. Si los desplazamientos numéricos y experimentales están sincronizados, las fuerzas medidas en la subestructura experimental es considerada confiable, la cual satisface el equilibrio de fuerzas.

Una buena sincronización es bastante compleja de realizar en tiempo real, ya que el sistema de transferencia posee un sistema que es dinámico que interactúa con el espécimen de ensayo, produciendo discrepancias entre los desplazamientos objetivo y medido. Este fenómeno es conocido como interacción control-estructura ([Dyke et al., 1995](#)). Luego, para reducir el error de sincronización se utiliza un controlador entre la subestructura numérica y el sistema de transferencia.

El objetivo del controlador es regular la planta y rastrear la señal de referencia generada por la subestructura numérica en cada paso de integración numérica. Esto se traduce en un rastreo adecuado de la referencia, compensación de tiempos de retardo y robustez ante perturbaciones e incertidumbres ([Tsokanas y Stojadinovic, 2020](#)). Esto se plantea como se presenta en la Figura 2.4, donde la planta de control denota el conjunto de sistema de transferencia con el espécimen de ensayo, x_t corresponde a la señal de referencia, x_c la señal comandada por el controlador, x_m la señal de respuesta medida de la planta de control, y el error de rastreo e se define como la diferencia entre x_t y x_m .

Lograr una buena sincronización con especímenes altamente no lineales como los amortiguadores MR suponen desafíos adicionales, ya que la variabilidad de la corriente de entrada y la fuerza de salida inducidas por la ley de control semi-activa introduce retrasos temporales que son variables en RTHS ([Chen et al., 2010](#)).

Para afrontar estos retrasos temporales se utilizan técnicas de compensación dinámica. El método mayormente conocido es la extrapolación polinomial ([Horiuchi et al., 1999](#)), donde el retraso del actuador se asume como un valor constante. De esta forma, la respuesta del actuador posterior al retraso es, entonces, estimada mediante extrapolación polinomial.

[Chen \(2007\)](#) propuso la utilización de un método que denominaron compensación inversa, el cual se basa en invertir la función de transferencia de primer orden en tiempo discreto del actuador. Sus buenos resultados extendieron su uso en estudios siguientes de RTHS ([Chen et al., 2009](#)). [Chen y Ricles \(2010\)](#)

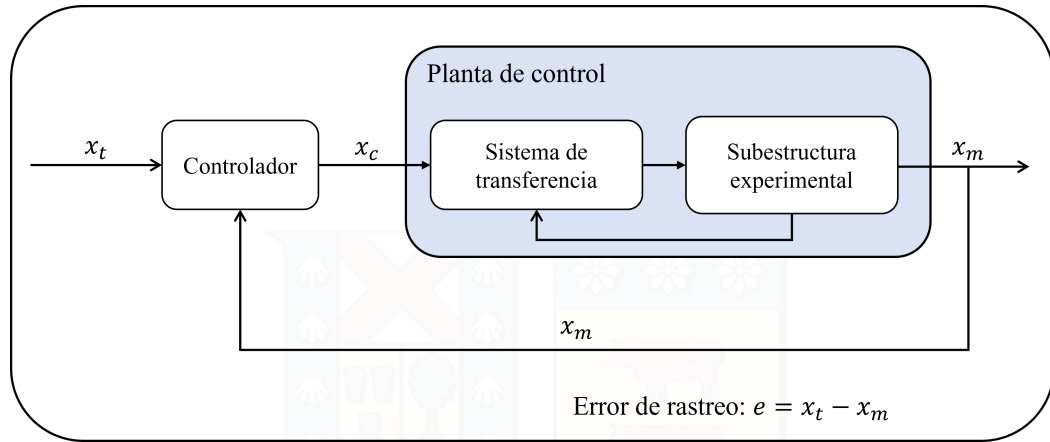


Figura 2.4: Problema de sincronización en RTHS.

extienden este algoritmo en su forma adaptiva para aquellos retrasos que puedan ser variables en el tiempo, siendo finalmente utilizado para simulaciones de RTHS con especímenes tipo amortiguadores MR (Chen et al., 2010; Chae et al., 2013).

Por otro lado, Carrion y Spencer (2007) desarrollaron técnicas de control basadas en modelos. Para su verificación, utilizaron un espécimen tipo amortiguador MR, en dos modos de operación: sin corriente (*passive-off*) y con corriente constante (*passive-on*), a partir de los cuales desarrollan dos modelos lineales del actuador. A partir de estos modelos, crean una ley de control que varía el controlador *feedforward* en base a la corriente que se le envía al amortiguador MR. Concluyen que el método propuesto puede compensar eficazmente los retrasos temporales incluyendo especímenes altamente variantes en el tiempo. Phillips y Spencer Jr (2011) propusieron un controlador *feedforward*, el cual es probado y validado en un edificio de nueve pisos con un amortiguador MR de gran escala.

De forma reciente, Tsokanas y Stojadinovic (2020) implementaron un método de control predictivo basado en modelos (MPC) en conjunto con un algoritmo de extrapolación polinomial y un filtro de Kalman, como se muestra en la Figura 2.5, en el cual se resuelve un problema de optimización en cada paso de integración, lo que puede llegar a ser costoso computacionalmente si no existe una correcta calibración de los parámetros considerados. Sin embargo, demuestra ser un método robusto ante incertidumbre y perturbaciones. Estudios posteriores incorporan lo que denominan MPC robusto, junto con extrapolación polinomial de cuarto orden y un filtro de Kalman (Tsokanas et al., 2020). En el trabajo de (Tsokanas et al., 2020), el término “robusto” se incorpora en base a que el algoritmo de compensación es puesto a prueba ante un escenario de incertidumbre en los parámetros dominantes tanto en la subestructura numérica como en la subestructura experimental virtual, logrando mantener el sistema dentro del desempeño deseado.

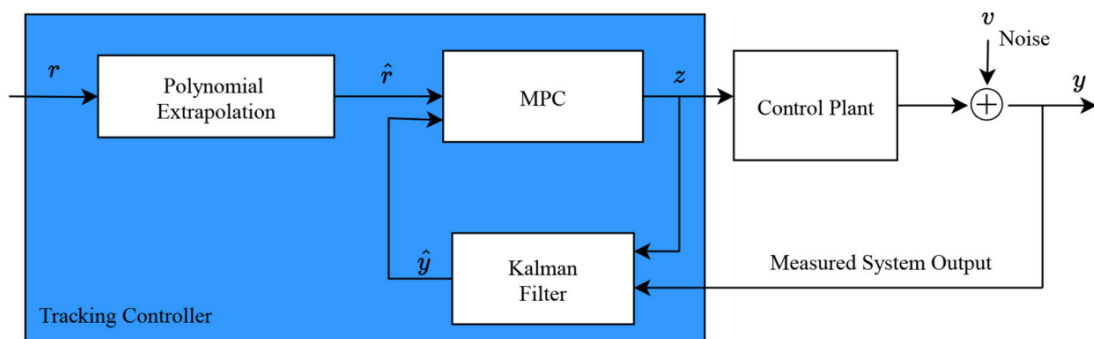


Figura 2.5: Arquitectura del controlador propuesto por Tsokanas y Stojadinovic (2020).

Dentro de las metodologías de compensación, destacan dichos algoritmos que no requieren de estudios previos de las dinámicas del actuador y que poseen adaptación en cada paso de integración, como el método de compensación adaptativa basada en modelos desarrollada por [Fernandois et al. \(2020\)](#). El método fue desarrollado y estudiado por el Ingeniero y M.Sc. Cristóbal Gálmez Villaseca en 2020 ([Gálmez, 2021](#)), período desde el cual el método se ha aplicado con especímenes lineales ([Fernandois et al., 2020](#)), subestructuras experimentales no lineales con incertidumbre ([Gálmez y Fernandois, 2022](#)) y en [Mera \(2022\)](#) se aplica en estructuras lineales y no lineales tanto en la subestructura numérica como experimental, donde el principal desafío es intercomunicar dos tipos de hardware, lo que hace que el retraso temporal se vea afectado por el error de la comunicación. En todos los estudios mencionados el algoritmo de compensación ha demostrado un excelente desempeño a la hora de entregar una buena sincronización a los ensayos de RTHS virtuales.

2.5. Identificación de sistemas

El principal objetivo de la identificación de sistemas es construir modelos precisos y simplificados a partir de datos experimentales de entrada y salida ([Ljung, 1986](#)), que permitan el estudio de las características de los sistemas, la predicción de su comportamiento y el diseño de controladores, para su posterior uso en las áreas de monitoreo de salud estructural, detección de daños y control de vibraciones ([Yun y Shinozuka, 1980](#)). Existen dos grandes enfoques para realizar identificación de sistemas, dependiendo del dominio en el que se trabaje, por ejemplo, el dominio de la frecuencia o en el tiempo.

2.5.1. Identificación en el dominio de la frecuencia

Para sistemas estructurales, la identificación de sistemas se lleva a cabo, usualmente, a partir de la medición de aceleraciones, debido a la facilidad y bajo costo de los sensores que se requieren. Sin embargo, los modelos identificados desde las aceleraciones medidas pueden generar poca confiabilidad de los resultados en las regiones de baja frecuencia, especialmente cuando estos modelos son utilizados para estimar desplazamientos o velocidades relativas.

[Balmès et al. \(1996\)](#) desarrollaron un método de identificación en el dominio de la frecuencia que puede considerar la reciprocidad de los sistemas. [Jin et al. \(2000\)](#) sugirieron el uso de métodos de identificación en el dominio de la frecuencia que considera un orden del modelo aplicado en un sistema controlado con dos amortiguadores de masa activa (AMDs). Sin embargo, el desempeño de estos métodos dependen de la elección de una función de peso.

Posteriormente, [Kim et al. \(2005\)](#) publicaron su trabajo, donde consideran un polinomio racional de función de transferencia como el modelo del sistema, aproximado a través de un método de estimación de máxima verosimilitud, y el error se asume como un ruido blanco gaussiano. Este proceso consta de tres pasos: (i) se estima un modelo inicial utilizando el método de mínimos cuadrados lineales, (ii) se mejora el modelo utilizando el método Steiglitz-McBride y, finalmente, (iii) se utiliza el método Levenberg-Marquardt para obtener la estimación de máxima verosimilitud. Para la simplicidad de uso de este algoritmo, desarrollaron una interfaz gráfica a la cual denominaron MFDID (Multiple-Input-Multiple-Output Structural System Frequency Domain Identification).

2.5.2. Identificación en el dominio del tiempo

La identificación en el dominio temporal consiste en la comparación de los resultados obtenidos a través de un modelo calibrado de un sistema con los resultados medidos de forma experimental, donde el análisis de estos resultados se realiza en el tiempo. Este problema se torna más complejo cuando dichos sistemas tienen comportamiento altamente no lineal, como los amortiguadores MR. En esta sección se describirá en particular el método de identificación utilizando modelos paramétricos en amortiguadores MR.

Primero, se debe utilizar un conjunto de datos experimentales para lograr la modelación de las características dinámicas de los amortiguadores MR. El principio de la estimación de parámetros corresponde a un problema de optimización, como se ilustra en la Figura 2.6. En la figura se tienen dos entradas del amortiguador: (i) la primera consiste en un desplazamiento (x) o una velocidad (\dot{x}), (ii) la segunda es el voltaje (V) o corriente de entrada (I). Las fuerzas f y \hat{f} son las generadas por el amortiguador MR de forma experimental y la estimada por el modelo, respectivamente. Durante este proceso, se busca que el error entre f y \hat{f} sea lo menor posible.

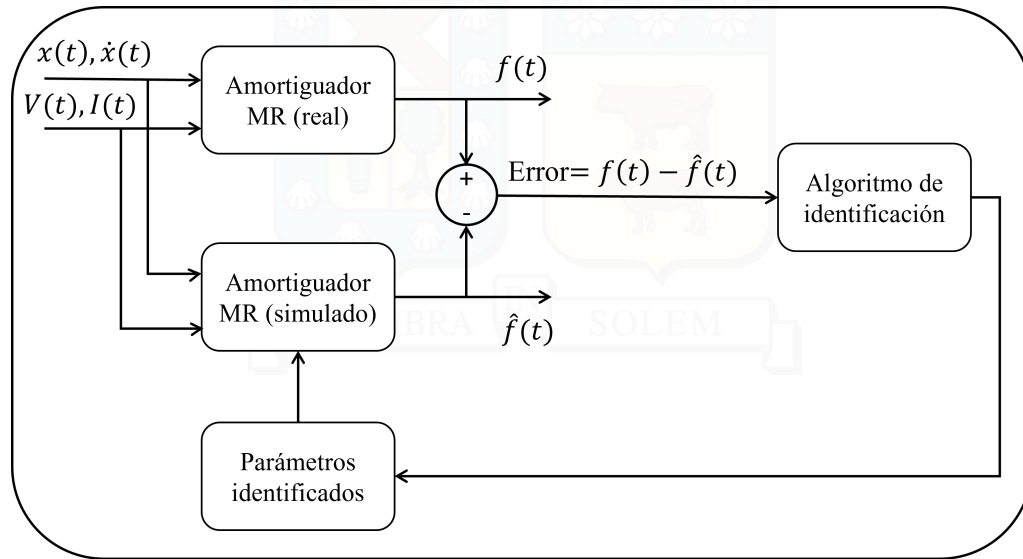


Figura 2.6: Esquema de la identificación de los parámetros de un modelo de amortiguador MR (adaptado de (Wang y Liao, 2011)).

Durante los ensayos de identificación de sistemas, el desplazamiento de entrada al amortiguador MR es impuesto por un actuador y la fuerza generada de salida es medida a través de sensores. La estrategia consiste en estimar los valores de los parámetros del modelo para que el comportamiento simulado del sistema sea lo más cercano posible al sistema real (conjunto de datos experimentales). La cantidad de parámetros depende del orden del modelo que es seleccionado para representar las dinámicas del amortiguador.

La estimación de parámetros es, esencialmente, un problema de optimización numérico multi-dimensional, donde las variables de decisión son parámetros de los modelos dinámicos paramétricos para los amortiguadores MR. Este problema se torna más complejo a la vez que el orden del modelo seleccionado es mayor, lo que puede incrementar el ajuste a los datos experimentales pero requiere de un alto costo computacional. Además, puede existir una especie de sobre-ajuste a los datos experimentales, lo que disminuye la capacidad de predicción de la respuesta del modelo ante nuevas sollicitaciones de entrada. Por otro lado, si el orden del modelo es muy bajo, esto puede conducir a un ajuste pobre respecto a los datos experimentales, pero con un costo computacional más bajo. Por este motivo, la elección del orden del modelo es un factor determinante a la hora del desempeño de la simulación, donde es fundamental considerar la aplicación final que se le vaya a dar al modelo ajustado.

El problema de optimización se puede escribir como:

$$\min_{\Theta} J \quad (2.1)$$

donde J es el criterio de desempeño o función objetivo y Θ es el conjunto de los parámetros que se requiere identificar.

Las funciones objetivo más utilizadas corresponden al error cuadrático y la raíz del error cuadrático medio (RMS) entre las fuerzas simuladas \hat{f} y medidas f . El error cuadrático se puede escribir como:

$$J = \sum_{i=1}^N [\hat{f}_i - f_i]^2 \quad (2.2)$$

donde N es el número de muestras experimentales. El error RMS se puede escribir como:

$$J = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N [\hat{f}_i - f_i]^2} \quad (2.3)$$

Para la identificación de los parámetros en modelos paramétricos para amortiguadores MR, la estrategia es estimar los valores de los parámetros tal que el comportamiento simulado del modelo sea lo más cercano posible al conjunto de datos experimentales. Los algoritmos de optimización incluyen métodos no lineales (Kamath y Wereley, 1997; Pang et al., 1998; Wereley et al., 1998, 1999; Li et al., 2000; Snyder et al., 2001; Wang y Kamath, 2006; Ma et al., 2007; Bass y Christenson, 2007), algoritmos genéticos (GA) (Kwok et al., 2007; Giuclea et al., 2004), optimización por enjambre de partículas (PSO) (Ye y Wang, 2007; Kwok et al., 2006; Chen et al., 2021) y algoritmos de identificación adaptiva (Wang et al., 2019a).

Xiao et al. (2019) utiliza un algoritmo de colonia de hormigas para reducir el número de parámetros iniciales en un algoritmo *Unscented Kalman Filter* (UKF) con el objetivo de disminuir los errores de optimización.

Por otro lado, Chen et al. (2021) enfrenta el problema del modelamiento con incertidumbre, utilizando el método de estimación de incertidumbre generalizado. De esta manera, los parámetros de los modelos paramétricos siguen una distribución específica, lo que determinará el desempeño del modelo. Sin embargo, la mejora de la predicción con el análisis de incertidumbre no es incondicional y depende de la capacidad de cada modelo.

Para llevar a cabo los experimentos para medir el desempeño de los amortiguadores MR y validar los modelos dinámicos, existen diferentes configuraciones experimentales, que se pueden categorizar como sistemas basados en actuadores servo-hidráulicos (Spencer et al., 1997a; Li et al., 2000) y sistemas basados en vibraciones (Occhiuzzi et al., 2003; Liao y Lai, 2002).

3 | Metodología

En el presente capítulo se realiza una breve explicación de algunos componentes o procedimientos que serán utilizados a lo largo de este trabajo, como: (i) la definición de las ecuaciones necesarias para la determinación experimental de funciones de transferencia, las cuales serán utilizadas en los procedimientos de identificación de sistemas, (ii) el algoritmo de control semi-activo que regirá el comportamiento de estos amortiguadores, y (iii) la metodología de compensación dinámica que se utilizará en los ensayos de simulación híbrida en tiempo real (RTHS). Además, se describen algunos de los fenómenos que aparecen a la hora de adquirir y procesar los datos experimentales.

3.1. Adquisición de datos y procesamiento

En esta sección se abordan los fenómenos asociados con el muestreo y adquisición de datos en ensayos experimentales y se describe el proceso de determinación de las funciones de transferencia a partir de datos experimentales.

3.1.1. Fenómenos asociados al muestreo y adquisición de datos

La calidad de los datos es altamente dependiente de cómo se obtienen los datos y cómo se procesan. La adquisición de datos se lleva a cabo, generalmente, a través de computadores digitales, los cuales deben ser discretizados en tiempo y magnitud. Esta discretización y posterior procesamiento de los datos trae consigo errores tanto en el dominio del tiempo y la frecuencia. Sin embargo, si se identifican y entienden las fuentes de estos errores, es posible minimizar sus efectos en los datos almacenados. Dentro de este contexto, se reconocen tres fenómenos relevantes a la hora de adquirir y procesar los datos: (i) errores de cuantización, (ii) *aliasing* y (iii) *spectral leakage*. En las siguientes secciones se explican brevemente cada uno de ellos. Para mayor detalle, el lector puede recurrir a [Bendat y Piersol \(2011\)](#).

3.1.1.1. Error de cuantización

Para muestrear una señal análoga y almacenarla en un computador digital se utiliza un convertidor análogo a digital (A/D). Un convertidor A/D está compuesto por un muestreador y un cuantizador, los cuales discretizan las señales en tiempo y en magnitud, respectivamente. El cuantizador debe truncar o redondear las señales continuas a una representación digital en términos de un número finito de bits. Valores típicos de equipos de adquisición de datos poseen convertidores A/D con 8, 12 o 16 bits, los que corresponden a rangos de 48, 72 y 96 dB, respectivamente.

La diferencia entre los valores reales y los discretizados de la señal es considerada como ruido, el cual incrementa la incertidumbre en la medición. Para minimizar este efecto, la porción truncada de la señal debe ser pequeña en comparación con la señal real. Además, el valor máximo de la señal debe ser cercano (sin exceder) al valor de la escala completa de voltaje del convertidor A/D. Si se conoce la amplitud máxima de la señal, un amplificador se puede incorporar antes del convertidor A/D, reduciendo los efectos de cuantización.

Una vez procesada la señal por el convertidor A/D, los datos pueden ser divididos por la misma razón que fueron amplificados para recobrar la señal original.

En la práctica, si se utilizan convertidores de al menos 12 bits, el error de cuantización no es relevante en comparación con otras fuentes de error en la adquisición de datos y procedimientos de procesamiento. Sin embargo, se debe tener cuidado para asegurar que el rango de los datos continuos están configurados para ocupar la mayor parte posible del rango del convertidor A/D disponible. De lo contrario, la resolución será pobre y el error de cuantización podría volverse importante.

3.1.1.2. Aliasing

Según la teoría de muestro de Nyquist, se debe muestrear al menos al doble de la frecuencia máxima que se considerará en el análisis para obtener una representación fiel de la señal. Si no se cumple esta condición, los componentes de frecuencia bajo la frecuencia de Nyquist se verán expuestos al fenómeno de *aliasing*, el que se encuentra esquematizado en la Figura 3.1. En la figura se presentan dos señales sinusoidales, una a 6 Hz y otra a 1 Hz. Si ambas señales son muestreadas a 1 Hz, las señales poseen el mismo valor en los tiempos de muestreo. Otra forma de verlo es que si queremos muestrear la señal de 6 Hz a 1 Hz, la reconstrucción digital de esta señal se verá como si fuera una sinusoidal de 1 Hz, lo que claramente omite información relevante de dicha señal.

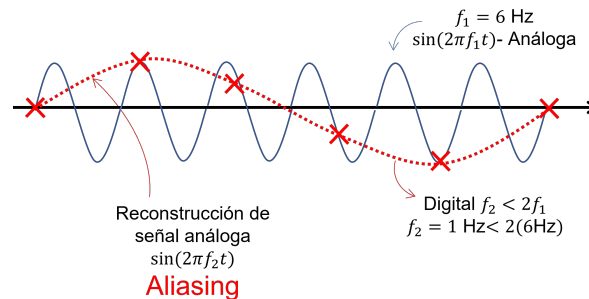


Figura 3.1: Aliasing debido a una tasa de muestreo inadecuada.

Para reducir los efectos del *aliasing*, se utilizan filtros paso bajo antes del muestreo de una señal para mitigar los componentes de alta frecuencia.

3.1.1.3. Spectral leakage

Se pueden introducir errores por el procesamiento de los datos. En el procesamiento de datos en tiempo discreto, para determinar la representación en frecuencia de dicha señal, se tienen un número finito de muestras y se realiza una transformada rápida de Fourier. Este proceso introduce un fenómeno asociado con el análisis de Fourier llamado *spectral leakage*. La transformada discreta de Fourier se define solo con un número finito de frecuencias, por lo que si la señal contiene frecuencias que no coinciden exactamente con estas líneas espectrales, la representación periódica de esta señal tendrá discontinuidades y se verá distorsionada su representación en frecuencia.

Una técnica conocida como *windowing* se utiliza para minimizar la distorsión producida por este fenómeno, en la que la duración finita de muestreo es multiplicada por una función o ventana antes de realizar la transformada rápida de Fourier (FFT). Un ejemplo de este fenómeno se presenta en la Figura 3.2, donde el espectro de una señal finita de 2 Hz es comparada con el espectro de la misma señal multiplicada por una ventana de Hanning.

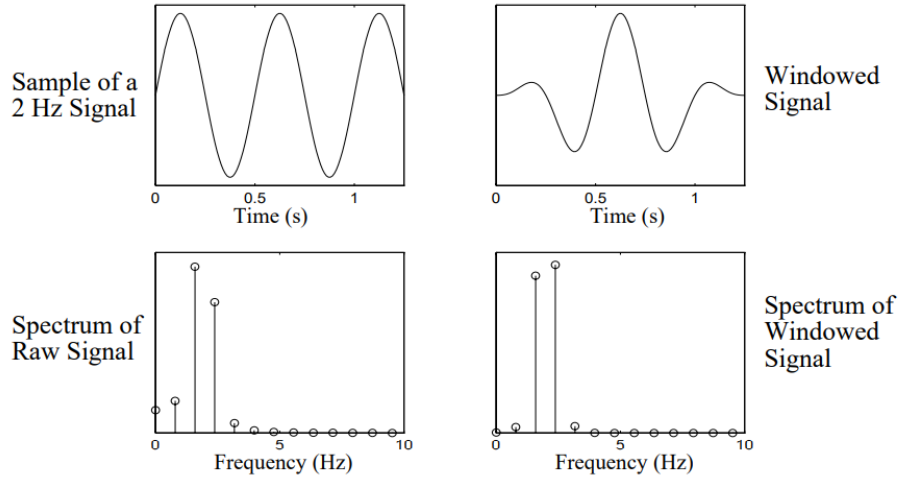


Figura 3.2: Ejemplo de *spectral leakage* (Dyke, 1996).

3.1.2. Determinación experimental de funciones de transferencia

Sea $x(t)$ y $y(t)$ un par de procesos estocásticos estacionarios en el sentido amplio. La función de correlación cruzada está dada por:

$$R_{xy}(\tau) \triangleq \mathbb{E}[x(t)y(t+\tau)^*] \quad (3.1)$$

donde $()^*$ corresponde a la matriz transpuesta conjugada. Luego, la densidad de poder espectral cruzada (CPSD) S_{xy} se define con la transformada de Fourier (\mathcal{F}) aplicada en la función de correlación cruzada:

$$S_{xy}(\omega) \triangleq \mathcal{F}\{R_{xy}\}(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} R_{xy}(\tau) e^{-i\tau\omega} d\tau \quad (3.2)$$

En la práctica, se utiliza una aproximación de la función R_{xy} , mediante un estimador \hat{R}_{xy} :

$$\hat{R}_{xy}(k) = \frac{1}{N} \sum_{l=0}^{N-1-k} x(l+k)y^*(l) \quad 0 \leq k < N-1 \quad (3.3)$$

Luego, el estimador de CPSD discreta se define como:

$$\hat{P}_{xy}(e^{j\omega}) = \sum_{k=-L}^L \hat{R}_{xy}(k) e^{-j\omega k} \quad L \leq N \quad (3.4)$$

Para el caso de $L \leq 10\%N$, el estimador se conoce como correlograma, mientras que en el caso de $L = N-1$, el estimador se conoce como periodograma, que se utiliza para estimaciones no paramétricas del CPSD. Aunque es difícil obtener aproximaciones precisas del periodograma, existen algunos métodos que aumentan el desempeño. Por ejemplo, el método de Welch es un estimador del periodograma modificado, que es asintóticamente insesgado y otorga un buen desempeño en términos de varianza y resolución. Para términos prácticos, se puede utilizar el comando `cpsd()` en MATLAB para calcular los espectros cruzados de señales escalares o vectoriales.

Ahora, consideremos un sistema de única entrada y única salida (SISO), donde $u(t)$ es la señal de entrada y $y(t)$ es la señal de salida, para un sistema lineal invariante en el tiempo (LTI). La relación causal en el dominio del tiempo está dado por una integral convolucional:

$$y(t) = (h * u) \triangleq \int_0^t h(t-\tau)u(\tau) d\tau \quad (3.5)$$

donde $h(t)$ es la función de respuesta impulso del sistema LTI. La relación lineal en el dominio de la frecuencia se puede obtener aplicando la transformada de Fourier a la ecuación anterior:

$$Y(\omega) = H(\omega)U(\omega) \quad (3.6)$$

donde $H(\omega)$ es la función de respuesta en frecuencia (FRF) del sistema LTI y ω es la frecuencia angular en rad/s. Cada función $H(\omega)$ está representada por un número complejo, donde la magnitud $|H(\omega)|$ y la fase $\phi(\omega)$ se obtienen como:

$$|H(\omega)| = \sqrt{H_{Re}(\omega)^2 + H_{Im}(\omega)^2} \quad (3.7)$$

$$\phi(\omega) = \arctan\left(\frac{H_{Im}(\omega)}{H_{Re}(\omega)}\right) \quad (3.8)$$

donde $H_{Re}(\omega)$ y $H_{Im}(\omega)$ son las partes reales e imaginarias de la respuesta en frecuencia.

Se definen las mediciones de la entrada y salida como sigue:

$$x(t) = u(t) + m(t) \quad (3.9)$$

$$y(t) = v(t) + n(t) \quad (3.10)$$

donde $u(t)$ y $v(t)$ son las entradas y salidas del sistema LTI; $m(t)$ y $n(t)$ son los ruidos de la entrada y salida, respectivamente.

De forma experimental, se pueden estimar las FRF utilizando ensayos de laboratorio que contengan entradas y salidas en tiempo historia, mediante los estimadores H_1 y H_2 que se calculan como sigue:

$$H_1(\omega) = \frac{S_{yx}(\omega)}{S_{xx}(\omega)} \quad (3.11)$$

$$H_2(\omega) = \frac{S_{yy}(\omega)}{S_{xy}(\omega)} \quad (3.12)$$

donde se cumplen las siguientes relaciones:

$$S_{xx}(\omega) = S_{uu}(\omega) \quad (3.13)$$

$$S_{yy}(\omega) = S_{vv}(\omega) + S_{nn}(\omega) \quad (3.14)$$

$$S_{yx}(\omega) = S_{vu}(\omega) \quad (3.15)$$

Como se explica en [Rocklin \(1985\)](#), el estimador $H_1(\omega)$ minimiza el error debido al ruido de salida, pero puede ser sensible al ruido de entrada, lo que puede subestimar el verdadero valor de $H(\omega)$. Además, el estimador $H_2(\omega)$ minimiza el error debido al ruido de entrada, pero puede ser sensible al ruido de salida, lo que puede sobreestimar el verdadero valor de $H(\omega)$. Entonces, la relación entre el verdadero valor de $H(\omega)$ y los estimadores es la siguiente:

$$|H_1(\omega)| \leq |H(\omega)| \leq |H_2(\omega)| \quad (3.16)$$

La función de coherencia se define como la medida de cuán coherente (linealmente correlacionado) es el poder de la salida respecto al poder de la entrada. Luego, la función de coherencia está dada por la siguiente expresión:

$$\gamma_{yx}^2(\omega) = \frac{|S_{yx}(\omega)|^2}{S_{yy}(\omega)S_{uu}(\omega)} \quad (3.17)$$

donde $0 \leq \gamma_{yx}^2(\omega) \leq 1$. Para un sistema ideal se espera un valor de $\gamma_{yx}^2(\omega) = 1$, lo que implica una correlación perfecta entre los procesos aleatorios $z(t)$ y $u(t)$; mientras tanto, un valor de $\gamma_{yx}^2(\omega) = 0$ significa que ambos

procesos no están correlacionados. Por lo tanto, si $\gamma_{yx}^2(\omega)$ es menor a 1, esto puede indicar la presencia de: (i) ruido extraño en las mediciones, (ii) errores en la transformada de Fourier discreta (DFT) para los auto poderes espectrales y cruzados; (iii) distorsión no lineal; y/o (iv) otras entradas además de $u(t)$ contribuyendo a la salida $z(t)$. Luego, la función de coherencia puede ser utilizada para determinar cuándo confiar en los datos para los algoritmos de identificación de sistemas (Fernandois y Spencer Jr, 2018).

3.2. Algoritmo de control semi-activo

En esta sección se describen los componentes involucrados en un tipo de control semi-activo: el algoritmo de control lineal cuadrático gaussiano y el algoritmo *clipped-optimal control*.

3.2.1. Control lineal cuadrático gaussiano (LQG)

Considerando el sistema con un control semi-activo, se asume que las fuerzas provistas por el amortiguador MR son suficientes para mantener a la estructura en su rango lineal. Luego, la ecuación de movimiento se puede expresar de la siguiente manera:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}f + \mathbf{E}\ddot{x}_g \quad (3.18)$$

En esta expresión, \ddot{x}_g representa la aceleración basal, f es la fuerza generada por el amortiguador MR y $\mathbf{x} = \{\mathbf{x}^\top, \dot{\mathbf{x}}^\top\}^\top$ corresponde al vector de estados, con \mathbf{x} los desplazamientos y $\dot{\mathbf{x}}$ las velocidades de cada piso. La ecuación de medición está dada por:

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x} + \mathbf{D}f + v \quad (3.19)$$

Donde \mathbf{y} corresponde al vector de salidas medidas, y v es el vector de ruido medido.

El objetivo es introducir el amortiguador MR para que produzca la fuerza que requiere el sistema para el control deseado f_c . Para ello, se busca un control lineal óptimo \mathbf{K}_c que se diseña para proveer la fuerza necesaria f_c en el sistema basado en las mediciones de respuesta \mathbf{y} y la fuerza aplicada f . La fuerza requerida se puede expresar como (Dyke et al., 1996b):

$$f_c(s) = \mathcal{L}^{-1}\left\{-\mathbf{K}_c(s)\mathcal{L}\left(\begin{bmatrix} \mathbf{y}(s) \\ f(s) \end{bmatrix}\right)\right\} \quad (3.20)$$

$$\mathbf{K}_c(s) = \mathbf{K}[s\mathbf{I} - (\mathbf{A} - \mathbf{L}\mathbf{C})]^{-1}\hat{\mathbf{B}} \quad (3.21)$$

$$\hat{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{L} & \mathbf{B} - \mathbf{L}\mathbf{D} \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

Donde $\mathcal{L}\{\cdot\}$ es el operador de la transformada de Laplace. Para encontrar el valor requerido de \mathbf{K} se utiliza el regulador lineal-cuadrático (LQR), el cual se consigue minimizando el funcional de desempeño de horizonte infinito definido como:

$$J(f) = \mathbb{E} \left[\int_0^\infty (\mathbf{y}^\top \mathbf{Q} \mathbf{y} + f^\top \mathbf{R} f) dt \right] \quad (3.23)$$

Esto se consigue al resolver la ecuación algebraica de Riccati:

$$0 = \mathbf{P}\mathbf{A} + \mathbf{A}^\top \mathbf{P} - \mathbf{P}\mathbf{B}^\top \mathbf{R}^{-1} + \mathbf{Q} \quad (3.24)$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{R}^{-1} \mathbf{B}^\top \mathbf{P} \quad (3.25)$$

El resultado del controlador óptimo \mathbf{K} depende de las matrices de ponderación \mathbf{Q} y \mathbf{R} , que corresponden a las matrices de costo de estado y de la entrada, respectivamente. Luego, se puede obtener el coeficiente \mathbf{K} a través de MATLAB con el comando `lqr()` o `lqry()`. Luego:

$$f_c = -\mathbf{K}\mathbf{x} \quad (3.26)$$

El controlador LQR se utilizará en conjunto con un filtro de Kalman, el cual, a través del principio de separación, conforman el control lineal cuadrático gaussiano (LQG). El filtro de Kalman es útil para estimar los estados del edificio que no son medidos directamente por los sensores. Considera que la perturbación u y el ruido v son procesos estocásticos con media 0, y se resuelve de manera análoga al LQR a través de la ecuación de Riccati:

$$0 = SA + A^T S - SC^T CS + \gamma EE^T \quad (3.27)$$

$$L = (CS)^T \quad (3.28)$$

El coeficiente L se puede obtener a través de MATLAB con el comando `kalman()`.

3.2.2. Algoritmo clipped-optimal control

El algoritmo *clipped-optimal control* (COC) fue desarrollado por Dyke (1996). Consiste en la comparación de la fuerza requerida f_c por el sistema para alcanzar una respuesta deseada con la fuerza generada por el amortiguador MR, f . Cuando el amortiguador MR provee la fuerza deseada $f = f_c$, la corriente aplicada i_c al amortiguador debe mantenerse en ese nivel. Si la magnitud de la fuerza del amortiguador es menor que la óptima y ambas poseen el mismo signo, la corriente aplicada i_c se incrementa hasta el máximo (i_{max}), para incrementar la fuerza provista por el amortiguador. En caso contrario, la corriente que se debe aplicar es cero. Esto se puede ver de manera gráfica según la Figura 3.3 y se puede escribir algebraicamente de la siguiente manera:

$$i_c(f, f_c) = i_{max} H\{(f_c - f)f\} \quad (3.29)$$

Donde i_{max} corresponde al voltaje asociado a la saturación del amortiguador MR, y $H(\cdot)$ corresponde a la función Heaviside.

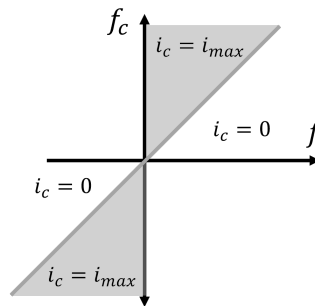


Figura 3.3: Representación del algoritmo de selección de voltaje según el algoritmo de control COC.

3.3. Compensación dinámica

En particular, se revisará la metodología para la implementación de una compensación adaptativa basada en modelos en ensayos de RTHS.

3.3.1. Compensación dinámica adaptativa basada en modelos

La arquitectura de la compensación dinámica adaptativa basada en modelos (AMBC) se presenta en la Figura 3.4, donde el desplazamiento a ser impuesto es nombrado como el desplazamiento objetivo x_t . Un control de tipo *feedforward* que depende en un conjunto de parámetros A toma el desplazamiento objetivo para generar la señal comandada x_c para la planta de control. Como consecuencia, la planta de control alcanza

el desplazamiento medido x_m , y el objetivo es minimizar el error de sincronización $e = x_m - x_t \rightarrow 0$. Además, las señales x_c y x_m son ocupadas para el proceso de adaptación de los parámetros de control A .

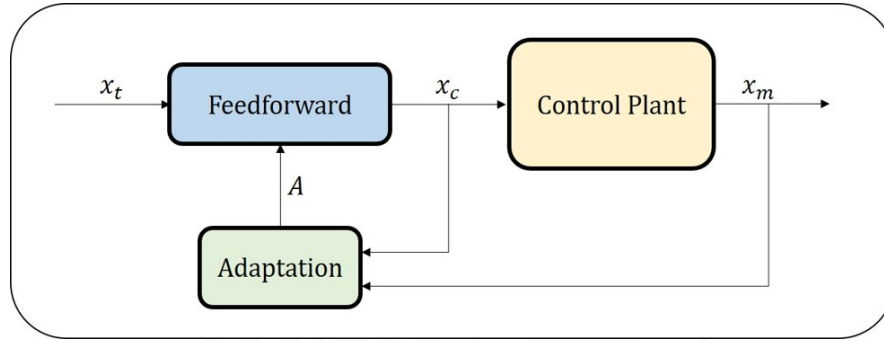


Figura 3.4: Arquitectura de control del AMBC (Gálmez, 2021).

El método de compensación que se utiliza está basada en la compensación dinámica basada en modelos presentada por Chen et al. (2015) con las modificaciones presentadas por Ferandois et al. (2020).

La formulación consiste en estimar la planta mediante una función de transferencia de tercer orden sin ceros $G_p(s)$, como se muestra en la Ecuación (3.30).

$$x_m = G_p(s)x_c = \left(\frac{1}{a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0} \right) x_c \quad (3.30)$$

donde a_i con $i = 0, 1, 2, 3$ son los coeficientes de la función de transferencia de la planta de control $G_p(s)$; s es la variable de Laplace, y x_m es el desplazamiento medido. El coeficiente a_0 es también conocido como la ganancia DC de la función de transferencia, y es generalmente cercana a 1. Esto significa que a bajas frecuencias comandadas, la señal medida $x_m \approx x_c$, al menos en términos de amplitud. El parámetro a_1 está relacionada con el retraso temporal a bajas frecuencias. Finalmente, a_2 y a_3 afectan al sistema mayoritariamente a altas frecuencias.

La inversa de la función de transferencia $G_p(s)$ se usa para generar la señal de comando usando el desplazamiento objetivo como entrada, como se muestra en la Ecuación (3.31).

$$x_c = G_p^{-1}x_t = (a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0)x_t \quad (3.31)$$

donde $G_p^{-1}(s)$ es el controlador *feedforward*. Notar que la función de transferencia de la Ecuación (3.31) es impropia, lo que no puede ser realizado prácticamente, puesto que supone el uso de estados futuros (información que se desconoce). Como consecuencia a las razones indicadas, no se puede implementar una función de transferencia impropia en un micro controlador en tiempo real. Sin embargo, el controlador puede ser implementado usando una aproximación *backward* por diferencias finitas:

$$\begin{bmatrix} x[i] \\ \dot{x}[i] \\ \ddot{x}[i] \\ \dddot{x}[i] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1/\Delta t & -1/\Delta t & 0 & 0 \\ 1/\Delta t^2 & -2/\Delta t^2 & 1/\Delta t^2 & 0 \\ 1/\Delta t^3 & -3/\Delta t^3 & 3/\Delta t^3 & -1/\Delta t^3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x[i] \\ x[i-1] \\ x[i-2] \\ x[i-3] \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

donde Δt es el paso temporal de muestreo de la simulación y $x[i]$ es el desplazamiento al paso temporal i . Sin embargo, otras reglas de diferencias finitas pueden ser utilizadas. Finalmente, la señal comandada por el actuador puede ser obtenida desde la Ecuación (3.33).

$$x_c = [a_0 \ a_1 \ a_2 \ a_3] [x_t \ \dot{x}_t \ \ddot{x}_t \ \dddot{x}_t]^T \quad (3.33)$$

Los parámetros iniciales para cada a_i son obtenidos a partir de un modelo identificado de la función de transferencia sin subestructura experimental. Entonces, estos parámetros se ajustan en tiempo real durante la prueba para lograr una buena compensación, con la ley de adaptación de [Chen et al. \(2015\)](#).

Esta adaptación se formula a través de un modelo de ecuación diferencial proporcionado en la Ecuación (3.34), donde $x_m^{(i)}$ es la i -ésima derivada de x_m asociada con el parámetro adaptivo a_i , x_c es la señal comandada filtrada por el mismo filtro *Butterworth* para sincronizar con la señal medida filtrada.

$$\dot{a}_i = \Gamma_i \left(\frac{x_c - [a_3 \ a_2 \ a_1 \ a_0][\ddot{x}_m \ \dot{x}_m \ x_m \ x_m]^T}{1 + [\ddot{x}_m \ \dot{x}_m \ x_m \ x_m][\ddot{x}_m \ \dot{x}_m \ x_m \ x_m]^T} \right) x_m^{(i)} \quad (3.34)$$

Lo que se puede escribir de forma alternativa como:

$$\dot{A} = \Gamma e X_m \quad (3.35)$$

donde $\dot{A} = [\dot{a}_0 \ \dot{a}_1 \ \dot{a}_2 \ \dot{a}_3]$, $X_m = [x_m \ \dot{x}_m \ \ddot{x}_m \ \ddot{x}_m]^T$ y e corresponde a la parte de la ecuación que se encuentra entre paréntesis.

La implementación de la AMBC se resume en la Figura 3.5.

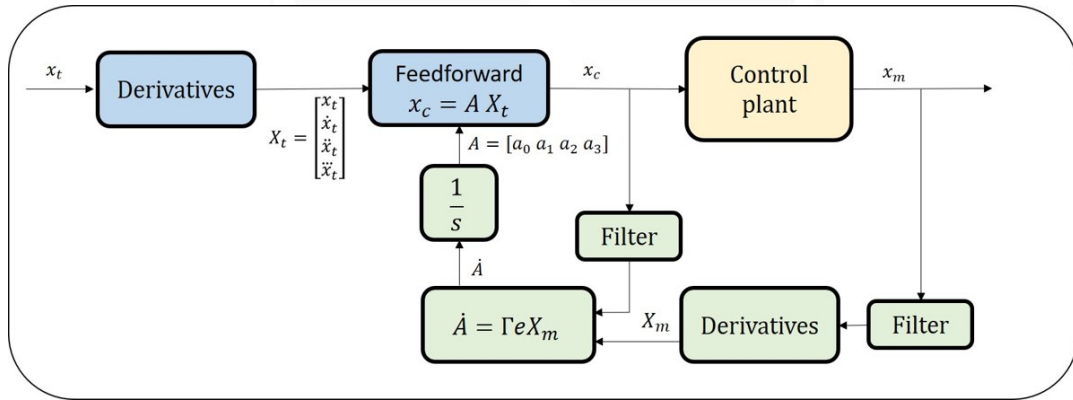


Figura 3.5: Diagrama de flujo de la AMBC ([Gálmez, 2021](#)).

El proceso de diseño y calibración se esquematiza en la Figura 3.6. El primer paso corresponde a obtener un modelo de sistema de transferencia sin la interacción con el espécimen en la forma de la Ecuación (3.30). Luego, un controlador *feedforward* es diseñado tomando la inversa del modelo inicial. Posteriormente, las ganancias adaptativas Γ son calibradas mediante un proceso iterativo. La calibración requiere de simulaciones numéricas con los siguientes componentes:

1. Un conjunto de desplazamientos objetivos x_t , los cuales pueden ser aproximados desde estructuras de referencia sujetas a terremotos de interés para emular una RTHS.
2. Un controlador basado en un modelo inicial con parámetros iniciales A_{init} .
3. Un filtro pasa-bajo con frecuencia de corte de acuerdo a las frecuencias de interés y la capacidad del sistema de transferencia.
4. Diferentes plantas de control virtuales serán probadas en RTHS, las cuales serán diferentes respecto al modelo de función de transferencia sin espécimen. Por lo tanto, el controlador requiere adaptación para alcanzar un rastreo aceptable de la respuesta de la planta virtual x_m .

En cada paso de iteración del proceso de optimización, un conjunto específico de ganancias adaptativas Γ_k son definidas, donde el subíndice k corresponde a la k -ésima iteración. Un número finito de simulaciones aleatorias N son llevadas a cabo con diferente cantidad de desplazamientos objetivos, y el indicador de desempeño J_{2_n} es calculado, donde n es la n -ésima simulación.

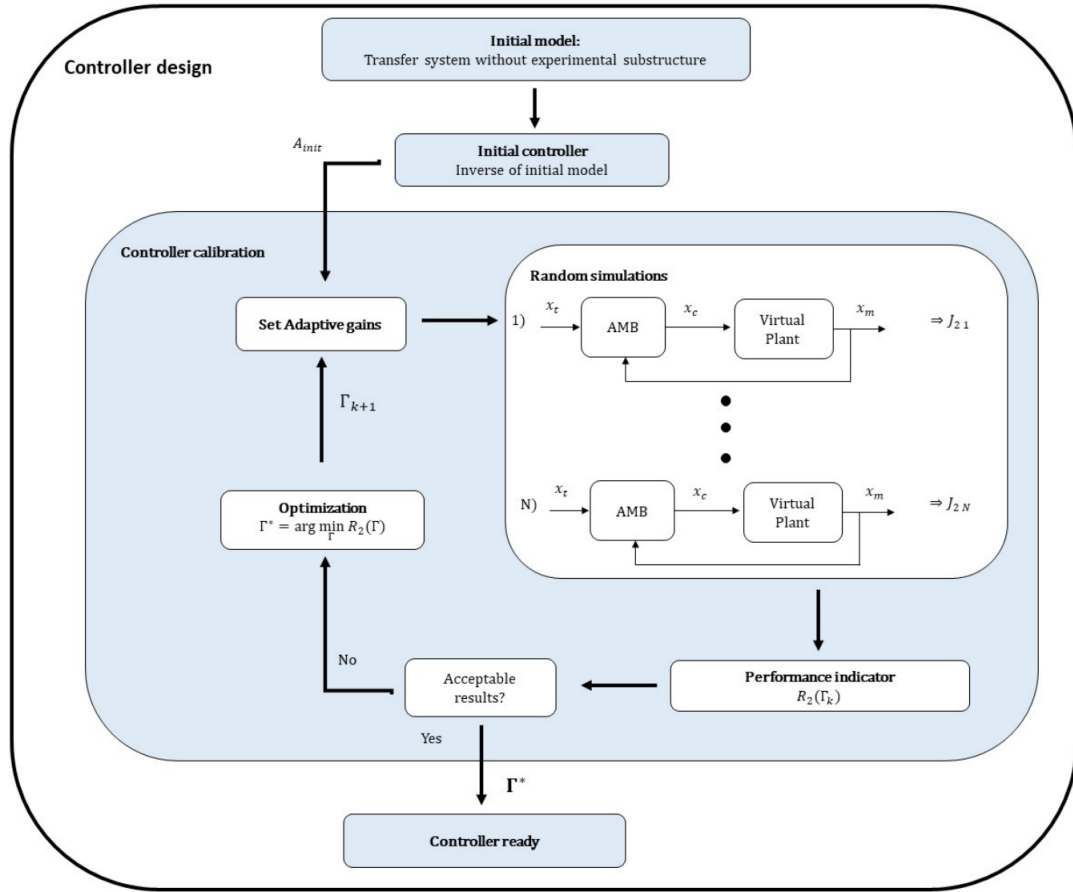


Figura 3.6: Proceso de calibración y diseño de la AMBC (Gálmez, 2021).

$$J_{2_n}(\Gamma_k) = \frac{\mathbb{E}[(x_{t_n} - x_{m_n})^2]}{\mathbb{E}[x_{t_n}^2]} \quad (3.36)$$

donde $\mathbb{E}[\cdot]$ es el operador de esperanza. Después, el promedio de las N simulaciones se define a través del parámetro R_2 :

$$R_2(\Gamma_k) = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N J_{2_n}(\Gamma_k) \quad (3.37)$$

R_2 es utilizado originalmente como la función objetivo del algoritmo de optimización, a través del cual se calculan las nuevas ganancias adaptivas, que son definidas para obtener un mejor indicador de desempeño. Este proceso es realizado hasta que se converge a las ganancias óptimas Γ^* . Notar que el objetivo del proceso de calibración es encontrar Γ^* que asegure la capacidad de adaptación manteniendo un buen desempeño del rastreo y no encontrar valores específicos de los parámetros a_i . Es fundamental que, a través de un análisis de sensibilidad, se corrobore que los valores de Γ^* obtenidos sean lo suficientemente robustos. En este trabajo se estudia la posibilidad de redefinir la función objetivo considerando la desviación estándar de los parámetros J_{2_n} , viendo cómo esto afecta en la selección de las ganancias adaptivas Γ^* . Para ello, se define la función M_2 dada por:

$$M_2 = R_2 + 3 \cdot \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{n=1}^N (J_{2_n}(\Gamma_k) - R_2)^2} \quad (3.38)$$

Finalmente, cuando las ganancias son calibradas para adaptar la AMBC desde el modelo inicial hasta diferentes plantas virtuales, el controlador está listo para su implementación en RTHS.



4 | Formulación del problema de RTHS

En este capítulo se describe la estructura que se va a analizar utilizando técnicas de control semi-activo con un amortiguador magneto-reológico (MR), y que posteriormente será implementada en experimentos de simulación híbrida en tiempo real (RTHS). Además, se plantean los diferentes bucles de análisis que conlleva el estudio de RTHS en estructuras con la implementación de control semi-activo.

4.1. Estructura de referencia

4.1.1. Descripción y propiedades

En este trabajo se analiza el problema de un modelo de corte de una estructura lineal de pequeña escala, con masa concentrada en cada piso y un grado de libertad por piso, el cual es descrito en [Silva et al. \(2020\)](#), la cual se va a considerar como la subestructura numérica. Se incorporan cuatro amortiguadores MR de pequeña escala de la compañía LORD (modelo No. RD-8041-1), ubicados en paralelo, conectados de forma rígida entre el suelo y el primer piso, los que corresponden a la subestructura experimental. La estructura de referencia se muestra en la Figura 4.1. El edificio se verá sometido a solicitaciones de tipo sísmicas, y cuenta con acelerómetros en cada piso.

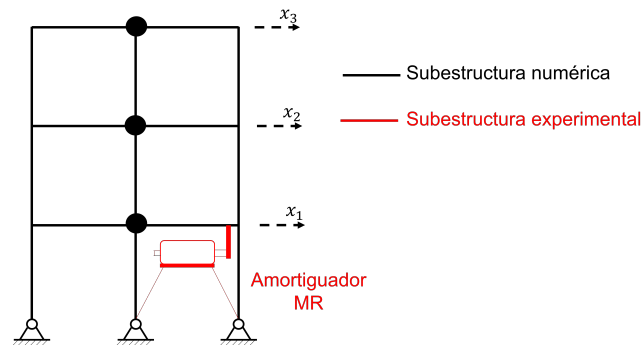


Figura 4.1: Estructura de referencia.

Cuatro particiones son creadas cambiando la masa de los pisos y la razón de amortiguamiento, los que son detallados en la Tabla 4.1. El indicador de predicción de estabilidad (PSI) puede utilizarse para indicar la estabilidad de cada partición ([Maghareh et al., 2014](#)). En base a los valores de PSI de cada uno de los cuatro casos, se puede confirmar que el Caso IV es el más sensible entre ellos y requiere de mayor cuidado en RTHS ([Silva et al., 2020](#)).

Tabla 4.1: Propiedades de las estructuras de cada caso (adaptado de [Silva et al. \(2020\)](#)).

Caso	Masa de cada piso [Kg]	Frecuencia natural [Hz]	Razón de amortiguamiento
Caso I	1000	(3.61; 16.00; 38.09)	5 %
Caso II	1100	(3.44; 15.25; 36.32)	4 %
Caso III	1300	(3.17; 14.03; 33.40)	3 %
Caso IV	1000	(3.61; 16.00; 38.09)	3 %

4.1.2. Modelamiento

La ecuación de movimiento que describe la dinámica de la estructura de referencia se presenta en la Ecuación (4.1).

$$M_s \ddot{\mathbf{x}} + C_s \dot{\mathbf{x}} + K_s \mathbf{x} = \Lambda f - M_s \Gamma \ddot{x}_g \quad (4.1)$$

donde $\mathbf{x}(t)$, $\dot{\mathbf{x}}(t)$ y $\ddot{\mathbf{x}}(t)$ corresponden al desplazamiento, la velocidad y la aceleración relativa al piso, respectivamente; \ddot{x}_g es la aceleración del suelo; f es la fuerza generada por el amortiguador MR; el vector $\Gamma = [1, 1, 1]^T$ es el vector de influencia del movimiento basal, y el vector $\Lambda = [-1, 0, 0]^T$ representa el efecto del amortiguador MR en la estructura.

Las dinámicas del sistema pueden ser expresadas en su forma espacio-estado:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}f + \mathbf{E}\ddot{x}_g \quad (4.2)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x} + \mathbf{D}f \quad (4.3)$$

donde $\mathbf{x} = [\mathbf{x}^T, \dot{\mathbf{x}}^T]^T$ es el vector de estados, \mathbf{y} es el vector de salida, \mathbf{A} es la matriz de estados, \mathbf{B} es la matriz de entradas asociada al control, \mathbf{E} es la matriz de entradas asociada al sismo, \mathbf{C} es la matriz de salidas y \mathbf{D} , es la matriz de retroalimentación asociada al control. Las matrices de estado y entrada se definen como:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \\ -M_s^{-1}K_s & -M_s^{-1}C_s \end{bmatrix}, \quad \mathbf{B} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{3 \times 1} \\ M_s^{-1}\Lambda \end{bmatrix} \quad \mathbf{E} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{3 \times 1} \\ -\Gamma \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

donde \mathbf{I} es la matriz de identidad y $\mathbf{0}$ es la matriz o vector de ceros, según sea el caso. La matriz de salidas y de retroalimentación transforman los estados y vectores de entrada en el sistema deseado de salidas, las que se consideran como las aceleraciones absolutas de cada piso. Luego, estas matrices se escriben como:

$$\mathbf{C} = [-M_s^{-1}K_s \quad -M_s^{-1}C_s], \quad \mathbf{D} = [M_s^{-1}\Lambda] \quad (4.5)$$

4.1.3. Solicitaciones de entrada

Las perturbaciones a las que se va a ver sometido el edificio corresponden a registros sísmicos de aceleración del suelo, los cuales serán aplicados a escala debido a que la estructura de referencia es de pequeña escala. En particular, se seleccionaron tres registros: (i) El terremoto de El Centro de 1940, (ii) el terremoto de Kobe de 1995, y (iii) el terremoto del Maule de 2010, cuyos registros de aceleración sin escalar se presentan en la Figura 4.2.

En la Figura 4.3 se presentan los gráficos de densidad de auto-poder espectral (PSD) de cada uno de los registros de análisis. Además, se grafican líneas en la ubicación de la frecuencia natural de cada partición de la estructura de referencia. Se puede apreciar del gráfico que el contenido de poder espectral es insignificante posterior a los 10 Hz.

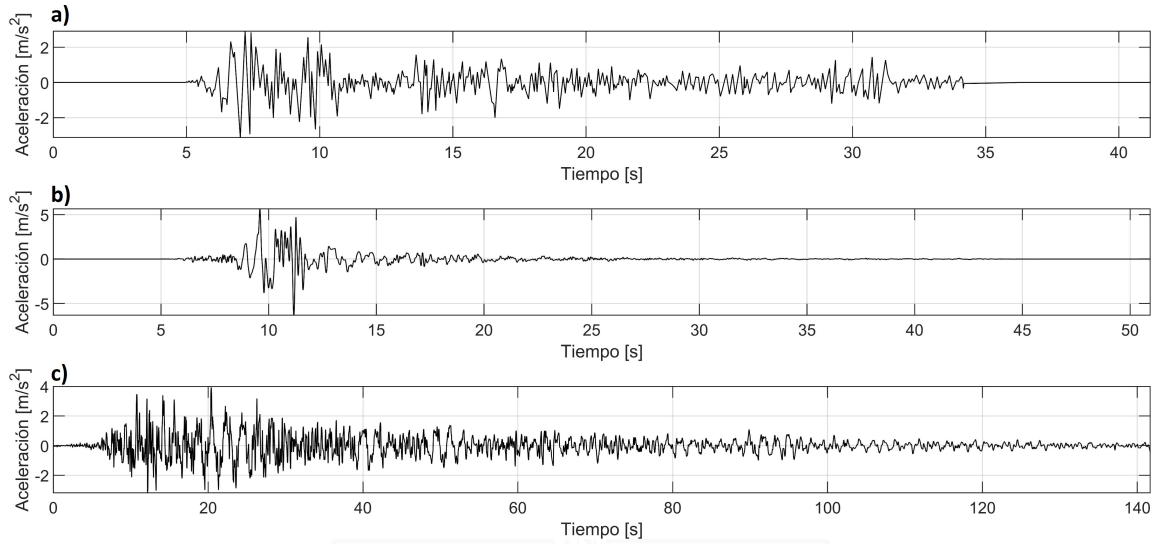


Figura 4.2: Registros de aceleración de los terremotos considerados como perturbación del sistema, donde (a) corresponde al terremoto de El Centro de 1940, (b), al terremoto de Kobe de 1995, y (c), al terremoto del Maule de 2010.

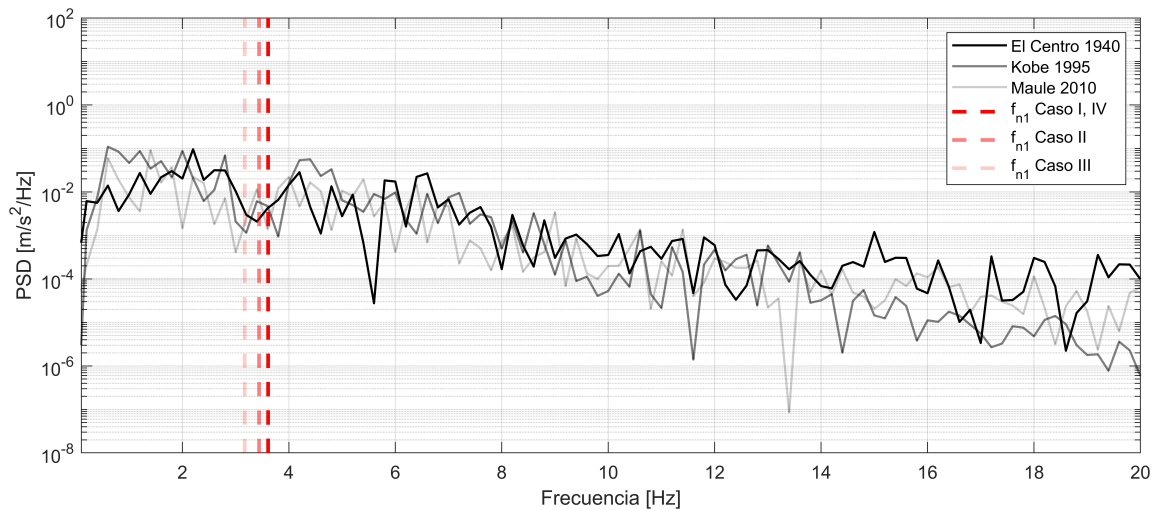


Figura 4.3: Densidad de auto-poder espectral (PSD) de los registros sísmicos.

4.2. Lazos de la RTHS

Para la implementación del sistema, se tienen tres lazos en la simulación (ver Figura 4.4): (i) el lazo de control semi-activo con el algoritmo seleccionado de control para el amortiguador MR (área amarilla); (ii) el lazo de compensación con la compensación dinámica adaptiva basada en modelos (área roja); (iii) y el lazo híbrido que une todos los elementos (área azul). Además, la planta de control es representada dentro de la línea gris discontinua, que consiste en el actuador conectado con el amortiguador MR y su controlador. En la figura, x_t , x_c y x_m corresponden al desplazamiento objetivo, comandado y medido, respectivamente, \ddot{x}_g es la aceleración basal, i_c es la corriente comandada al amortiguador, f es la fuerza generada por el amortiguador MR y la señal y corresponde a la respuesta medida del sistema (en este caso, las aceleraciones absolutas medidas en cada piso).

Notar que un error pequeño en el lazo de compensación tiene un efecto considerable en desviar los

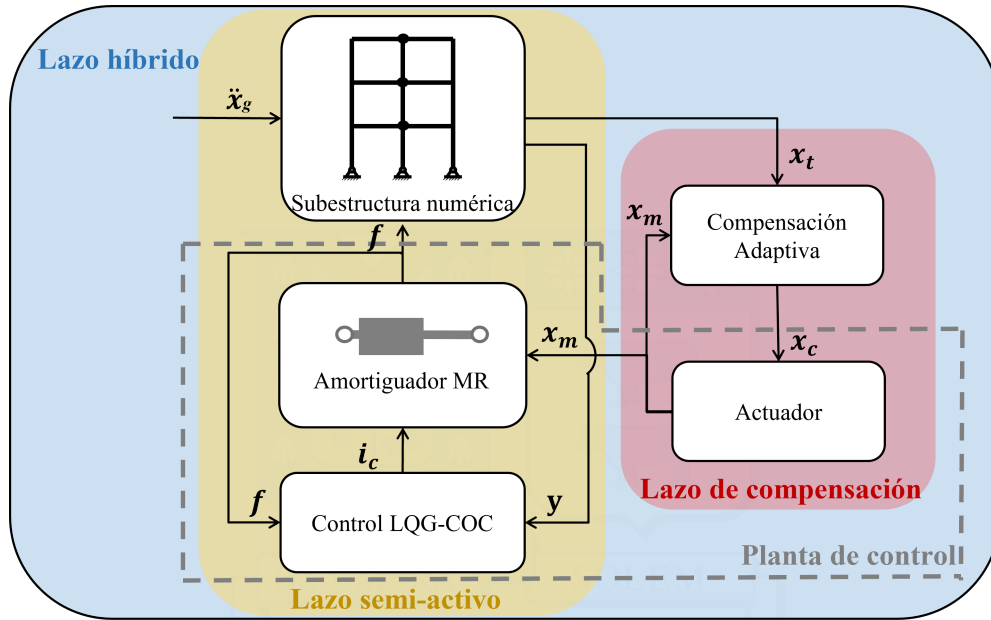


Figura 4.4: Lazos de la RTHS.

desplazamientos designados en el lazo híbrido, lo que puede, eventualmente, comprometer significativamente el desempeño de la RTHS. Entonces, el requerimiento del sistema de control de la RTHS es mucho más exigente que un sistema de control normal con solo un lazo (Li et al., 2022).

4.2.1. Bucle híbrido

La estructura de referencia se divide en una componente numérica y en una componente experimental. La subestructura numérica corresponde al modelo del edificio lineal de tres pisos, mientras que la subestructura experimental corresponde al amortiguador MR, como se muestra en la Figura 4.5.

Para el problema de subestructuración, se deben cumplir las condiciones de compatibilidad y equilibrio. La condición de compatibilidad está dada por la igualdad entre el desplazamiento del primer piso numérico ($x_{1,N}$) y el experimental ($x_{1,E}$). De la misma forma, la condición de equilibrio establece la igualdad entre las fuerzas numérica (f_N) y experimental (f_E).

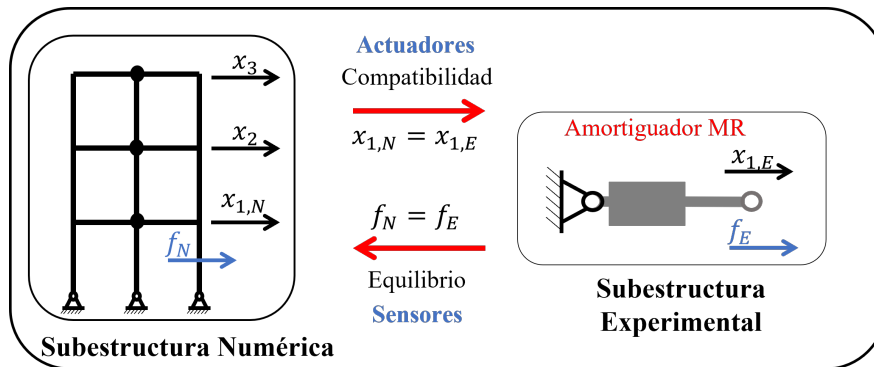


Figura 4.5: Subestructuración de la estructura de referencia para RTHS.

El desplazamiento de la subestructura numérica ($x_{1,N}$) es aplicada a la subestructura experimental

mediante el uso de actuadores en laboratorio, mientras que la fuerza (f_E) de la subestructura experimental es medida a través de sensores y es retroalimentada a la subestructura numérica para completar el ciclo.

4.2.2. Bucle de compensación

Un esquema general simplificado del bucle de compensación se presenta en la Figura 4.6. En la figura se omiten las componentes que no están directamente relacionadas con el lazo de compensación, como el controlador semi-activo de los amortiguadores MR.

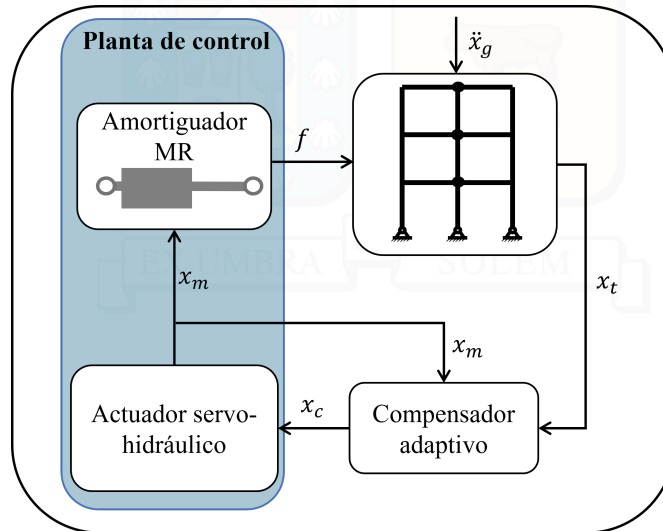


Figura 4.6: Bucle de compensación.

En este trabajo se va a utilizar el método de compensación dinámica adaptativa basada en modelos (AMBC) desarrollada por [Fernandois et al. \(2020\)](#) para compensar los retrasos temporales ocasionados por las limitaciones de cálculo computacional, la comunicación y el actuador, el cual es descrito en la Sección 3.3.1.

4.2.3. Bucle semi-activo

El bucle semi-activo hace referencia al algoritmo de control aplicado sobre el amortiguador MR. En este estudio, se van a analizar cuatro condiciones de control:

- El primero consiste en la estructura sin control, con el cual se puede obtener la referencia de comparación para cuantificar la disminución de la respuesta estructural que se obtiene de las siguientes condiciones.
- El segundo consiste en utilizar el amortiguador de forma pasiva, sin aplicación de corriente (o voltaje), al cual se le llamará “*passive-off*”.
- El tercero consiste en utilizar el amortiguador de forma pasiva, con aplicación de corriente (o voltaje) máxima, al cual se le llamará “*passive-on*”.
- El último caso consiste en la utilización de un algoritmo de control semi-activo, el cual corresponde a una combinación de control lineal cuadrático gaussiano (LQG) en conjunto con el algoritmo de control *clipped-optimal control*, los cuales son descritos en las secciones 3.2.1 y 3.2.2, respectivamente.

Adicionalmente, se va a estudiar un quinto caso con fines comparativos, que corresponde a un control activo ideal, pero limitando la fuerza máxima a la que se genera con el control semi-activo.

En la Figura 4.7 se muestra un esquema que representa las entradas y salidas de la ley de control para el algoritmo de control semi-activo. Por simplicidad, no se muestran los componentes del lazo de compensación. Las variables de entrada del algoritmo LQG es la señal y que corresponde a la salida medida del edificio, en este caso, las aceleraciones absolutas de cada piso, y la señal f que representa la fuerza generada por el amortiguador MR. Luego, el algoritmo LQG genera una señal de salida f_c que ingresa, en conjunto con f , al bloque del algoritmo COC, y se obtiene como salida la corriente i_c que será impuesta al amortiguador MR, junto con las señales x_1 y \dot{x}_1 , que corresponden al desplazamiento y velocidad del primer piso.

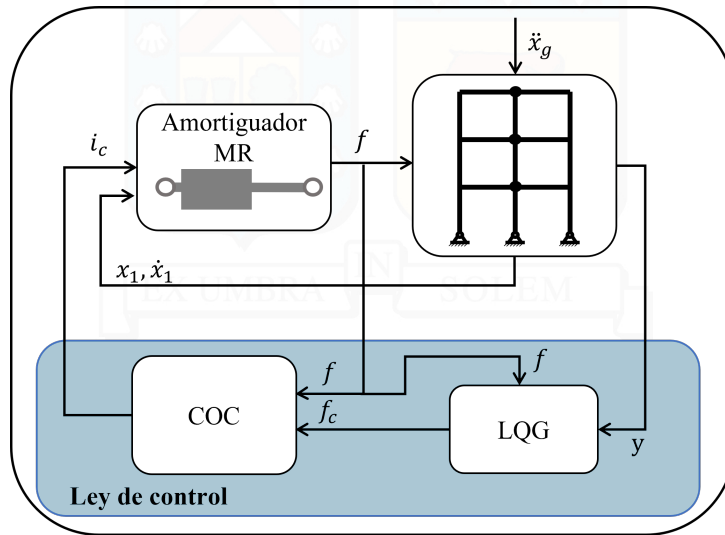


Figura 4.7: Metodología de control semi-activo con LQG+COC.

4.3. Comentarios

El principal desafío en RTHS es lograr una buena coordinación entre los componentes involucrados para evitar problemas de inestabilidad. Por este motivo, se debe emplear un método de compensación que sea robusto. Si bien el método AMBC ha sido estudiado anteriormente con especímenes no lineales, en este trabajo se incorpora el factor de la utilización de un control semi-activo, el cual cambia rápidamente las propiedades del espécimen de ensayo, lo que impone un desafío extra a la hora de lograr una buena compensación en este tipo de ensayos.

Para poder llevar a cabo ensayos de RTHS es necesario realizar, de forma previa, identificación de sistemas tanto del amortiguador MR como del actuador. Esto se debe a dos razones: (i) el algoritmo de control semi-activo requiere de un modelo analítico del amortiguador, (ii) el algoritmo de compensación requiere de un modelo del actuador para obtener los valores iniciales de los parámetros adaptivos.

5 | Configuración experimental para identificación de sistemas

En este capítulo se describen la arquitectura y los componentes de los ensayos llevados a cabo para caracterizar el comportamiento tanto del actuador como del amortiguador MR.

5.1. Arquitectura del ensayo

Se utiliza el controlador digital que recibe las señales comandadas desde el generador de señales. Este, a su vez, comanda el voltaje hacia el actuador para generar el desplazamiento deseado, el cual es impuesto sobre el espécimen de ensayo (amortiguador MR). Los desplazamientos y fuerzas medidos son recolectados con un dispositivo de adquisición de datos y son graficados en un computador. Las conexiones del laboratorio están esquematizadas en la Figura 5.1.

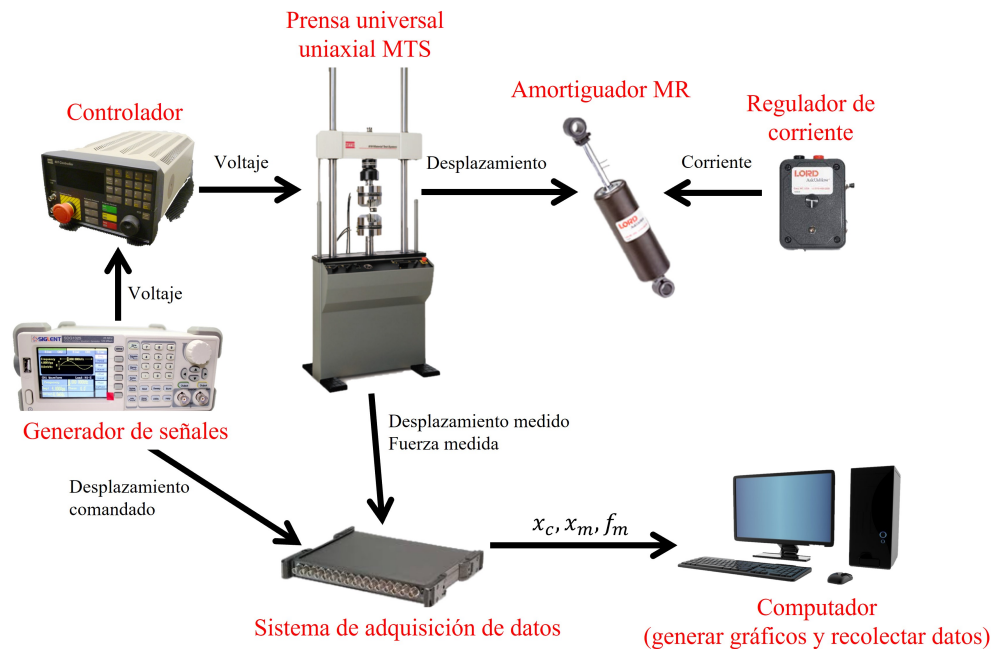


Figura 5.1: Esquema de las conexiones.

5.2. Componentes del ensayo

La Figura 5.2 muestra el sistema de carga utilizado. El equipo experimental se encuentra en el Laboratorio de Ensaye de Materiales y Control de Obras (LEMCO) de la Universidad Técnica Federico Santa María (<http://www.obrasciviles.usm.cl/extension/lemco/nosotros/>).

Todos los ensayos son realizados en un ambiente con un rango de temperatura entre 10°C a 20°C, que está muy por debajo de la temperatura máxima de operación del amortiguador MR de 71°C. Las siguientes señales son recolectadas: desplazamiento comandado por el generador de señales, el desplazamiento medido del actuador y la fuerza generada por el amortiguador. Las señales son medidas a una frecuencia de muestreo de 1 KHz.



Figura 5.2: Sistema de carga.

5.2.1. Espécimen de ensayo

El espécimen de ensayo utilizado corresponde a un amortiguador MR de pequeña escala de la compañía Lord (<http://www.lord.com/>), modelo número RD-8041-1 (LORD, 2009) (ver Figura 5.3).

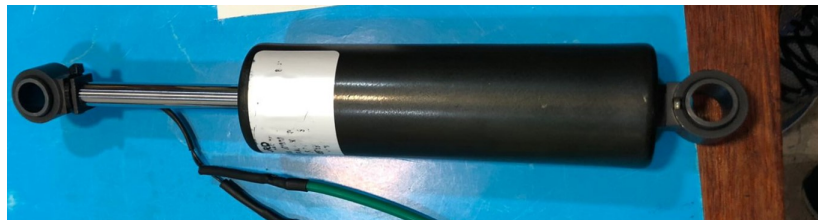


Figura 5.3: Amortiguador MR de pequeña escala.

El largo del amortiguador en posición extendida es de 248 mm, y el cilindro principal tiene un diámetro de 42.1 mm. El largo total de compresión es de 74 mm, y puede generar fuerzas hasta 2447 N. El cilindro principal contiene el pistón, el circuito magnético, un acumulador de presión, y fluido MR.

El campo magnético es producido por un pequeño imán eléctrico ubicado en la cabeza del pistón (Spencer et al., 1997b). La corriente de entrada es suministrada al amortiguador utilizando un controlador de corriente de la misma compañía, modelo Wonder Box UI7000. En este caso y por simplicidad, se ha utilizado el control manual ya que solo se han efectuado ensayos que no tienen requerimientos temporales ni sincronización.

La respuesta del amortiguador MR a un desplazamiento sinusoidal de entrada de frecuencia 0.5 Hz y amplitud 25 mm se muestra en la Figura 5.4. Se presentan dos casos: sin aplicación de corriente y con corriente máxima (1 A). Como se puede observar, la respuesta del amortiguador depende de la velocidad, es no lineal y la magnitud de la fuerza generada incrementa significativamente con la corriente suministrada.

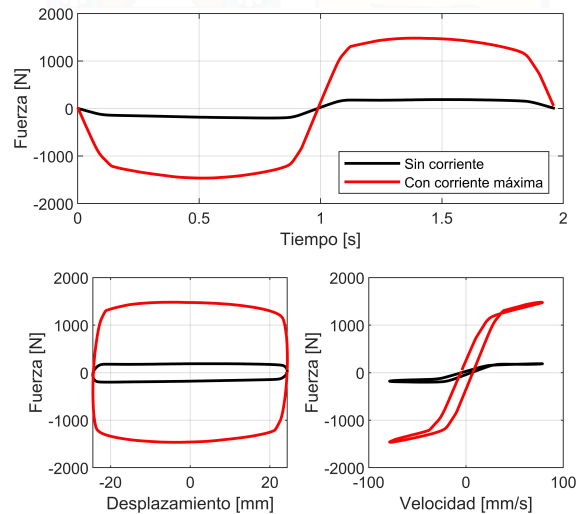


Figura 5.4: Respuesta del amortiguador MR a una señal de desplazamiento sinusoidal de frecuencia 0.5 Hz.

5.2.2. Actuador servo-hidráulico y sensores

Se utiliza una prensa universal uniaxial MTS, modelo 810 de la serie 318.10. El actuador de la serie 244 posee una capacidad máxima de fuerza de 100 kN, y un espacio para el espécimen máximo de 789 mm. El equipo está conectado a una fuente principal de poder hidráulico de la línea SilentFlo 505.30 operando a 1500 psi de presión. Esta máquina se encuentra equipada con un transductor de fuerza que mide la cantidad total de tensión o compresión y torque rotacional aplicado sobre éste, y un LVDT para medir el desplazamiento lineal del actuador.

5.2.3. Controlador, generador de señales y sistema de adquisición de datos

Las señales de voltaje que recibe la prensa son comandadas desde un controlador digital MTS 407. Al mismo tiempo, se utiliza un generador de señales externo marca SIGLENT, modelo SGD1025 para las señales de entrada que no existen de forma predeterminada en el controlador. Los desplazamientos y fuerzas medidos son recolectados con un dispositivo de adquisición de datos, marca Iotech, modelo DBK1, de 16 canales y 16 bits de resolución. Finalmente, los datos son graficados en un computador.

6 | Identificación del actuador

En este estudio se va a realizar una identificación del sistema en el dominio de la frecuencia para representar las dinámicas del actuador para diferentes condiciones del espécimen de ensayo.

6.1. Identificación en el dominio de la frecuencia

Se asume un comportamiento lineal de las dinámicas del actuador y el sistema de ensayo, donde la función de transferencia G_{xu} está dada por la señal de entrada (desplazamiento comandado) y la señal de salida (desplazamiento medido). El enfoque utilizado en esta sección para determinar la función de transferencia del sistema está dado de la siguiente manera: Primero, las características de la función de transferencia (i.e. el número de polos y ceros) son determinados a partir de modelos teóricos generalizados desarrollados por Carrion y Spencer (2007) para un actuador servo-hidráulico. Segundo, usando datos recolectados experimentalmente, se identifican los coeficientes de la función de transferencia. Para dicha estimación, se utiliza el software MFDID (Multiple-Input-Multiple-Output Structural System Frequency Domain Identification) (Kim et al., 2005).

6.1.1. Campaña experimental

Para identificar las dinámicas del actuador conectado al amortiguador MR, se comanda una señal de tipo barrido sinusoidal con una amplitud de 2 mm, y de 0 hasta 20 Hz de frecuencia, con diferentes casos de corriente comandada al amortiguador: 0 y 1 A. Las FRFs son calculadas relacionando los desplazamientos medidos y comandados a través del indicador H_1 , dado por la Ecuación 3.12.

Los datos son muestreados a una tasa de 100 Hz. Las FRFs son calculadas con 1024 puntos FFT, resultando en una resolución en frecuencia de 0.098 Hz, una ventana de Hamming con 50 % de superposición, y 11 promedios. La Figura 6.1 muestra las funciones de respuesta en frecuencia de los distintos casos analizados.

Se puede apreciar que en este caso, la interacción actuador-espécimen no produce efectos visibles en las dinámicas del sistema, y que la corriente aplicada en el amortiguador MR no tiene efecto sobre la función de transferencia del sistema. Esto se debe a que la capacidad nominal de la prensa es de 100 kN, la cual es muy superior a la fuerza máxima que puede llegar a ejercer el amortiguador en este caso, que es de 2447 N nominal, es decir, un 2.4 % de la capacidad del actuador.

El retraso en este caso depende de la frecuencia, variando en un rango entre 14 a 26 ms, aproximadamente. En la Figura 6.2 se muestra un extracto del ensayo del actuador solo en tiempo-historia, entre frecuencias de 1.5 a 2.5 Hz, donde se evidencia este retraso temporal entre las señales de desplazamiento comandado (x_c) y medido (x_m).

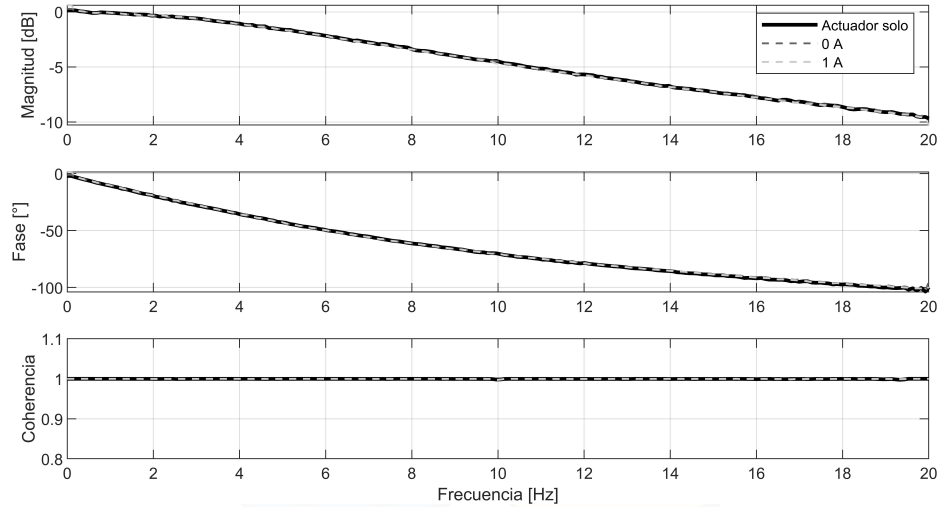


Figura 6.1: Función de transferencia del actuador en conjunto con el espécimen experimental tipo amortiguador MR.

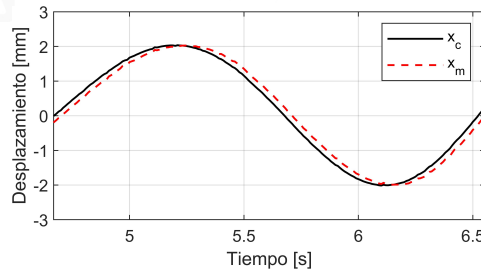


Figura 6.2: Retraso temporal en el ensayo con el actuador solo en tiempo-historia.

6.1.2. Orden del modelo

La selección del orden del modelo se hace en base a los modelos paramétricos desarrollados por Carrion y Spencer (2007), donde la función de transferencia G_{xu} desde el desplazamiento comandado (entrada) al desplazamiento medido (salida). En dicho estudio, se combinan modelos para los diferentes componentes del sistema de ensayo. Utilizando diferentes órdenes de modelos para las dinámicas de la servo-válvula del sistema de ensayo, se obtienen expresiones de la función de transferencia de tercer y cuarto orden como se muestra a continuación:

$$G_{xu}(s) = \frac{K_{prop} \frac{K_q A}{K_c}}{\left(\frac{V_t}{4\beta_e K_c} m_t\right) s^3 + \left(m_t + \frac{V_t}{4\beta_e K_c} c_t\right) s^2 + \left(c_t + \frac{V_t}{4\beta_e K_c} k + \frac{A^2}{K_c}\right) s + \left(k + K_{prop} \frac{K_q A}{K_c}\right)} \quad (6.1)$$

$$G_{xu}(s) = \frac{K_{prop} \frac{K_q A}{K_c}}{\left(\frac{V_t}{4\beta_e K_c} m_t \tau_v\right) s^4 + \left(\frac{V_t}{4\beta_e K_c} m_t + m_t \tau_v + \frac{V_t}{4\beta_e K_c} c_t \tau_v\right) s^3 + \left(m_t + \frac{V_t}{4\beta_e K_c} c_t + \frac{A^2}{K_c} \tau_v + c_t \tau_v + \frac{V_t}{4\beta_e K_c} k \tau_v\right) s^2 + \left(c_t + \frac{V_t}{4\beta_e K_c} k + \frac{A^2}{K_c} + k \tau_v\right) s + \left(k + K_{prop} \frac{K_q A}{K_c}\right)} \quad (6.2)$$

Donde K_{prop} es la ganancia del controlador, k_v , τ_v , K_q y K_c son parámetros de la servo-válvula, A , C_l , V_t y β_e son parámetros del actuador y m_t , c_t y k son los parámetros de masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente, del espécimen en conjunto con el pistón.

6.1.3. Ajuste del modelo

Con la información de la FRF obtenida en las secciones anteriores para el caso del actuador sin espécimen, se utiliza el software MFDID para estimar los polos de los modelos de tercer y cuarto orden. Los modelos resultantes están dados por las siguientes funciones de transferencia, respectivamente:

$$G_{xu}(s) = \frac{4.977 \cdot 10^6}{s^3 + 527.2s^2 + 1.309 \cdot 10^5 s + 4.909 \cdot 10^6} \quad (6.3)$$

$$G_{xu}(s) = \frac{1.548 \cdot 10^9}{s^4 + 311.1s^3 + 1.756 \cdot 10^5 s^2 + 4.071 \cdot 10^7 s + 1.538 \cdot 10^9} \quad (6.4)$$

En la Figura 6.3 se muestra la ubicación de los polos de los modelos en el plano complejo. Las líneas de razón de amortiguamiento y frecuencia natural constante (i.e. la grilla) también se muestran en el gráfico. Como se puede observar, todos los polos se encuentran en el lado izquierdo del plano complejo (por lo que el sistema es estable) y la ubicación de uno de los polos de los sistemas coincide.

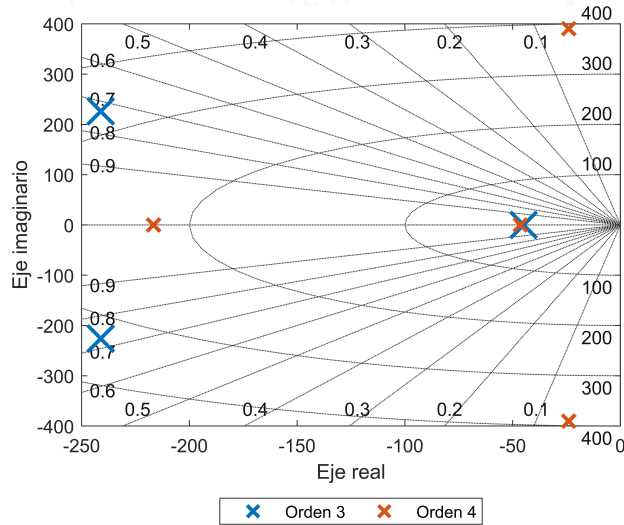


Figura 6.3: Polos del modelo ajustado.

Las Figuras 6.4 y 6.5 compara las FRFs de los modelos los datos experimentales, donde se puede apreciar un buen ajuste en todo el dominio de la frecuencia analizado (0-20 Hz). Además, se presenta el retraso en función de la frecuencia. Cabe destacar que, por razones numéricas, el retraso tiende a mostrar valores muy altos en magnitud en las frecuencias bajas.

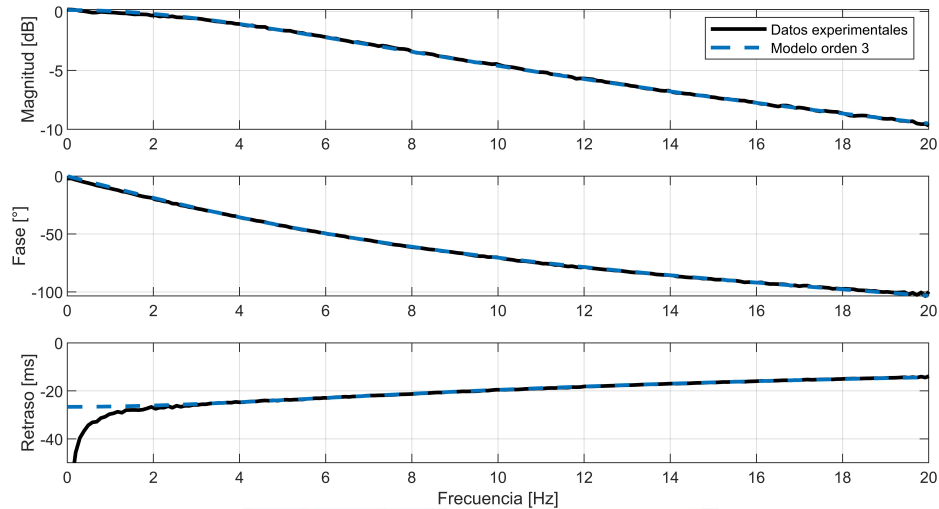


Figura 6.4: Modelo de orden 3 ajustado de la función de transferencia del actuador.

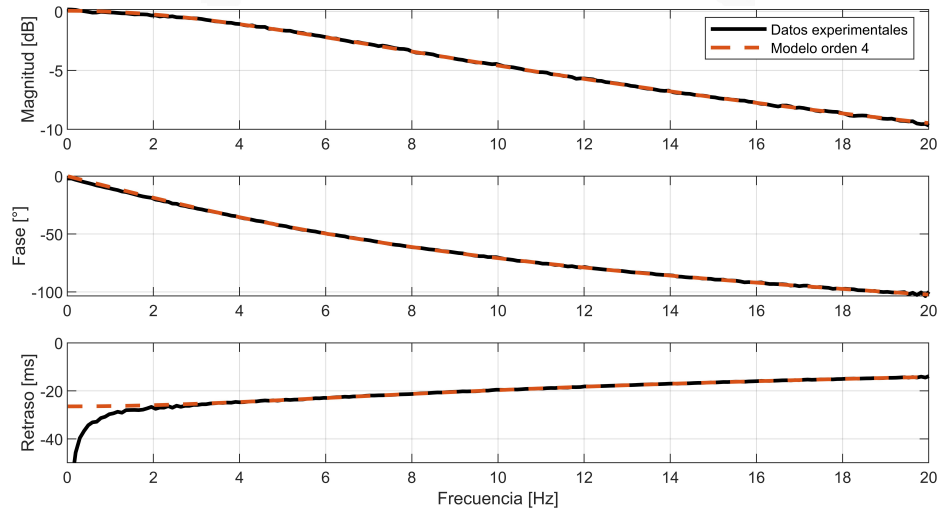


Figura 6.5: Modelo de orden 4 ajustado de la función de transferencia del actuador.

Finalmente, el modelo con el cual se va a trabajar corresponde al modelo de tercer orden, debido a que se considera suficiente para representar las dinámicas del actuador y permitirá un análisis más sencillo de la calibración del compensador dinámico para los ensayos de RTHS.

6.2. Análisis en el dominio del tiempo

Es posible comparar los resultados obtenidos con el modelo de función de transferencia con los resultados obtenidos experimentalmente, en el dominio del tiempo. Esto, en MATLAB, se puede aplicar fácilmente con el comando `compare`, el cual entrega un gráfico comparativo de la respuesta obtenida en laboratorio junto con la respuesta del modelo identificado. Además, indica el valor porcentual de qué tan bueno es el ajuste, utilizando el error RMS normalizado por el desplazamiento medido máximo, según la siguiente fórmula:

$$\text{Error} = \frac{\text{RMS}(x_m - x_c)}{\text{máx}(|x_c|)} \cdot 100[\%] \quad (6.5)$$

donde x_c es el desplazamiento comandado y x_m es el desplazamiento medido.

En la Figura 6.6 se muestra el ajuste del modelo de la Ecuación 6.4 en el dominio del tiempo para la entrada tipo barrido sinusoidal junto con el gráfico del error porcentual entre los desplazamientos. Se agrega, además, la escala de frecuencias a las que está sometida el ensayo. El error RMS normalizado obtenido es de un 2.3 %. Como se puede apreciar, el error aumenta a medida que aumenta el tiempo (y a su vez, la frecuencia del ensayo).

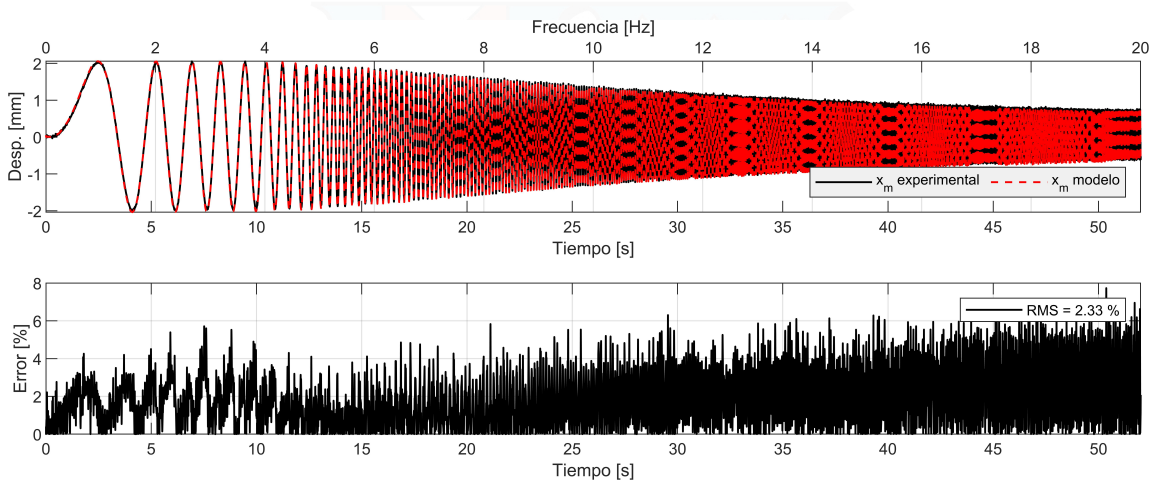


Figura 6.6: Comparación en tiempo historia de los resultados de x_m con el modelo identificado.

6.2.1. Validación

Con el fin de validar en modelo de función de transferencia obtenido, se comanda un desplazamiento de tipo sísmico, en este caso, el registro del terremoto de Algarrobo de 1985, con estación en Valparaíso.

En la Figura 6.7 se muestra la comparación entre el desplazamiento objetivo (x_t) y el desplazamiento medido (x_m). Además, se indica que el valor del error RMS normalizado es de un 3.26 % entre las señales.

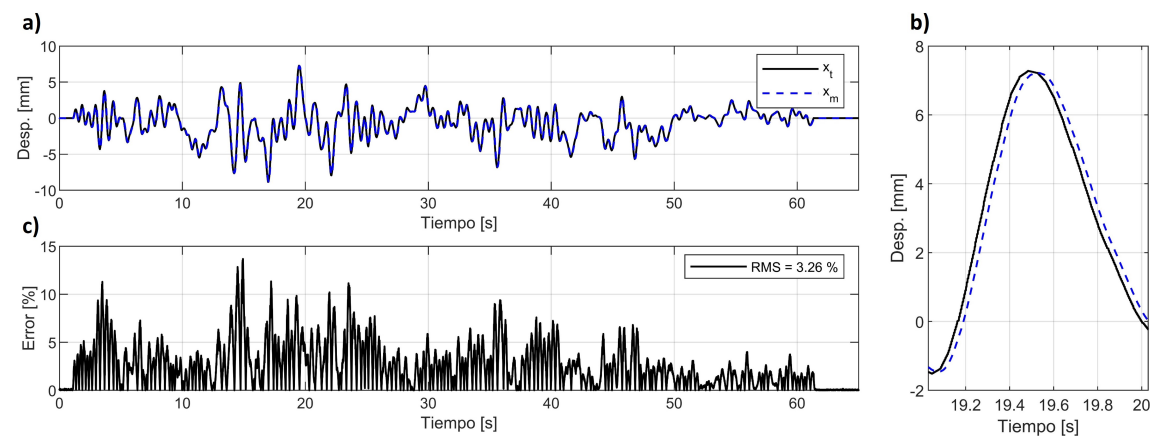


Figura 6.7: Comparación entre el desplazamiento objetivo (x_t) y el desplazamiento medido (x_m) de validación. (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales.

Por otro lado, en la Figura 6.8 se muestra la comparación entre el desplazamiento medido y el desplazamiento obtenido con el modelo de la Ecuación 6.4. Además, se obtiene que el valor del error RMS

normalizado es de un 0.39 % entre las señales, el cual es incluso menor que el error obtenido para la señal de tipo barrido sinusoidal de la Figura 6.6.

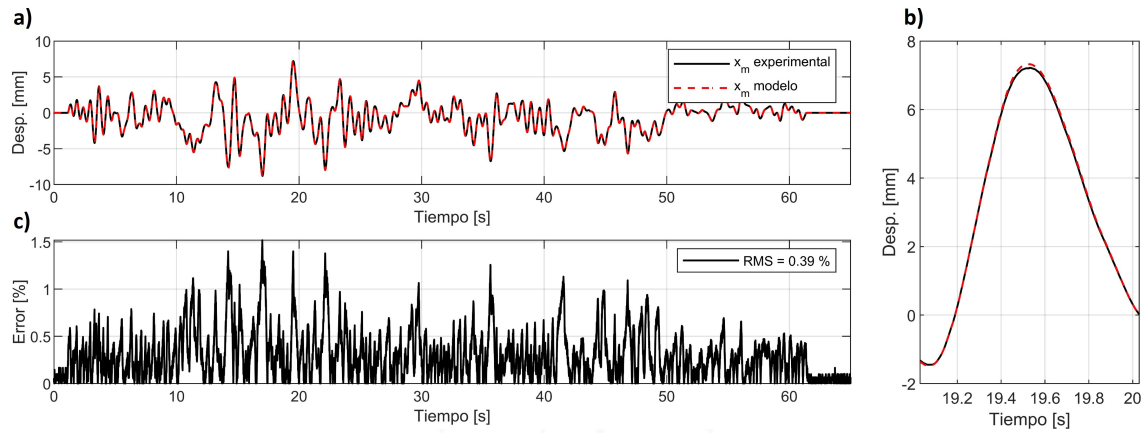


Figura 6.8: Comparación entre el desplazamiento medido y el desplazamiento obtenido con el modelo de la Ecuación 6.4. (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales.

6.3. Comentarios

En esta sección se ha obtenido un modelo simplificado de carácter lineal para el actuador servo-hidráulico a través de una identificación en el dominio de la frecuencia, con el uso del software MFDID, el cual es, a su vez, verificado analizando los resultados en el dominio del tiempo. Este modelo demuestra ser preciso para representar las dinámicas del actuador y se puede utilizar para el diseño de controladores para ensayos de RTHS.

7 | Identificación del amortiguador MR

En este capítulo se ajusta un modelo fenomenológico de Bouc-Wen modificado a un amortiguador MR de pequeña escala con datos obtenidos de forma experimental.

7.1. Protocolo de carga y campaña experimental

Para la identificación del modelo, una serie de ensayos con desplazamiento de tipo sinusoidal son llevados a cabo con diferentes amplitudes, frecuencias, y niveles de corriente. Las combinaciones de amplitudes y frecuencias se encuentran en la Tabla 7.1. Cada una de las combinaciones es llevada a cabo utilizando 0, 0.25, 0.5, 0.75 y 1 A de corriente. En total, se obtienen 30 ensayos.

Las fuerzas medidas son filtradas para remover ruido de alta frecuencia introducido por factores externos como el roce, la fuente de alimentación, etc. Para ello, se utiliza un filtro digital 1-D, con un ancho de ventana que depende de la frecuencia de la sinusoidal = $100/\text{frec}$. Esto se lleva a cabo con el comando `filter()` de MATLAB. Las señales son muestreadas a una frecuencia de 1 kHz.

Tabla 7.1: Características de las sinusoidales del protocolo de carga.

Amplitud [mm]	25	25	25	10	5	2
Frecuencia [Hz]	0.1	0.25	0.5	1	3	5
Velocidad máxima [mm/s]	15.7	39.3	78.5	62.8	94.2	62.8

En las Figuras 7.1-7.6 se muestra un ciclo representativo de las curvas de fuerza-desplazamiento y fuerza-velocidad para cada uno de los ensayos.

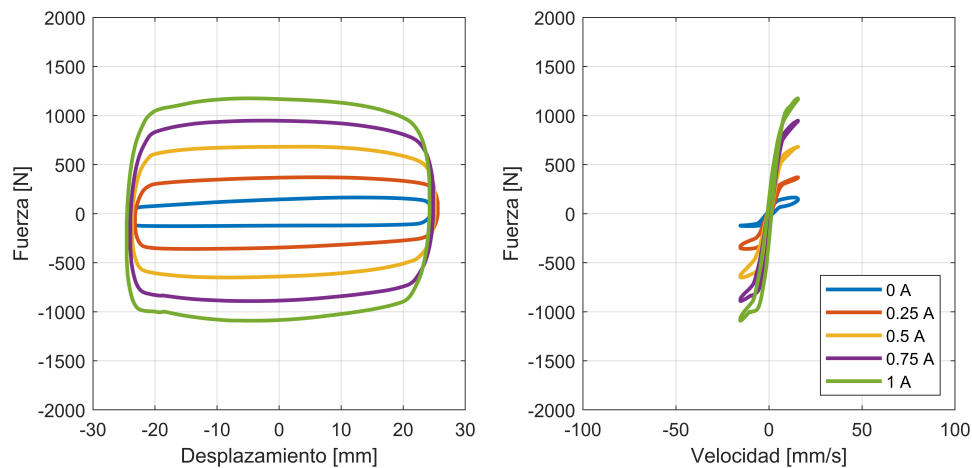


Figura 7.1: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.1 Hz.

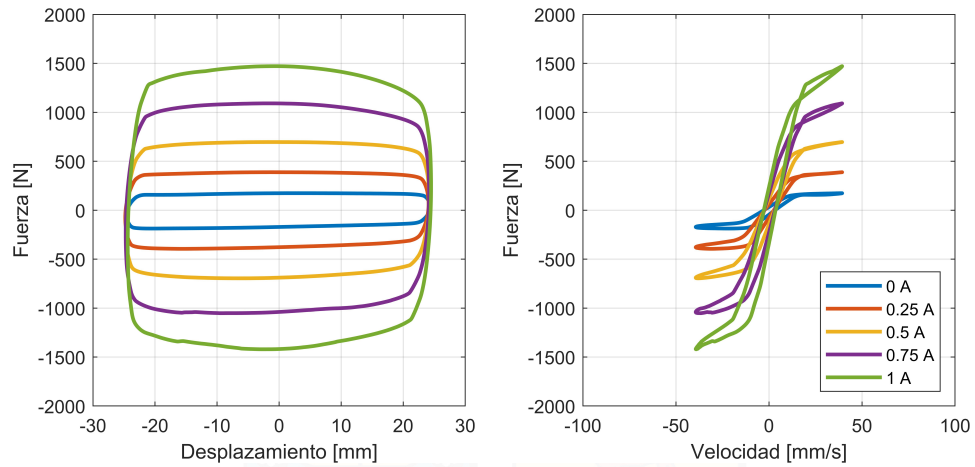


Figura 7.2: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.25 Hz.

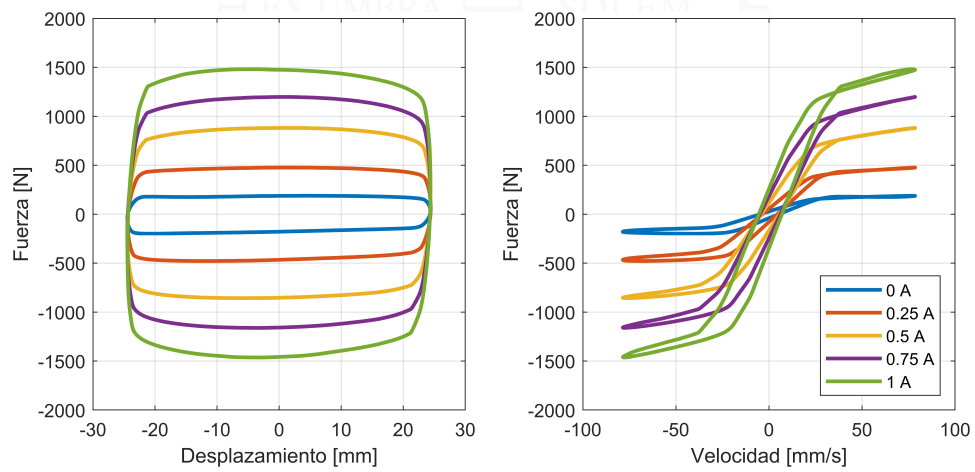


Figura 7.3: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.5 Hz.

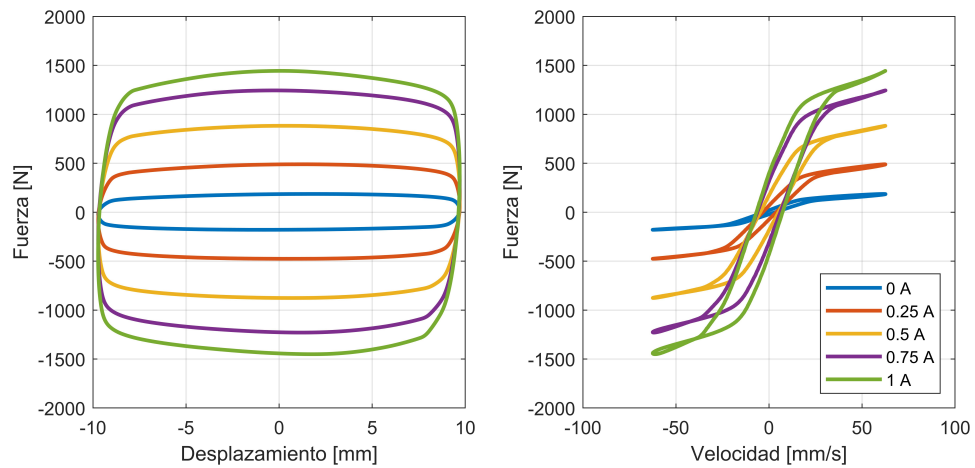


Figura 7.4: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 10 mm de amplitud a 1 Hz.

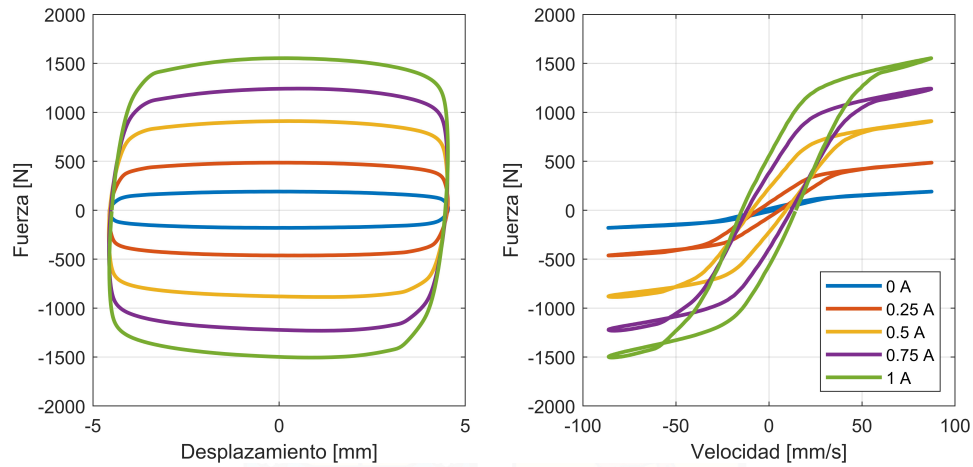


Figura 7.5: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 5 mm de amplitud a 3 Hz.

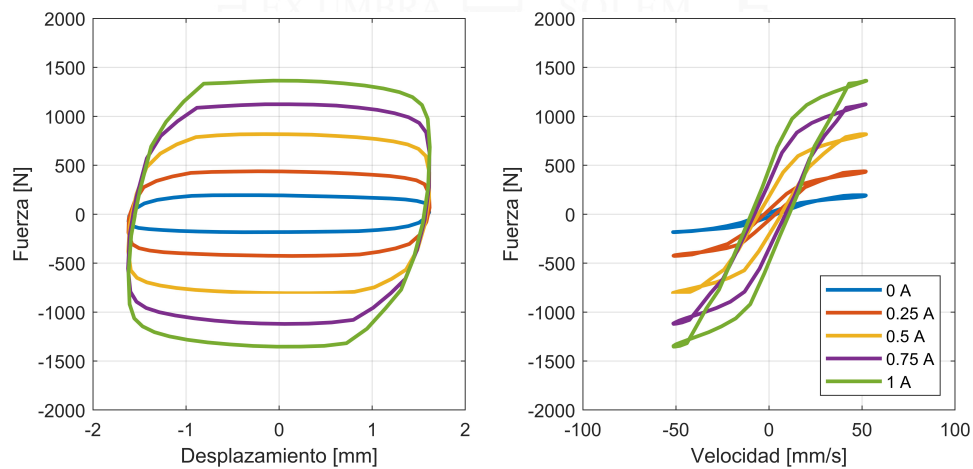


Figura 7.6: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 2 mm de amplitud a 5 Hz.

La relación entre la corriente aplicada y la fuerza generada por el amortiguador se muestran en la Figura 7.7. Esta relación es relativamente lineal entre 0-1 A. Mayores fuerzas se podrían obtener con mayores corrientes, pero operar a mayores rangos de corriente podría dañar el amortiguador.

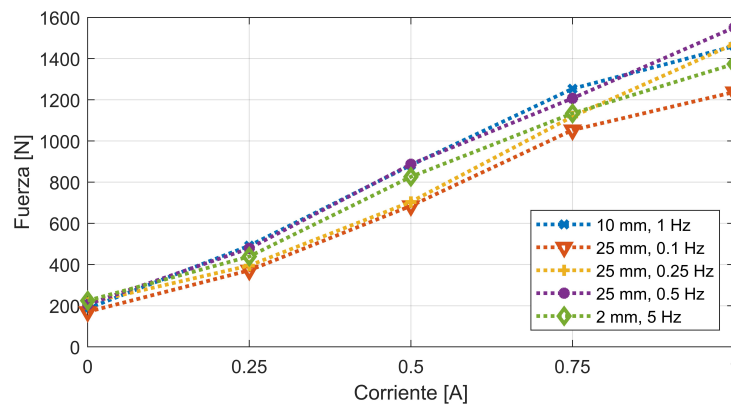


Figura 7.7: Fuerza versus corriente aplicada.

7.2. Modelo del amortiguador MR

Se utiliza el modelo modificado de Bouc-Wen propuesto por [Spencer et al. \(1997b\)](#). Consiste en un amortiguador viscoso unido al modelo original de Bouc-Wen en serie con un resorte que trabaja en paralelo con el sistema completo, como se muestra en la Figura 7.8.

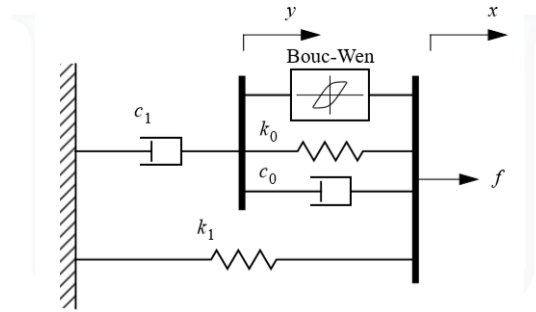


Figura 7.8: Modelo mecánico propuesto por [Spencer et al. \(1997b\)](#) para los amortiguadores MR.

En el modelo propuesto, x corresponde al desplazamiento del pistón del disipador. La fuerza no lineal f del amortiguador se define según la Ecuación (7.1).

$$f(t) = c_1 \dot{y} + k_1(x - x_0) \quad (7.1)$$

donde las variables internas $y(t)$ y $z(t)$ son descritas por las Ecuaciones (7.2) y (7.3), respectivamente.

$$\dot{y} = \frac{1}{(c_0 + c_1)} [\alpha z + c_0 \dot{x} + k_0(x - y)] \quad (7.2)$$

$$\dot{z} = -\gamma |\dot{x} - \dot{y}| z |z|^{n-1} - \beta (\dot{x} - \dot{y}) |z|^n + A(\dot{x} - \dot{y}) \quad (7.3)$$

Donde $|\cdot|$ es la función valor absoluto, z es una variable que tiene en cuenta la dependencia histórica de la respuesta, k_1 corresponde a la rigidez del acumulador, c_0 = amortiguamiento viscoso a grandes velocidades, c_1 = amortiguamiento viscoso para bajas velocidades, k_0 =rigidez a grandes velocidades, x_0 =desplazamiento inicial de k_1 , y γ , β y A son parámetros del modelo.

Luego, el modelo depende de 10 parámetros (A , α , β , γ , c_0 , c_1 , k_1 , k_0 , n , x_0) los cuales deben ser calibrados experimentalmente.

Para este trabajo, se van a considerar que los parámetros α , β , γ , c_0 , c_1 son dependientes de la corriente aplicada (i_c) al sistema. En las siguientes secciones se detalla el proceso de calibración de cada uno de los parámetros.

7.3. Identificación de los parámetros y optimización

El modelo modificado de Bouc-Wen requiere de la identificación de 10 parámetros, de los cuales cinco son dependientes de la corriente aplicada al sistema (α , β , γ , c_0 , c_1) y cinco son independientes (A , n , k_0 , k_1 , x_0).

Las optimizaciones son llevadas a cabo con la función `fmincon()` de MATLAB, mientras que el error se define como el error RMS normalizado por la fuerza máxima entre las fuerzas medidas (f) y las fuerzas simuladas (\hat{f}), como se muestra en la siguiente ecuación:

$$\text{Error} = \frac{\text{RMS}(\hat{f} - f)}{\text{máx}(|f|)} \cdot 100[\%] \quad (7.4)$$

Todos los parámetros se restringen de manera de que sean positivos.

El proceso de identificación de los parámetros se llevó a cabo a través de dos series de optimizaciones. La primera, consiste en ajustar por cada uno de los experimentos un modelo diferente, asumiendo valores pre-establecidos para aquellos parámetros independientes de la corriente, con el fin de visualizar el comportamiento de aquellos parámetros que sí son dependientes de la corriente, obteniendo la forma de la relación de dichos parámetros con la corriente aplicada. En este proceso, la función objetivo de cada ensayo corresponde al error RMS normalizado.

La segunda serie consiste en una sola optimización, donde la función objetivo corresponde a la suma de los errores RMS normalizados de los 30 ensayos. Para ello, se asume que los parámetros dependientes de corriente siguen la relación encontrada en el análisis anterior, sin embargo, los coeficientes de cada función se consideran como incógnitas, de manera de reajustarse para lograr el menor valor posible para la función objetivo establecida.

7.3.1. Primera optimización: Pre-ajuste

Se asumen los valores de los parámetros independientes de corriente como se muestra en la Tabla 7.2, a partir de valores encontrados en la literatura.

Tabla 7.2: Parámetros independientes asumidos para ajustar los modelos.

Parámetro	Valor	Unidad	Parámetro	Valor	Unidad
A	300		n	2	
k_0	0	N/mm	x_0	0	mm
k_1	0	N/mm			

Se dejan los parámetros dependientes de corriente como incógnitas ($\alpha, \beta, \gamma, c_0, c_1$), donde se va a asumir que el comportamiento de los parámetros β y γ es el mismo.

Luego, se obtienen los errores RMS normalizados mostrados en la Figura 7.9, con errores máximos de un 10%. Las relaciones de los parámetros versus la corriente son mostradas en la Figura 7.10.

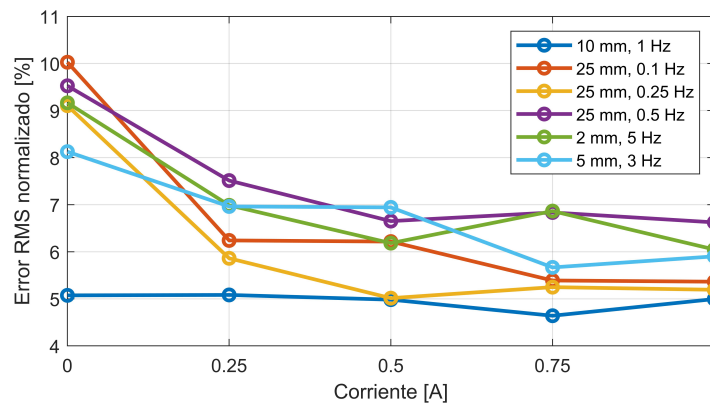


Figura 7.9: Error RMS normalizado versus corriente aplicada en los parámetros óptimos.

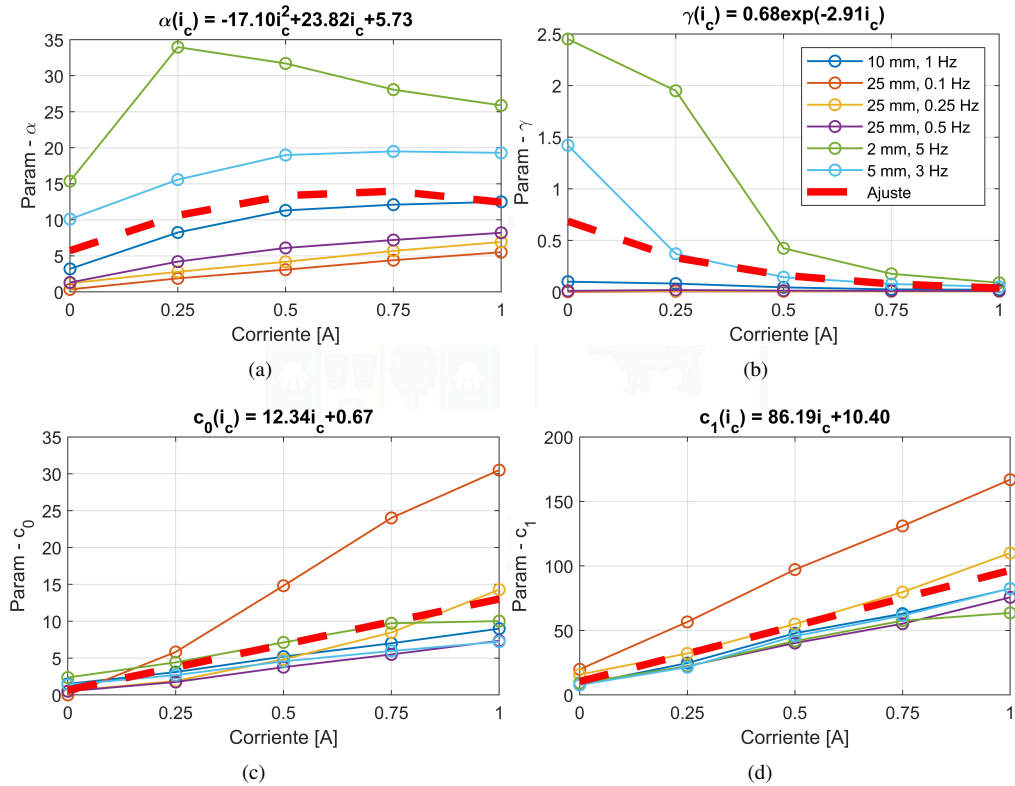


Figura 7.10: Relación de los parámetros optimizados versus la corriente aplicada (i_c).

7.3.2. Segunda optimización: Ajuste final de los parámetros

A partir de los resultados obtenidos de las optimizaciones anteriores, es posible conocer la forma que siguen los parámetros α , β , γ , c_0 , c_1 con la corriente aplicada al sistema. Luego, los valores de cada relación son utilizados como valor inicial en la segunda serie de optimizaciones que se implementa al sistema, donde los parámetros k_0 , k_1 , x_0 también se consideran como incógnitas. Por lo tanto, el problema de optimización queda con 12 incógnitas (k_0 , k_1 , x_0 , α_1 , α_2 , α_3 , γ_1 , γ_2 , c_{01} , c_{02} , c_{11} , c_{12}).

La ponderación de cada uno de los seis ensayos a diferentes frecuencias, con cinco niveles de corriente, se considera que es la misma. Si se quisiera ajustar el modelo generalizado para tener menores errores a ciertos rangos de corriente, habría que hacer utilización de alguna forma de ponderación de los ensayos a esos niveles de corriente.

Los valores finales del modelo ajustado de los parámetros independientes de corriente se muestran en la Tabla 7.3, y para los parámetros dependientes de corriente en la Tabla 7.4.

Tabla 7.3: Parámetros independientes de corriente para el modelo identificado.

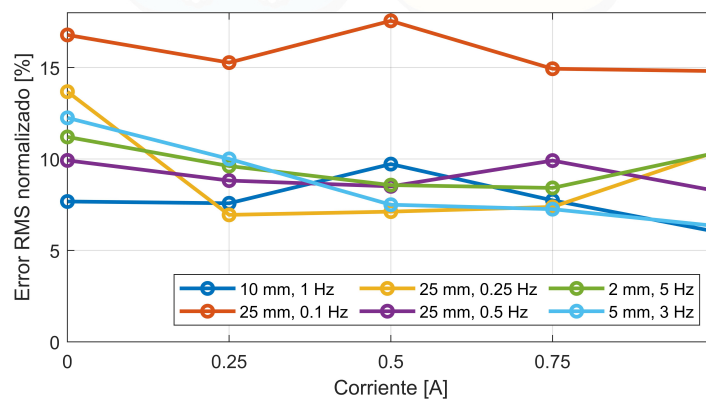
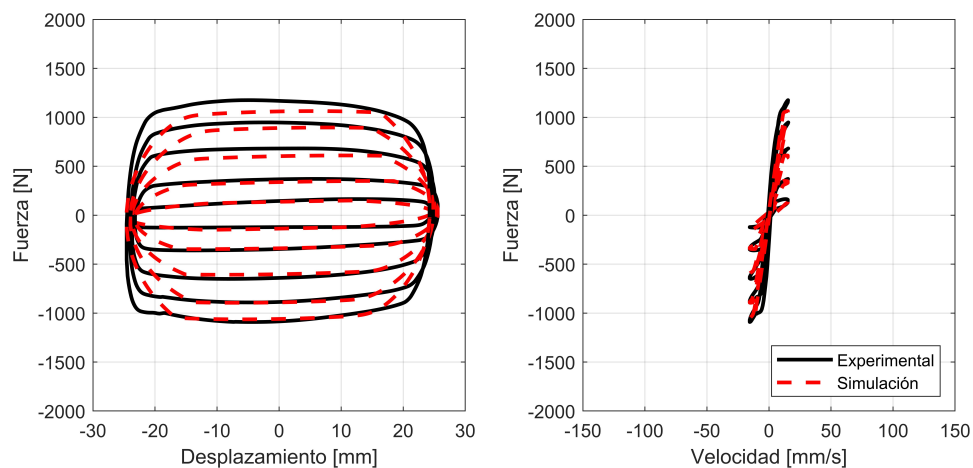
Parámetro	Valor	Unidad	Parámetro	Valor	Unidad
A	300		n	2	
k_0	0	N/mm	x_0	0.002	mm
k_1	1.2	N/mm			

Tabla 7.4: Parámetros dependientes de corriente para el modelo identificado.

Parámetro	Valor	Unidad
α	$\alpha(i_c) = -38i_c^2 + 41.5i_c + 15.2$	N/mm
β	$\beta(i_c) = 1.9e^{-3.7i_c}$	mm ⁻²
γ	$\gamma(i_c) = 1.9e^{-3.7i_c}$	mm ⁻²
c_0	$c_0(i_c) = 7.6i_c + 0.9$	Ns/mm
c_1	$c_1(i_c) = 78.3i_c + 9.9$	Ns/mm

Los errores RMS normalizados obtenidos para el modelo generalizado se presentan en la Figura 7.11, los cuales se mantienen bajo el 18 % para la totalidad de los ensayos, siendo el ensayo que mayor error posee el de menor frecuencia (0.1 Hz a 25 mm), para cualquier nivel de corriente.

El ajuste final del modelo a cada uno de los ensayos se muestran en las Figuras 7.13 a 7.17.

**Figura 7.11:** Error RMS normalizado versus corriente aplicada en los parámetros óptimos.**Figura 7.12:** Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.1 Hz.

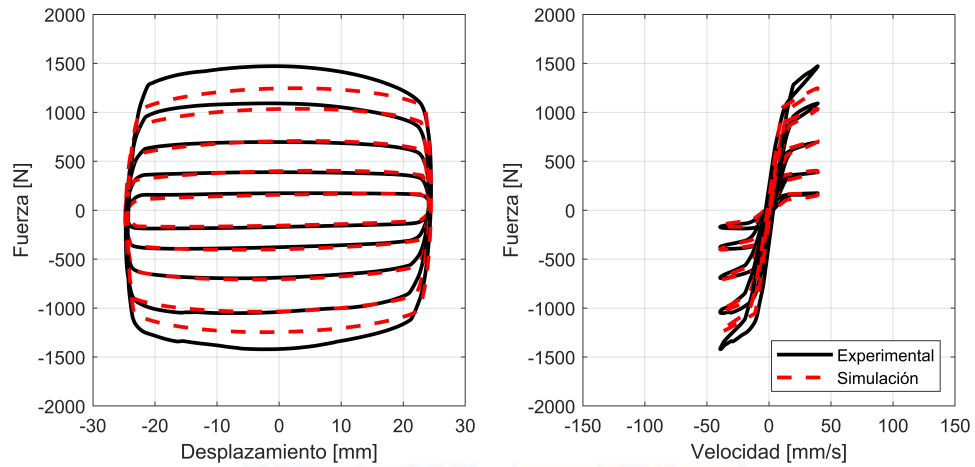


Figura 7.13: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.25 Hz.

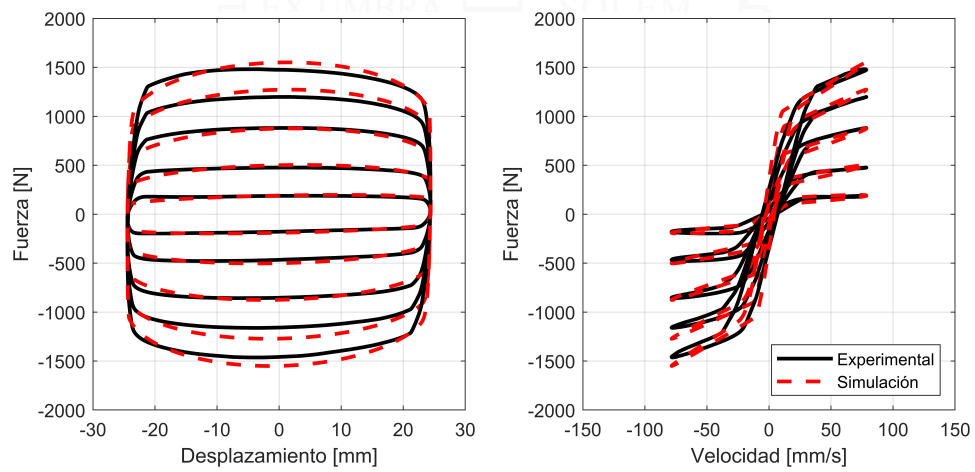


Figura 7.14: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 25 mm de amplitud a 0.5 Hz.

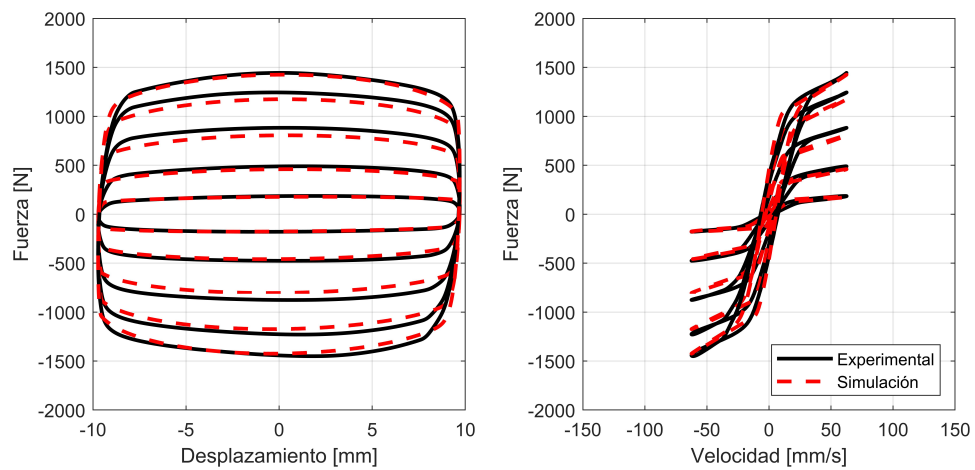


Figura 7.15: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 10 mm de amplitud a 1 Hz.

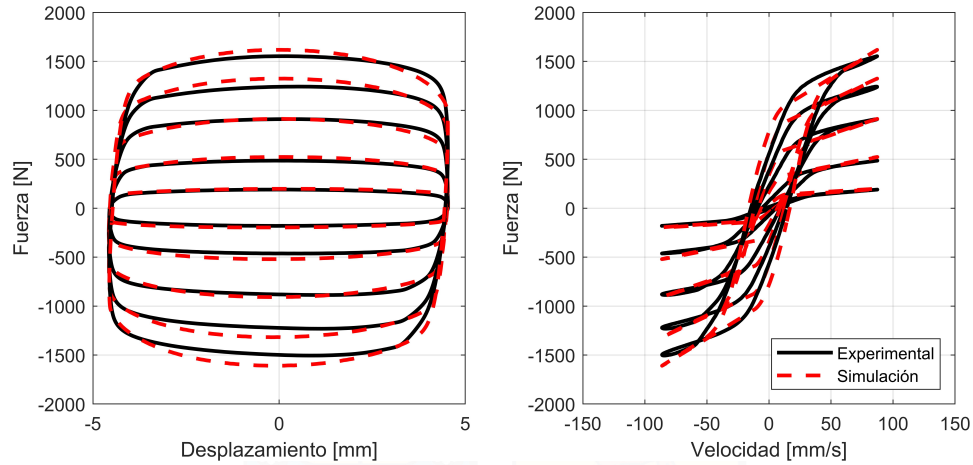


Figura 7.16: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 5 mm de amplitud a 3 Hz.

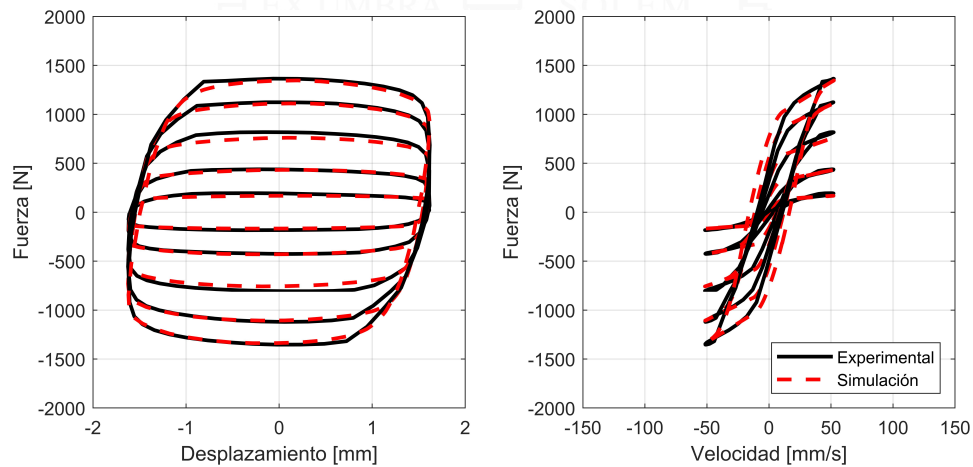


Figura 7.17: Fuerza versus desplazamiento y fuerza versus velocidad, 2 mm de amplitud a 5 Hz.

Para obtener un modelo generalizado se busca que los errores RMS normalizados finales de los ensayos sean similares, debido a que cada ensayo tiene igual ponderación. En este caso, esto se cumple en la mayoría de los casos analizados, como se puede apreciar en la Figura 7.9, donde los errores se mantienen dentro de un rango de 5 a 15 % en cinco de las series de ensayos. Además se prevee que algunos de los ensayos tendrán menos ajuste que el conjunto general, como se puede apreciar, en particular, en los ensayos de menor frecuencia (Figura 7.12) o en la amplitud del ensayo a 1 A de la Figura 7.13. Sin embargo, se considera que el resultado final corresponde a una buena aproximación del comportamiento dinámico del amortiguador MR en la gran mayoría de los casos analizados.

7.4. Validación del modelo

Para la validación del modelo, se utiliza un desplazamiento aleatorio comandado hacia el amortiguador MR, en este caso, basado en el registro del terremoto de Algarrobo de 1985, con estación en Valparaíso, como se muestra en la Figura 7.18.

Se realizan un total de cinco ensayos de validación, con corrientes de 0.2, 0.4, 0.6, 0.8 y 1 A. Las fuerzas en tiempo historia comparando las fuerzas experimentales y simuladas con el modelo ajustado se

muestran en las Figuras 7.19 a 7.23. Además, se incluye en dichas figuras los gráficos del error normalizado en el tiempo, medido en porcentaje.

El gráfico del error de cada ensayo se muestra en la Figura 7.24, el cual se mantiene por debajo del 15 % para cada ensayo de validación, y disminuye mientras aumenta el nivel de corriente aplicada al sistema hasta alcanzar un valor cercano al 10 %.

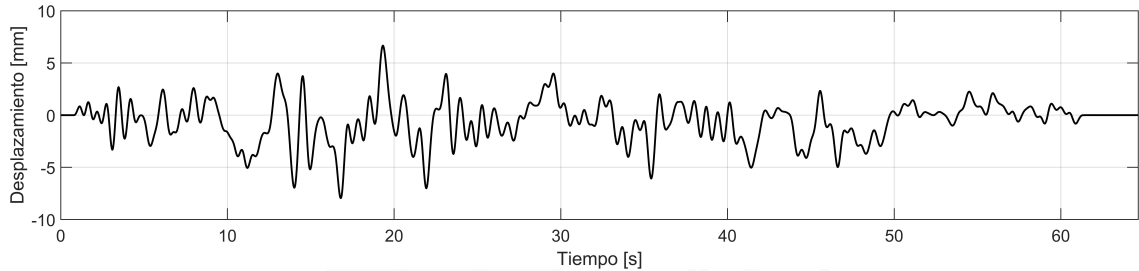


Figura 7.18: Desplazamiento utilizado para los ensayos de validación.

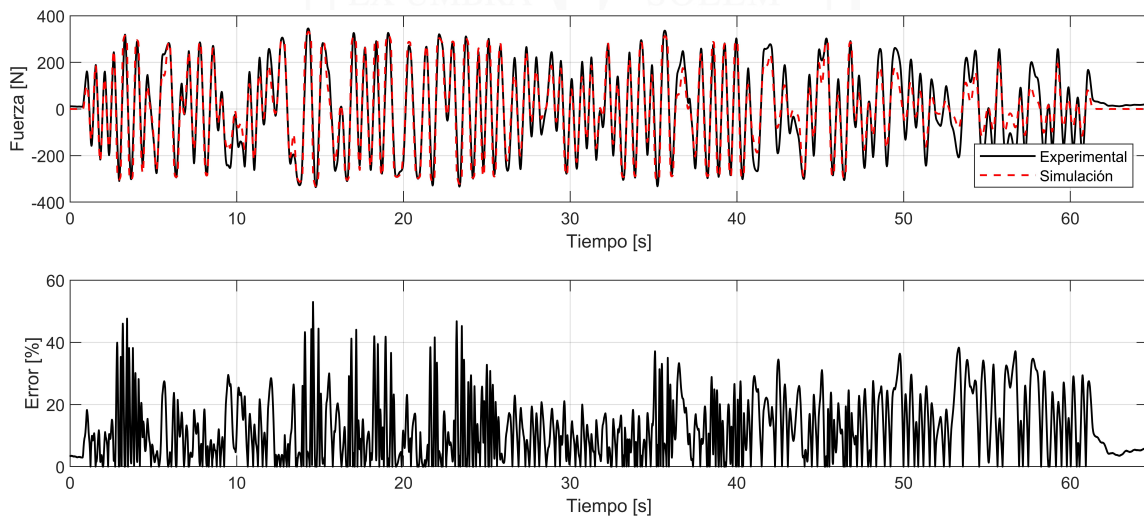


Figura 7.19: Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.2 A.

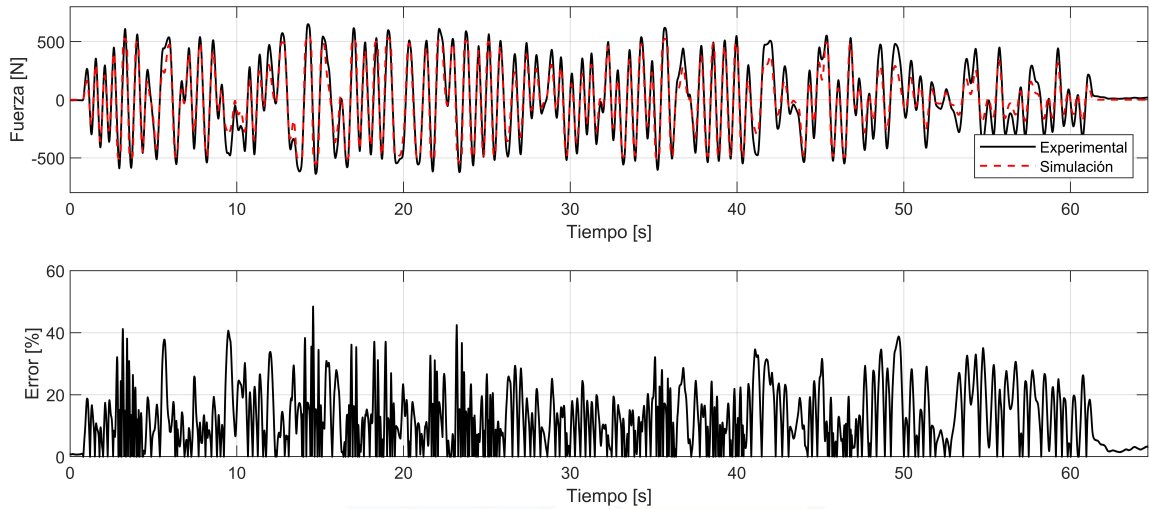


Figura 7.20: Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.4 A.

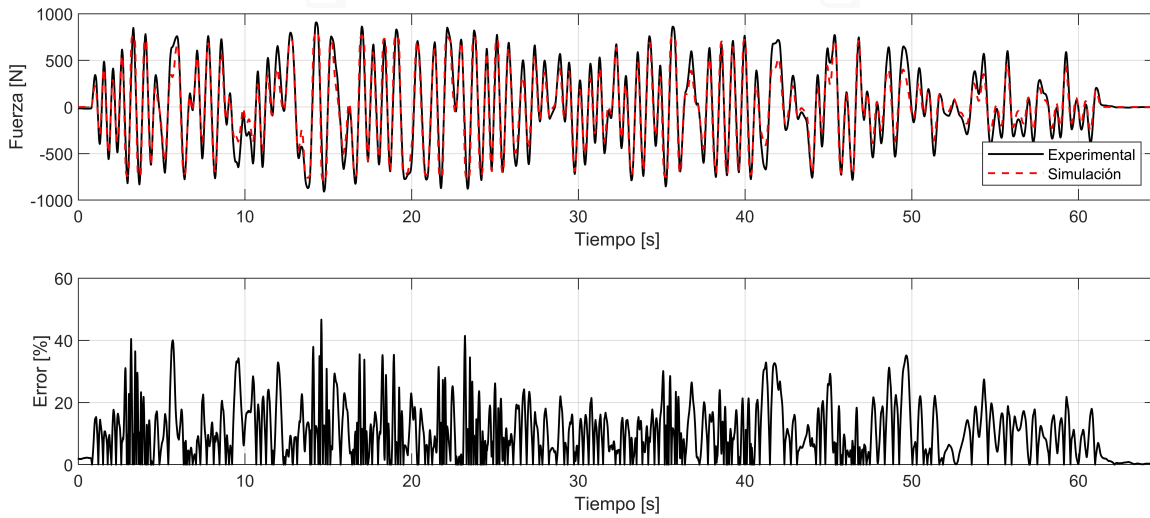


Figura 7.21: Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.6 A.

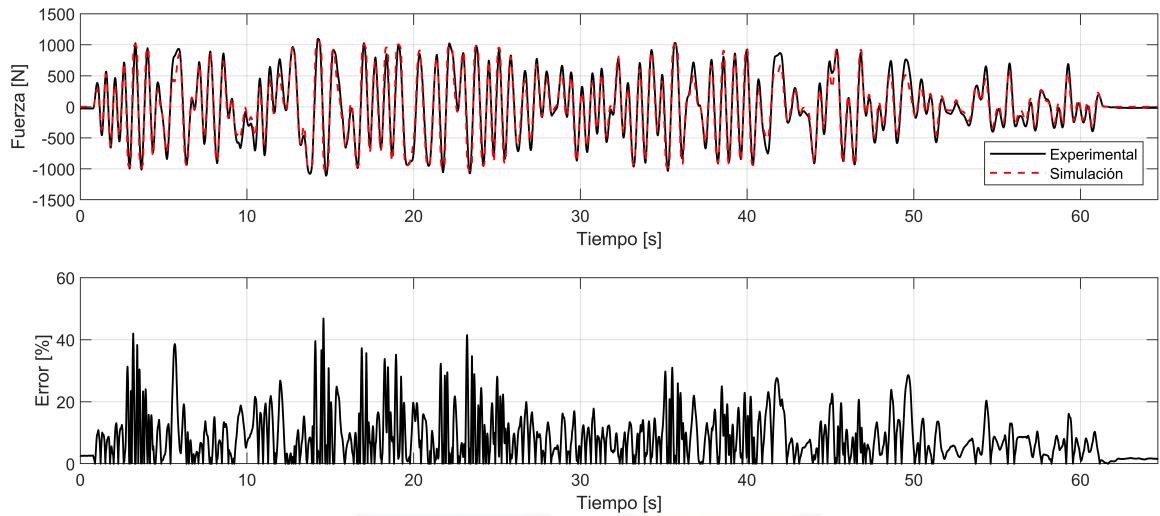


Figura 7.22: Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 0.8 A.

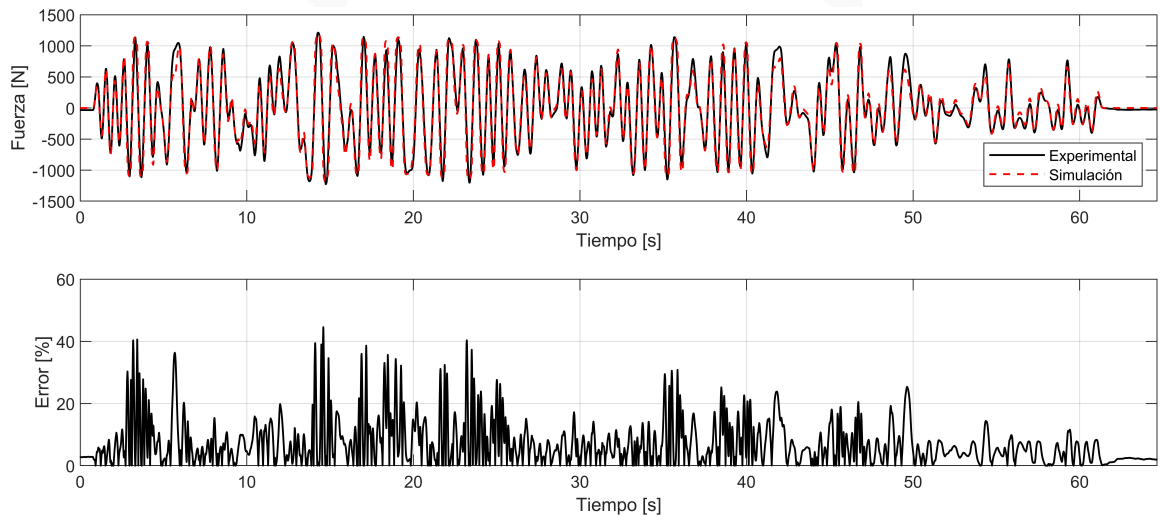


Figura 7.23: Fuerza en tiempo historia para el ensayo de validación con 1 A.

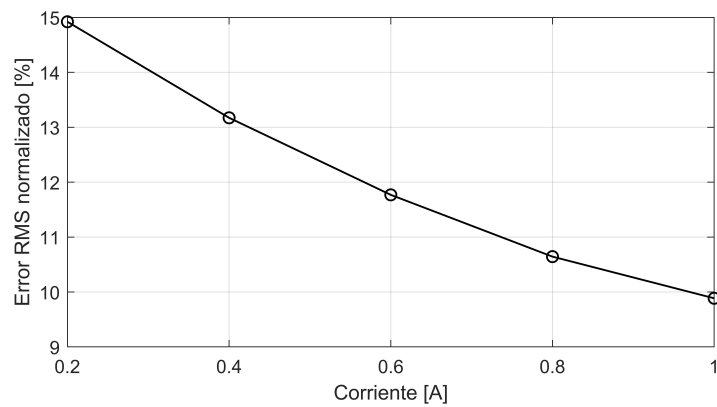


Figura 7.24: Error RMS normalizado versus la corriente del ensayo de validación.

7.5. Comentarios

En esta sección se ha ajustado el modelo modificado de Bouc-Wen desarrollado por [Spencer et al. \(1997b\)](#) para el amortiguador MR fabricado por la compañía LORD (modelo No. RD-8041-1). Este modelo es capaz de capturar el comportamiento no lineal del amortiguador en función de la corriente, velocidad y desplazamiento. La dependencia de los parámetros respecto a la corriente es obtenida mediante el uso de datos obtenidos a partir de desplazamientos sinusoidales a varias frecuencias y amplitudes. Finalmente, el modelo es validado usando una serie de ensayos con un desplazamiento fijo, utilizando diferentes niveles de corriente. El modelo demuestra un buen ajuste para todos los casos, con errores de RMS normalizado bajo el 15 %, valores similares a los errores obtenidos con el modelo calibrado en el estudio de [Ligeikis \(2019\)](#). Luego, se puede utilizar el modelo calibrado en este capítulo en simulaciones numéricas en estructuras que estén equipadas con amortiguadores MR.



8 | Diseño del control semi-activo

En el presente capítulo se diseña el algoritmo de control semi-activo y se analiza su desempeño en estructuras equipadas con amortiguadores MR. En particular, se desarrolla el bucle semi-activo del problema descrito en el Capítulo 4. Para el modelamiento del amortiguador MR se utiliza el modelo desarrollado en el Capítulo 7 de este trabajo.

8.1. Implementación computacional

El problema es analizado utilizando MATLAB/Simulink. Se analizan tres casos de estudio:

1. El primero consiste en la estructura de referencia sin la incorporación del amortiguador MR, el cual se denominará como caso “sin control”. El diagrama de bloques para su implementación en Simulink se presenta en la Figura 8.1.

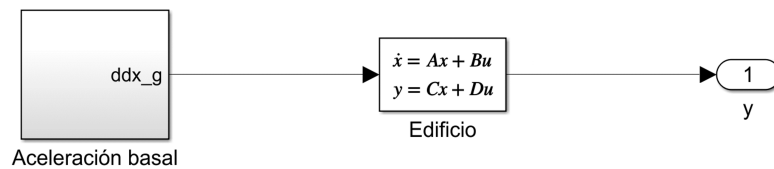


Figura 8.1: Diagrama de bloques en Simulink de la estructura sin control.

2. El segundo consiste en la estructura de referencia equipada con amortiguador MR, en tres modos de operación: (i) en *passive-off*, (ii) *passive-on* y (iii) con el algoritmo de control semi-activo (LQG-COC). El diagrama de bloques para su implementación en Simulink se presenta en la Figura 8.2.

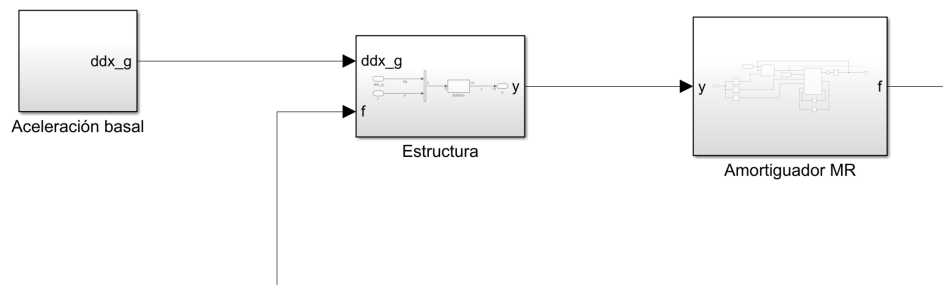


Figura 8.2: Diagrama de bloques en Simulink de la estructura de referencia.

3. Se estudia un tercer sistema con fines comparativos, el que consiste en aplicar un control activo ideal con un algoritmo de control H_2/LQG , limitando la fuerza máxima a aquella que se obtiene al utilizar el control semi-activo. En este caso, no se considera la dinámica del sistema de control. El diagrama de bloques para su implementación en Simulink se presenta en la Figura 8.3.

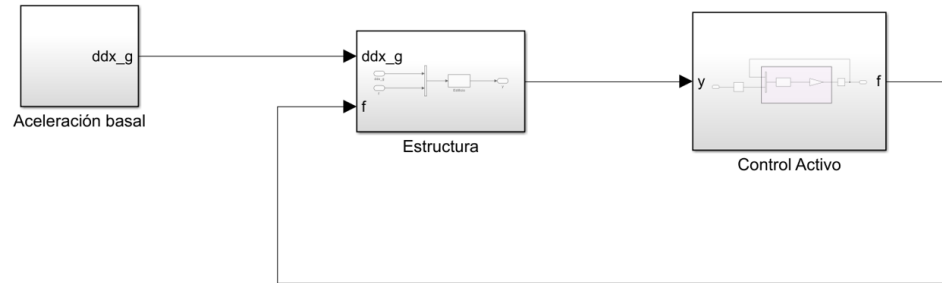


Figura 8.3: Diagrama de bloques en Simulink de la estructura con control activo.

El algoritmo de integración seleccionado corresponde al método incondicionalmente estable semi-implícito Runge-Kutta de cuarto orden (ode4) (Rosenbrock, 1963), apropiado para problemas de ecuaciones diferenciales rígidas, con una frecuencia de muestreo de 4096 Hz.

8.2. Diseño del algoritmo de control semi-activo

El algoritmo de control semi-activo utilizado corresponde a un control LQG en conjunto con el algoritmo *clipped-optimal control* (COC). El control LQG se constituye de dos componentes: el filtro de Kalman y el regulador lineal-cuadrático (LQR), como se explica en la Sección 3.2.1. El algoritmo de control se implementa en Simulink como se muestra en la Figura 8.4.

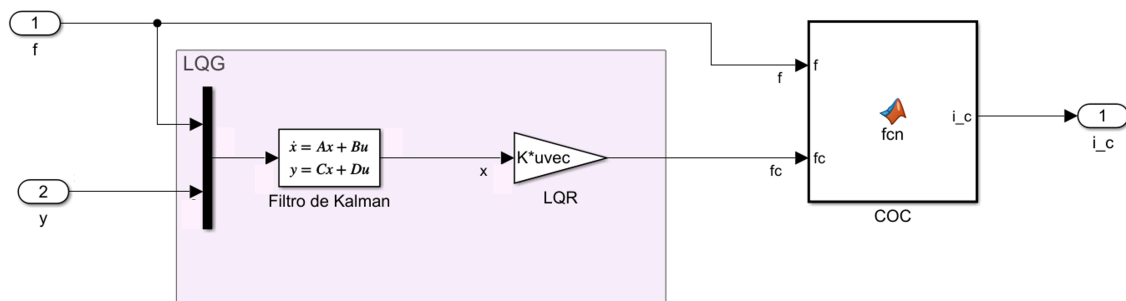


Figura 8.4: Diagrama de bloques en Simulink del algoritmo de control semi-activo.

El control LQR involucra la elección de los valores de las matrices Q y R (ver Ecuación 3.23), que corresponden a las matrices de costo de estado y entrada, respectivamente. El proceso de selección de estos valores consiste en un proceso iterativo de ensayo y error, ponderando con mayor valores dichos estados en los que se desea lograr la mayor disminución de la respuesta. Tras evaluar una serie de controladores, los mejores resultados son obtenidos al utilizar $R = 1$ y $Q = \text{diag}([0, 0, 10^{13}, 0, 0, 0])$ (otorgando peso al estado del desplazamiento del tercer piso), similar a los diseños propuestos en Dyke et al. (1996b,a).

Para el filtro de Kalman, se toma el valor de la covarianza del terremoto de entrada para el valor de $Q_w = 0.1 \text{ (m/s}^2\text{)}^2$ y se asume $Q_w/R_v = 200$.

La corriente máxima considerada es de $i_{max} = 1$ A para el amortiguador MR en el algoritmo COC.

8.3. Resultados de la simulación numérica

Para probar la efectividad del algoritmo de control diseñado, una serie de simulaciones se lleva a cabo con los tres terremotos que se proponen en la formulación del problema de este trabajo, para las cuatro estructuras de referencia (ver Capítulo 4). Debido a que se cuenta con un problema de pequeña escala, los registros son escalados. En el primer análisis, se muestran los resultados con escalas del 50 % de los registros respecto al máximo valor de aceleración basal, y en la sección final se muestran los resultados del control a diferentes escalas, con el fin de verificar la robustez en el comportamiento del controlador.

De modo ilustrativo, en las siguientes secciones se presentan los resultados asociados al Caso I. Los resultados asociados a los Casos II, III y IV se presentan en Anexos A.

8.3.1. Comparación modos de operación del MR

En la Tabla 8.1 se presentan las respuestas máximas y en la Tabla 8.2 se presentan las respuestas RMS de los distintos escenarios de análisis para la estructura del Caso I: la estructura sin control, con el amortiguador MR operando en *passive-off*, *passive-on*, con el algoritmo de control semi-activo, y, finalmente, con el sistema activo ideal. Las respuestas que se presentan corresponden a: (i) desplazamientos relativos máximos de cada piso ($x_{i_{max}}$, con $i \in \{1, 2, 3\}$ los pisos del edificio); (ii) desplazamiento entrepiso máximo ($d_{i_{max}}$); (iii) aceleraciones absolutas máximas ($\ddot{x}_{i_{max}}$), (iv) la fuerza máxima de control (f_{max}) y (v) la energía consumida (E). Además, se muestran estos resultados de forma gráfica en las Figuras 8.5 y 8.6.

La ecuación considerada para calcular la energía consumida (E) por cada amortiguador corresponde a:

$$E = \int_0^{t_f} V(t) \cdot i_c(t) dt \quad (8.1)$$

donde $V(t)$ corresponde al voltaje nominal de cada amortiguador MR, $i_c(t)$ la corriente comandada y t_f el tiempo final de la simulación.

El algoritmo de control semi-activo propuesto por Dyke (1996) no intenta ser un diseño de control competitivo (Jung et al., 2003), por lo que las comparaciones que se presentan de las diferentes operaciones del amortiguador sirven para que el lector tenga una referencia del desempeño del control.

8.3.1.1. Respuestas máximas

De la Tabla 8.1 se puede observar que ambos sistemas pasivos son capaces de disminuir la respuesta estructural. En el caso *passive-off*, la disminución del desplazamiento relativo del tercer piso alcanza un 17 % para el terremoto de El Centro, mientras que la disminución de las aceleraciones alcanza un valor de 18 % respecto al caso sin control, en el mismo terremoto. En el caso *passive-on*, las mayores reducciones de desplazamiento y aceleraciones del tercer piso corresponden a valores de 77 % y 50 %, respectivamente, también para el terremoto de El Centro. Esto se produce con 5.6 veces la fuerza máxima que se genera en el estado *passive-off*.

En cuanto al estado semi-activo, las mayores reducciones del desplazamiento y aceleraciones del tercer piso ocurren también en el terremoto de El Centro, con valores de 75 % y 60 %, respectivamente. Se puede observar, en especial en los gráficos de la Figura 8.5, que el desempeño en este estado es muy similar al *passive-on*, al igual que fuerza máxima generada en ambos sistemas. Sin embargo, la energía consumida utilizando control semi-activo es significativamente menor (~33 %) que en *passive-on*, lo que es una gran ventaja, puesto a que se traduce en un menor costo de operación.

Finalmente, para el sistema activo ideal, la mayor reducción del desplazamiento y aceleración del tercer piso ocurren para el mismo terremoto que los sistemas anteriores, con valores de 77 % y 50 %, reduciendo en menor medida la aceleración respecto al control semi-activo. Si bien el controlador activo es capaz de reducir de buena manera los desplazamientos, no ocurre lo mismo en el caso de las aceleraciones, como se puede observar en las aceleraciones del primer piso con el terremoto de Kobe, lo que podría ser señal de que un sistema de control semi-activo es más efectivo que uno activo.

Tabla 8.1: Respuesta máxima del sistema del Caso I. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	x_{1max} [mm]	4.9	4.0 (17 %)	1.0 (79 %)	1.1 (77 %)	1.0 (80 %)
	x_{2max} [mm]	7.9	6.6 (17 %)	1.8 (77 %)	1.9 (76 %)	1.7 (78 %)
	x_{3max} [mm]	9.7	8.1 (17 %)	2.3 (76 %)	2.4 (75 %)	2.3 (77 %)
	d_{1max} [mm]	4.9	4.0 (17 %)	1.0 (79 %)	1.1 (77 %)	1.0 (80 %)
	d_{2max} [mm]	3.0	2.5 (17 %)	0.8 (73 %)	0.8 (73 %)	0.8 (74 %)
	d_{3max} [mm]	1.8	1.5 (17 %)	0.6 (68 %)	0.6 (68 %)	0.6 (69 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	2639	2494 (6 %)	1588 (40 %)	1755 (33 %)	2574 (2 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	3950	3559 (10 %)	2022 (49 %)	1889 (52 %)	2163 (45 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	5289	4358 (18 %)	2251 (57 %)	2139 (60 %)	2630 (50 %)
	f_{max} [N]	0	827	4656	4720	4720
	E [W·s]	-	0	1977	1325	-
	Kobe	x_{1max} [mm]	7.4	7.1 (5 %)	4.1 (45 %)	4.0 (46 %)
x_{2max} [mm]		12.0	11.4 (4 %)	6.8 (43 %)	6.7 (44 %)	5.1 (57 %)
x_{3max} [mm]		14.7	14.1 (4 %)	8.6 (42 %)	8.4 (43 %)	6.7 (54 %)
d_{1max} [mm]		7.4	7.1 (5 %)	4.1 (45 %)	4.0 (46 %)	2.8 (62 %)
d_{2max} [mm]		4.6	4.4 (4 %)	2.7 (40 %)	2.7 (41 %)	2.3 (50 %)
d_{3max} [mm]		2.8	2.7 (4 %)	1.7 (37 %)	1.7 (38 %)	1.8 (35 %)
\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]		3674	3656 (0 %)	3403 (7 %)	3412 (7 %)	5528 (-50 %)
\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]		6176	6150 (0 %)	4571 (26 %)	4471 (28 %)	4298 (30 %)
\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]		7912	7612 (4 %)	5490 (31 %)	5463 (31 %)	7215 (9 %)
f_{max} [N]		0	1069	7401	7155	7155
E [W·s]		-	0	2445	1690	-
Maule		x_{1max} [mm]	5.1	4.7 (8 %)	1.9 (63 %)	1.9 (64 %)
	x_{2max} [mm]	8.2	7.6 (7 %)	3.3 (59 %)	3.3 (60 %)	2.6 (68 %)
	x_{3max} [mm]	9.9	9.3 (7 %)	4.3 (57 %)	4.3 (57 %)	3.6 (64 %)
	d_{1max} [mm]	5.1	4.7 (8 %)	1.9 (63 %)	1.9 (64 %)	1.4 (72 %)
	d_{2max} [mm]	3.1	2.9 (6 %)	1.4 (53 %)	1.4 (53 %)	1.3 (59 %)
	d_{3max} [mm]	1.8	1.7 (5 %)	1.0 (43 %)	1.0 (44 %)	1.0 (46 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	3112	2830 (9 %)	2441 (22 %)	2419 (22 %)	2803 (10 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	4274	4006 (6 %)	2706 (37 %)	2643 (38 %)	2784 (35 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	4959	4789 (3 %)	3432 (31 %)	3402 (31 %)	3645 (27 %)
	f_{max} [N]	0	808	5316	5284	5284
	E [W·s]	-	0	6801	5979	-

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

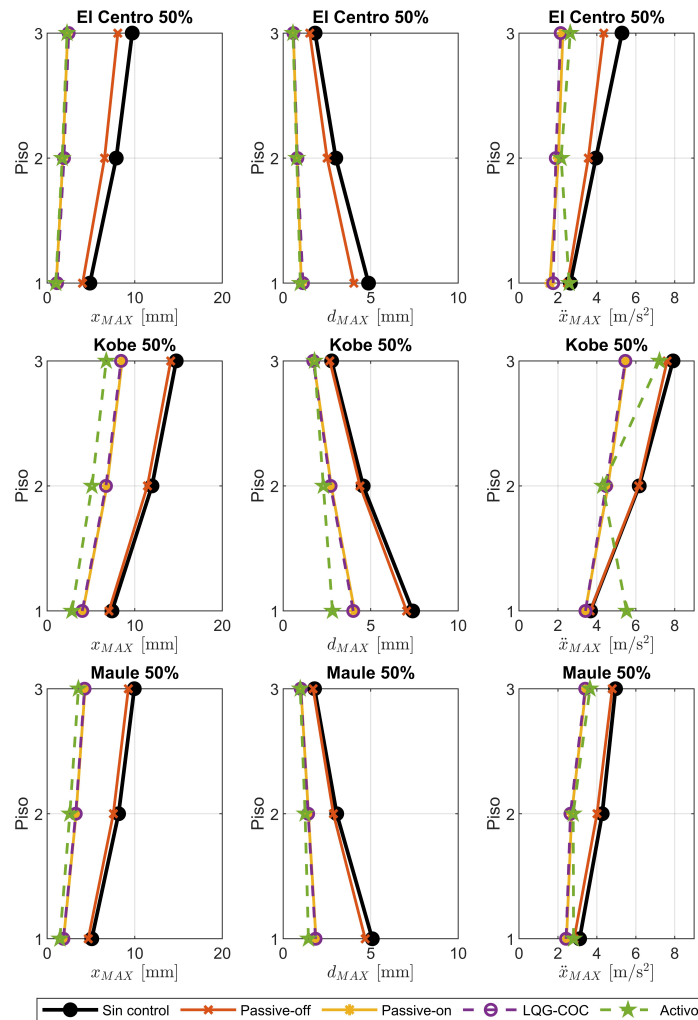


Figura 8.5: Respuesta máxima del Caso I. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.

8.3.1.2. Respuestas RMS

Por otro lado, se tienen las respuestas RMS del sistema, con la Tabla 8.2 y la Figura 8.6. Las reducciones de este tipo de respuestas es mucho mayor con la operación en *passive-off* si se compara con el análisis anterior de las respuestas máximas, siendo de 33 % tanto para desplazamientos y aceleraciones (16 % más que para los valores máximos).

Para los casos en *passive-on* los mayores porcentajes de reducción de la respuesta estructural en valores RMS corresponden a 71 % y 49 % para desplazamientos y aceleraciones del tercer piso, respectivamente.

Al igual que en los valores de las respuestas máximas, la disminución de los valores RMS del desplazamiento del tercer piso son levemente menores con control semi-activo respecto a *passive-on* y las reducciones de las aceleraciones son mayores. En cuanto a las fuerzas, en todos los terremotos el valor RMS es menor en este estado de operación que en *passive-on*.

A diferencia del análisis de las respuestas máximas, donde el control activo llega a aumentar algunas respuestas, en las respuestas RMS el desempeño tanto del control *passive-on*, control semi-activo y control activo son muy similares, siendo el que reduce de mayor manera la respuesta el control activo.

Tabla 8.2: Respuesta RMS del sistema del Caso I. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	x_{1RMS} [mm]	0.8	0.5 (33 %)	0.2 (74 %)	0.2 (73 %)	0.2 (78 %)
	x_{2RMS} [mm]	1.3	0.8 (33 %)	0.3 (72 %)	0.4 (72 %)	0.3 (76 %)
	x_{3RMS} [mm]	1.5	1.0 (33 %)	0.5 (71 %)	0.5 (70 %)	0.4 (74 %)
	d_{1RMS} [mm]	0.8	0.5 (33 %)	0.2 (74 %)	0.2 (73 %)	0.2 (78 %)
	d_{2RMS} [mm]	0.5	0.3 (33 %)	0.2 (68 %)	0.2 (68 %)	0.1 (71 %)
	d_{3RMS} [mm]	0.3	0.2 (33 %)	0.1 (60 %)	0.1 (62 %)	0.1 (65 %)
	\ddot{x}_{1RMS} [mm/s ²]	442	334 (24 %)	266 (40 %)	278 (37 %)	271 (39 %)
	\ddot{x}_{2RMS} [mm/s ²]	652	448 (31 %)	330 (49 %)	318 (51 %)	304 (53 %)
	\ddot{x}_{3RMS} [mm/s ²]	788	529 (33 %)	410 (48 %)	378 (52 %)	361 (54 %)
	f_{RMS} [N]	0	273	952	821	832
Kobe	x_{1RMS} [mm]	0.7	0.6 (12 %)	0.3 (52 %)	0.3 (54 %)	0.2 (67 %)
	x_{2RMS} [mm]	1.1	1.0 (12 %)	0.5 (51 %)	0.5 (52 %)	0.4 (64 %)
	x_{3RMS} [mm]	1.4	1.2 (12 %)	0.7 (50 %)	0.7 (51 %)	0.5 (62 %)
	d_{1RMS} [mm]	0.7	0.6 (12 %)	0.3 (52 %)	0.3 (54 %)	0.2 (67 %)
	d_{2RMS} [mm]	0.4	0.4 (12 %)	0.2 (48 %)	0.2 (49 %)	0.2 (58 %)
	d_{3RMS} [mm]	0.3	0.2 (12 %)	0.1 (43 %)	0.1 (43 %)	0.1 (50 %)
	\ddot{x}_{1RMS} [mm/s ²]	405	372 (8 %)	324 (20 %)	332 (18 %)	344 (15 %)
	\ddot{x}_{2RMS} [mm/s ²]	582	518 (11 %)	392 (33 %)	394 (32 %)	372 (36 %)
	\ddot{x}_{3RMS} [mm/s ²]	702	622 (11 %)	469 (33 %)	465 (34 %)	451 (36 %)
	f_{RMS} [N]	0	186	867	816	928
Maule	x_{1RMS} [mm]	0.8	0.6 (28 %)	0.3 (64 %)	0.3 (65 %)	0.2 (74 %)
	x_{2RMS} [mm]	1.3	0.9 (28 %)	0.5 (63 %)	0.5 (64 %)	0.4 (71 %)
	x_{3RMS} [mm]	1.6	1.1 (28 %)	0.6 (62 %)	0.6 (63 %)	0.5 (70 %)
	d_{1RMS} [mm]	0.8	0.6 (28 %)	0.3 (64 %)	0.3 (65 %)	0.2 (74 %)
	d_{2RMS} [mm]	0.5	0.4 (28 %)	0.2 (61 %)	0.2 (61 %)	0.2 (66 %)
	d_{3RMS} [mm]	0.3	0.2 (29 %)	0.1 (56 %)	0.1 (57 %)	0.1 (60 %)
	\ddot{x}_{1RMS} [mm/s ²]	483	391 (19 %)	322 (33 %)	335 (31 %)	325 (33 %)
	\ddot{x}_{2RMS} [mm/s ²]	678	498 (27 %)	362 (47 %)	363 (47 %)	350 (48 %)
	\ddot{x}_{3RMS} [mm/s ²]	806	576 (29 %)	411 (49 %)	404 (50 %)	388 (52 %)
	f_{RMS} [N]	0	263	891	780	840

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

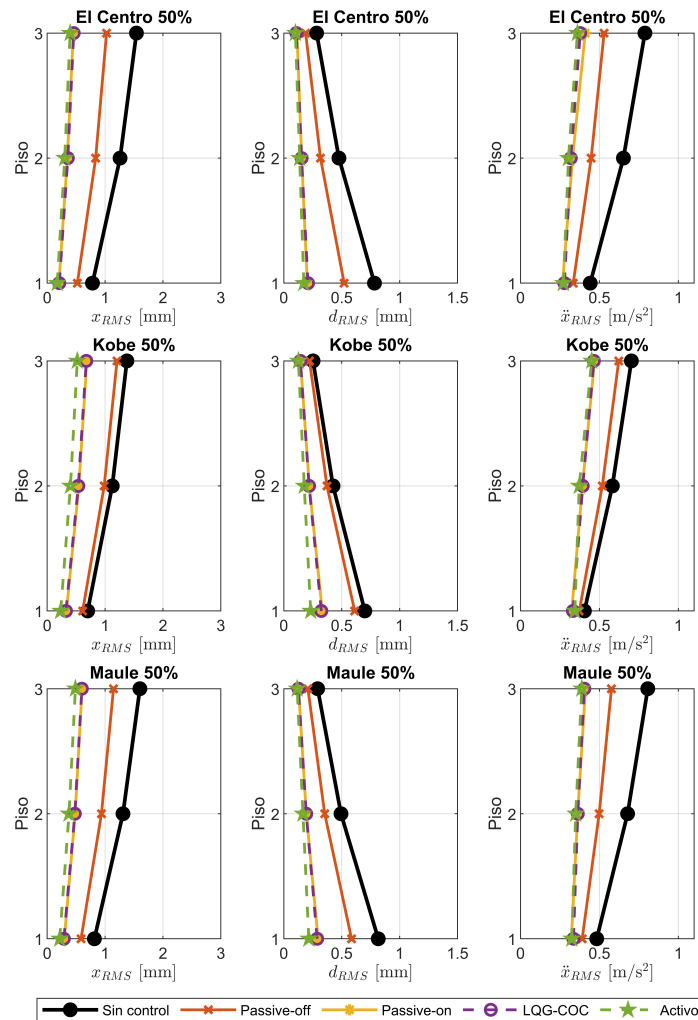


Figura 8.6: Respuesta RMS del Caso I.

8.3.1.3. Control semi-activo versus control activo ideal

En la Figura 8.7 se presenta una comparación del control semi-activo respecto al control activo en tiempo-historia entre los 5 y 15 s, para el desplazamiento del tercer piso y la fuerza que ejercen los amortiguadores. Se puede observar la gran similitud que presentan ambas respuestas en el sistema, lo que indica que el controlador LQG está demandando los mismos niveles de fuerza que pueden generar los amortiguadores. Además, esto es consistente con los resultados RMS obtenidos en la sección anterior.

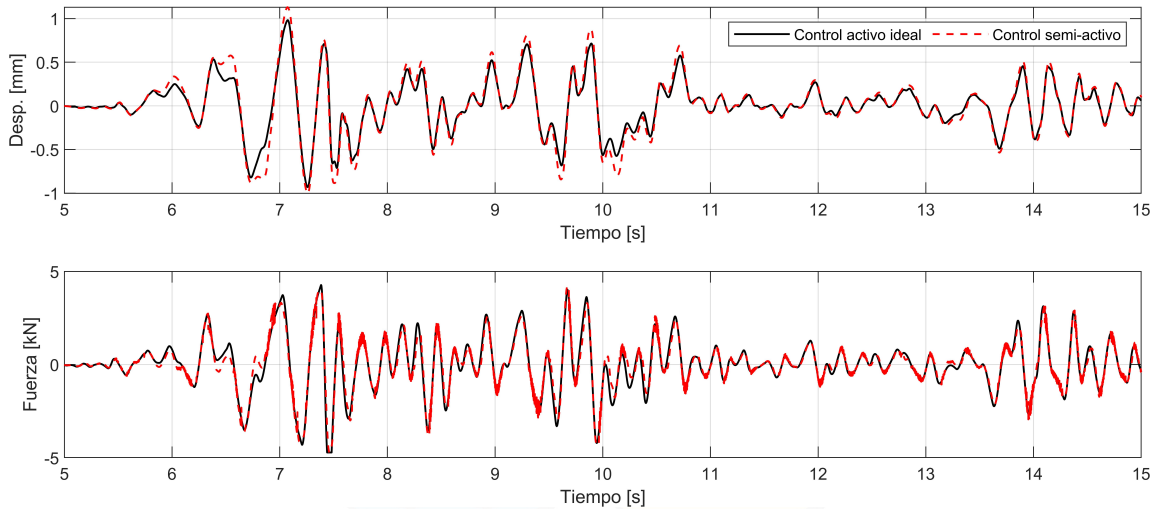


Figura 8.7: Comparación del desplazamiento del primer piso y la fuerza generada con el control semi-activo y con el control activo ideal, del Caso I con el terremoto de El Centro escalado a un 50 %.

8.3.1.4. Control semi-activo versus sistema sin control

En la Figura 8.8 se presenta una comparación en tiempo historia de la respuesta estructural del Caso I sometida al terremoto de El Centro, escalado a un 50 %. Es importante recalcar la efectividad del algoritmo de control incluso en los primeros ciclos de la respuesta.

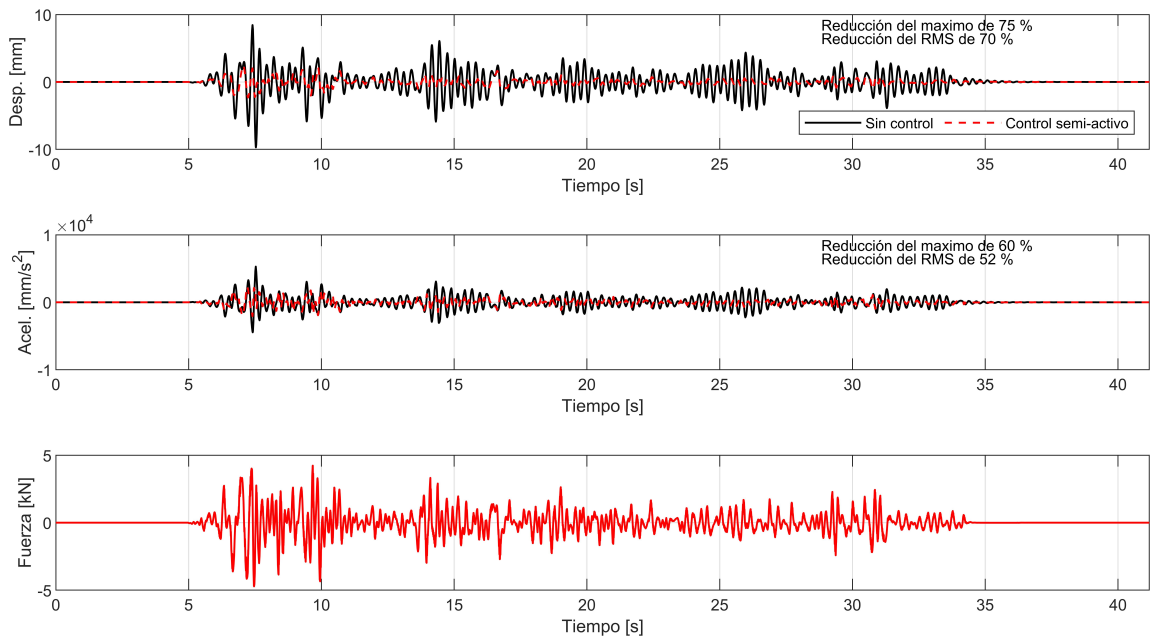


Figura 8.8: Comparación de la respuesta estructural del sistema sin control y el sistema con control semi-activo, del Caso I con el terremoto de El Centro escalado a un 50 %.

En la Figura 8.9 se presenta las respuestas del corte basal en tiempo-historia de la estructura del Caso I con control semi-activo, comparada con el caso sin control, para los tres terremotos escalados a un 50 % del PGA.

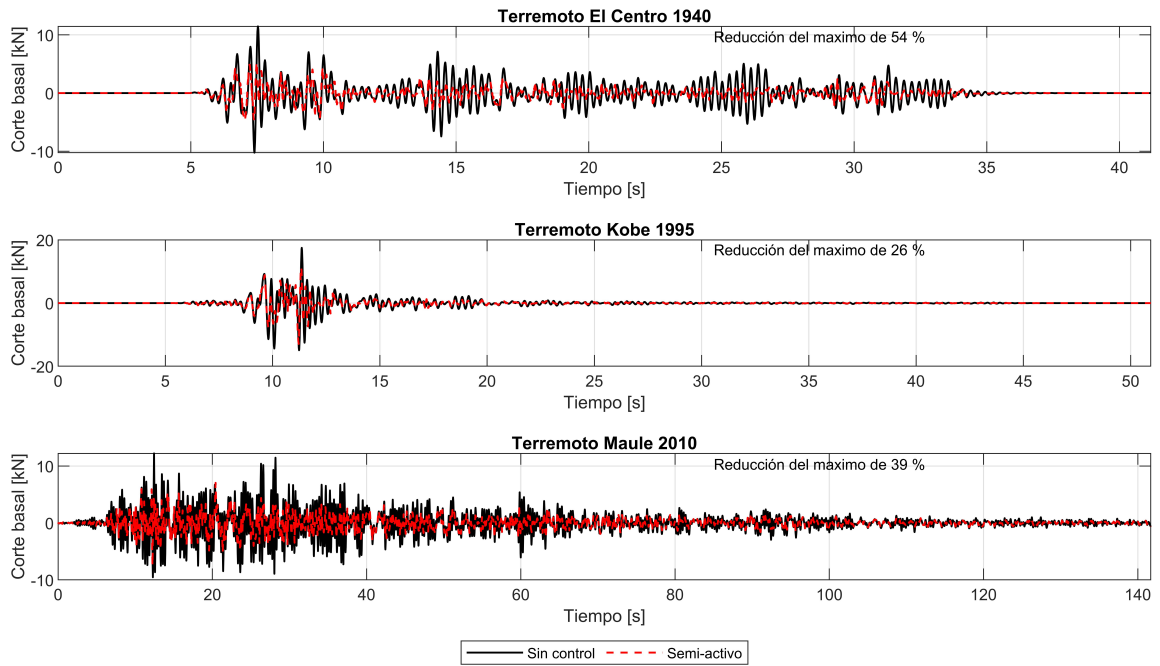


Figura 8.9: Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso I.

8.3.2. Desempeño del control con terremotos a diferentes escalas

En la Tabla 8.3 se presentan los porcentajes de la reducción de la respuesta estructural máxima respecto al caso sin control con los modos de operación *passive-on* y control semi-activo para la estructura del Caso I sometida a los diferentes terremotos, a distintas escalas: 10, 30 y 60 % del PGA. Notar que mientras mayor sean estos valores, mejor es el desempeño del sistema. Además, se presenta la fuerza máxima F en N y la energía E requerida por el sistema.

De esta tabla se puede apreciar que la capacidad de la reducción de la respuesta con ambos modos de operación para el terremoto de El Centro es la misma (o muy similar) con cualquier escala. Con el terremoto de Kobe, esta capacidad disminuye significativamente a medida que aumenta la escala del terremoto, y con el terremoto del Maule se aprecia una leve disminución con 60 % de escala. Por otro lado, con el terremoto de Kobe se requiere, por lo menos, 1.5 veces la fuerza máxima que con el resto de los terremotos, para cualquier escala.

Los desempeños de ambos modos de operación son muy similares. Sin embargo, existe un leve aumento de la respuesta con escalas bajas del terremoto de Kobe en la aceleración del primer piso, lo que se puede asociar a que el sistema está calibrado para disminuir las respuestas en el tercero. Las mayores diferencias se aprecian en la cantidad de energía requerida en ambos modos, siendo hasta un 30 % menor en el terremoto de El Centro y de Kobe, y un 12 % para el terremoto del Maule.

Tabla 8.3: Porcentajes de reducción de la respuesta estructural máxima con *passive-on* y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso I, junto con la fuerza máxima f y la energía requerida E .

Terremoto	Escala	Control	x_1	x_2	x_3	d_2	d_3	\ddot{x}_1	\ddot{x}_2	\ddot{x}_3	f [N]	E [VA·s]
Centro	10%	Passive-on	79	78	76	74	63	41	51	49	1260	1977
	10%	Semi-activo	77	76	75	73	65	26	52	47	1306	1319
	30%	Passive-on	79	78	76	74	65	41	49	53	3534	1977
	30%	Semi-activo	77	76	75	73	66	28	52	52	3731	1322
	60%	Passive-on	77	76	75	73	67	34	49	58	5115	1977
	60%	Semi-activo	77	75	74	71	66	35	50	58	5146	1328
Kobe	10%	Passive-on	70	68	66	61	50	5	31	34	2668	2445
	10%	Semi-activo	69	66	64	60	52	-19	24	37	2581	1681
	30%	Passive-on	58	55	52	49	43	1	31	36	5477	2445
	30%	Semi-activo	59	56	53	50	43	-1	31	36	5436	1687
	60%	Passive-on	41	40	39	37	35	5	24	30	8334	2445
	60%	Semi-activo	42	40	39	38	36	6	26	30	8049	1692
Maule	10%	Passive-on	66	64	63	61	51	33	34	30	1747	6801
	10%	Semi-activo	65	64	63	60	55	12	39	34	1613	5968
	30%	Passive-on	65	64	63	60	52	24	33	37	4328	6801
	30%	Semi-activo	65	64	62	60	54	29	33	40	4304	5972
	60%	Passive-on	59	55	53	49	40	20	37	28	5829	6801
	60%	Semi-activo	59	56	53	50	41	20	37	29	5803	5981

8.3.3. Comparación particiones de la estructura de referencia

En la Figura 8.10 se presenta la comparación del desplazamiento relativo máximo y aceleración absoluta máxima del tercer piso, respectivamente, para los diferentes modos de operación y para las cuatro estructuras de referencia analizadas.

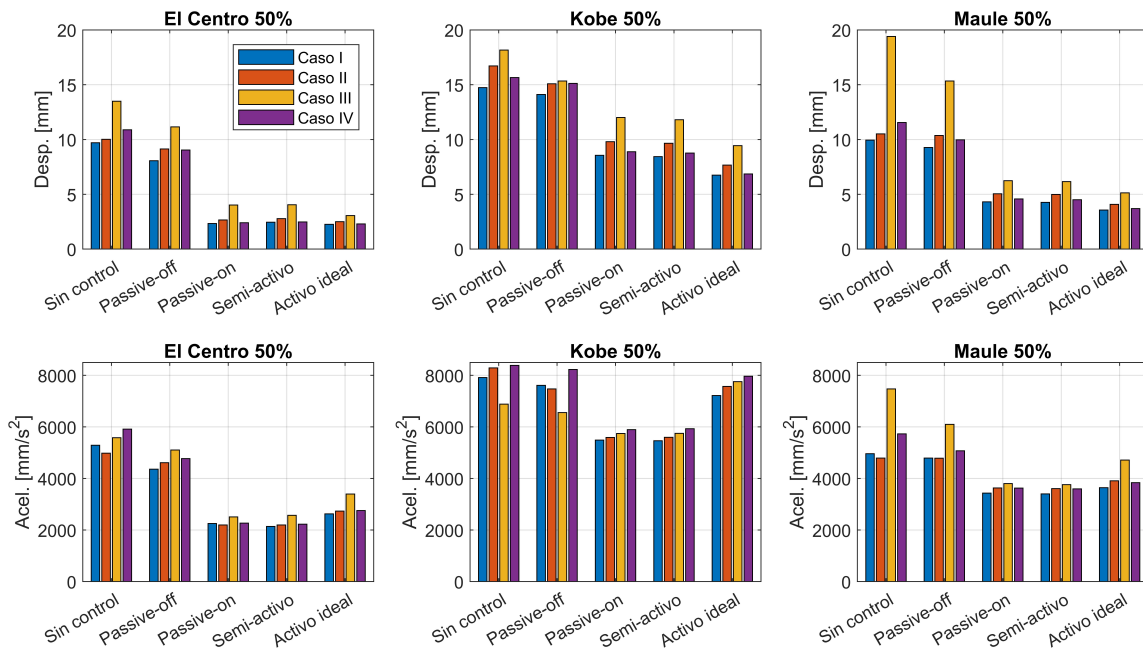


Figura 8.10: Comparación del desplazamiento relativo y aceleración absoluta máximos del tercer piso con los diferentes modos de operación en los 3 casos de análisis.

De estos gráficos se puede concluir que el mayor desplazamiento está asociado a la estructura con mayor masa (Caso III), mientras que el menor desplazamiento está asociado con la estructura con menor masa (Caso I). Las aceleraciones, por otro lado, no presentan ninguna correlación.

Se verifica que todos los casos siguen el mismo comportamiento analizado en las secciones anteriores.

8.4. Comentarios

En este capítulo se diseña un algoritmo de control semi-activo para utilizar amortiguadores MR para el problema planteado en el Capítulo 4, y utilizando el modelo de amortiguador desarrollado en el Capítulo 7. El sistema de control semi-activo consiste en una combinación de control cuadrático gaussiano (LQG) con el algoritmo de *clipped-optimal control*, desarrollado por Dyke (1996), y se alimenta en base a la medición de las aceleraciones del sistema, lo que lo convierten en la práctica en un sistema de fácil implementación. Otra ventaja del algoritmo es que en la práctica no requiere de un modelo del amortiguador para poder aplicarlo, ya que la fuerza puede ser directamente medida con un sensor.

Se realizan simulaciones numéricas en cuatro estructuras de referencia con diferentes valores de masa y amortiguamiento, y con tres sollicitaciones sísmicas a diferentes escalas. Los resultados de las simulaciones numéricas demuestran que el uso de amortiguadores MR son capaces de reducir significativamente la respuesta estructural, en especial en los modos *passive-on* y con control semi-activo. Es importante mencionar que el control semi-activo tiene la gran ventaja (o virtud) de reconocer cuándo es conveniente aplicar corriente al sistema, mientras que en estado *passive-on*, la aplicación de corriente es constante, lo que requiere de mayor consumo de energía. Además, el desempeño del algoritmo semi-activo es comparado con un control activo ideal. El desempeño del control semi-activo utilizando amortiguadores MR se encontró que fue levemente mejor que el control activo en reducir las aceleraciones del sistema, lo que demuestra que el control semi-activo puede actuar igual o mejor que un sistema completamente activo, pero requiriendo menor cantidad de energía.

Los resultados obtenidos son coherentes con los resultados que se declaran en los trabajos de Dyke et al. (1996b,a); Dyke (1996) en la reducción de tanto los desplazamientos relativos como las aceleraciones absolutas. Luego, los resultados obtenidos en este capítulo se consideran satisfactorios y se puede utilizar el diseño del controlador en ensayos de RTHS.

9 | Diseño de la compensación

En este capítulo se diseña el compensador adaptivo basado en modelos (AMBC) desarrollado por [Fernandois et al. \(2020\)](#) utilizando el modelo de actuador desarrollado en el Capítulo 6. Este algoritmo se explica con mayor profundidad en la Sección 3.3.1 de este trabajo.

9.1. Modelo inicial y calibración

El AMBC requiere un modelo de función de transferencia del sistema de actuación sin la interacción con el espécimen, la cual corresponde al modelo inicial. En este caso, el modelo corresponde al obtenido en el Capítulo 6 de este trabajo:

$$G_{xu}(s) = \frac{4.977 \cdot 10^6}{s^3 + 527.2s^2 + 1.309 \cdot 10^5 s + 4.909 \cdot 10^6} \quad (9.1)$$

Luego, el modelo inicial se puede escribir como:

$$x_m = G_p^0(s)x_c = \left(\frac{1}{a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0} \right) x_c \quad (9.2)$$

$$x_m = G_p^0(s)x_c = \left(\frac{1}{2.009 \cdot 10^{-7} s^3 + 1.059 \cdot 10^{-4} s^2 + 0.0263 s + 0.99} \right) x_c \quad (9.3)$$

donde $G_p^0(s)$ es el modelo inicial y el diagrama de Bode se presenta en la Figura 9.1.

El tiempo de retraso temporal es de una magnitud considerable en el rango de frecuencias analizado (entre 16 a 26 ms entre 0-20 Hz). Cabe destacar que el compensador diseñado para el modelo inicial se espera que no sea suficiente, sin embargo, los parámetros del controlador se deberán adaptar para alcanzar un desempeño aceptable.

El controlador *feedforward* es formulado tomando la inversa del modelo inicial $G_p^0(s)$:

$$x_c = A_{init} X_t = \begin{bmatrix} 0.99 & 0.0263 & 1.059 \cdot 10^{-4} & 2.009 \cdot 10^{-7} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_t & \dot{x}_t & \ddot{x}_t & \ddot{\ddot{x}}_t \end{bmatrix}^T \quad (9.4)$$

donde A_{init} es la condición inicial del controlador y X_t es el vector de regresión objetivo.

Para el diseño del filtro de ruido, se deben considerar tres factores: (i) el contenido de frecuencia del terremoto; (ii) el contenido de frecuencia de la respuesta estructural, que está afectado principalmente por las frecuencias naturales de la estructura de referencia; y (iii) el rango de frecuencia de operación de la planta de control. El rango de frecuencias considerado en este estudio es de 0 a 20 Hz. Aunque la tercera

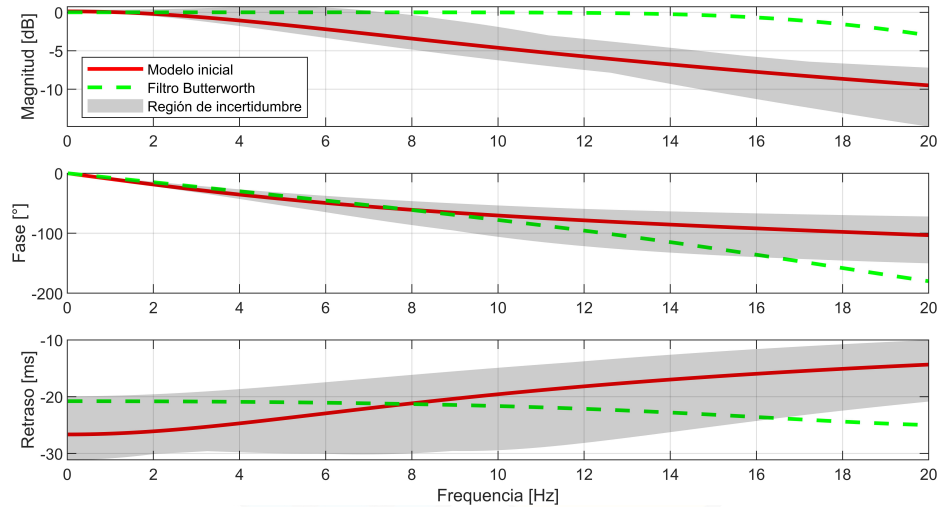


Figura 9.1: Diagrama de Bode del modelo inicial de la planta de control y el filtro Butterworth.

frecuencia natural de la estructura de referencia es mayor a 20 Hz, la respuesta estructural está influenciada principalmente por los dos primeros modos debido al contenido de frecuencia de las excitaciones sísmicas. Por lo tanto, el filtro de ruido seleccionado corresponde a un filtro *Butterworth* de cuarto orden con una frecuencia de corte de 20 Hz. El diagrama de Bode de este filtro se encuentra en la Figura 9.1. Este filtro mantiene, aproximadamente, una ganancia unitaria a bajas frecuencias, pero retrasa la señal filtrada. Sin embargo, el tiempo de retraso solo afecta el proceso de adaptación y no afecta la compensación directamente.

Adicionalmente, los parámetros adaptivos $A = a_i, i = 0, 1, 2$ pueden ser restringidos definiendo límites superiores e inferiores para cada parámetro. En este trabajo, se van a restringir solo de manera de que sean positivos ($a_i \geq 0$).

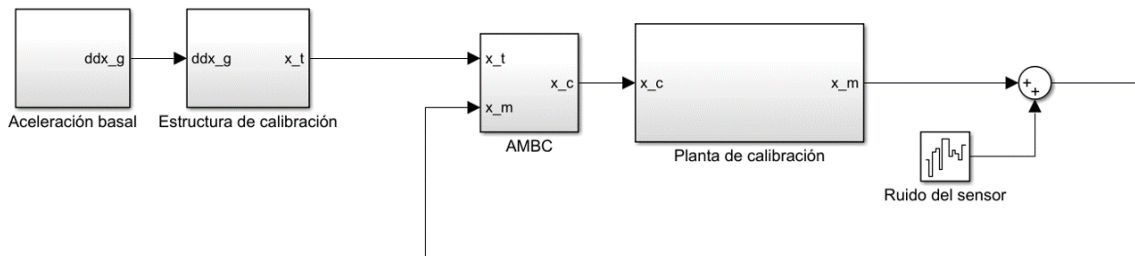


Figura 9.2: Diagrama de bloques para simulaciones aleatorias en el proceso de calibración.

Para la calibración robusta de los parámetros, un proceso de optimización se lleva a cabo utilizando simulaciones numéricas de manera *offline*, con un diagrama de bloques en Simulink, como se muestra en la Figura 9.2. Para cada matriz de ganancia adaptiva Γ_k , una cantidad total predefinida de simulaciones N es realizada con diferentes desplazamientos objetivos y plantas de control virtuales. El desplazamiento objetivo es generado en cada simulación utilizando una estructura de un grado de libertad sujeta a una excitación basal.

Para el proceso de calibración, se utiliza el terremoto de El Centro de 1940. La escala de aceleración basal máxima (PGA) y las propiedades de la estructura de calibración son modeladas como variables uniformemente aleatorias, con los límites especificados en la Tabla 9.1. Las plantas de calibración consideradas se construyen a partir del modelo de la planta de control de la Ecuación 9.3, en el cual se incorporó una pequeña variación de los parámetros del modelo, cuyo rango se representa en el área gris de la Figura 9.1. Para los parámetros a_3, a_2, a_1 y a_0 (ver Ecuación 9.2), se establecieron los siguientes límites:

- $a_3 \in [1 \cdot 10^{-7}; 2.5 \cdot 10^{-7}]$
- $a_2 \in [1 \cdot 10^{-5}; 3.5 \cdot 10^{-4}]$
- $a_1 \in [0.02; 0.03]$
- $a_0 \in [0.96; 1.01]$

Se puede verificar que el modelo inicial queda dentro del rango de las plantas de control consideradas.

Tabla 9.1: Límites de los parámetros aleatorios (distribuidos uniformemente) considerados para la estructura de calibración.

Parámetro	Mínimo	Máximo	Unidad
Escala del PGA	30	60	%
Frecuencia natural	2.8	4	Hz
Amortiguamiento	3	5	%

Para cada simulación n -ésima, el valor del error de raíz cuadrada media normalizado (NRMSE) entre el desplazamiento medido x_m y el desplazamiento objetivo x_t es calculado como el indicador de error J_{2n} :

$$J_{2n}(x_t, x_m) = \sqrt{\frac{\sum_{l=1}^L (x_m[l] - x_t[l])^2}{\sum_{l=1}^L (x_t[l])^2}} \cdot 100 \% \quad (9.5)$$

donde J_{2n} representa el error de sincronización en la simulación n -ésima, l es el índice en tiempo discreto, y L es el largo total de los datos en cada simulación.

Por cada conjunto de ganancias adaptivas $\Gamma_k = \text{diag}([\Gamma_0 \ \Gamma_1 \ \Gamma_2 \ \Gamma_3])$, un total de $N = 100$ simulaciones son consideradas para evaluar el compensador a escalas aleatorias de terremotos, propiedades de la estructura, y plantas de calibración.

El algoritmo seleccionado para realizar los procesos de optimización corresponde a la optimización de enjambre de partículas del *Global Optimization Toolbox* de MATLAB. La función de *particle swarm* es utilizada con un tamaño del *swarm* de 15, y una cantidad máxima de iteraciones de 10 (esto es, 150 evaluaciones con diferentes ganancias), donde cada evaluación corre $N = 100$ simulaciones. Este número de evaluaciones es bastante pequeño para este tipo de optimización, pero es suficiente para la aplicación que se está utilizando.

Se define una función de MATLAB con entrada un vector $\gamma = [\gamma_0, \gamma_1, \gamma_2, \gamma_3]$, el cual se relaciona con la matriz de ganancias Γ de la siguiente manera:

$$\gamma_i = \log_{10}(\Gamma_i) \quad (9.6)$$

La función de MATLAB corre las N simulaciones con las ganancias adaptivas definidas y salidas de la función objetivo utilizada. Adicionalmente, el espacio de búsqueda de las ganancias adaptivas se analiza mediante ensayo y error para definir un espacio restringido pero lo suficientemente grande para la optimización. Los límites son seleccionados como $\gamma_0 \in [2, 10]$; $\gamma_1 \in [0, 8]$, $\gamma_2 \in [-2, 6]$ y $\gamma_3 \in [-4, 4]$.

9.2. Primera optimización

En primer lugar se define la función objetivo del algoritmo como el indicador R_2 , el cual está dado por el promedio de los errores de sincronización $J_{2,n}$:

$$R_2(\Gamma_k) = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N J_{2,n}(\Gamma_k) \quad (9.7)$$

Luego de que el proceso de optimización finaliza, el mejor resultado es:

$$\Gamma^{*1} = \text{diag}([10^{8.7}, 10^{6.4}, 10^{3.4}, 10^{1.1}]) \quad (9.8)$$

donde el valor resultante de la función objetivo para la calibración robusta es de $R_2^{*1} = 0.79\%$.

El vecindario de la solución óptima es analizado, evaluando diferentes ganancias adaptivas. El proceso consiste en fijar dos términos de la matriz de ganancias adaptivas y generar una grilla de ganancias adaptivas para los términos restantes. El resultado de los valores de R_2 para diferentes grillas de ganancias adaptivas se presenta en la Figura 9.3. Por ejemplo, el primer sub-gráfico de arriba a la izquierda corresponde a diferentes valores de Γ_0 y Γ_1 con valor fijado de $\Gamma_2 = \Gamma_2^{*1}$ y $\Gamma_3 = \Gamma_3^{*1}$. Estos resultados muestran que el óptimo está ubicado cercano a una región pequeña de R_2 , demostrando que existe una zona amplia de resultados factibles. Por otro lado, valores bajos y altos de ganancias resultan en valores mayores de R_2 . Los peores escenarios se obtienen con ganancias mayores debido al sobreimpulso en el proceso de adaptación.

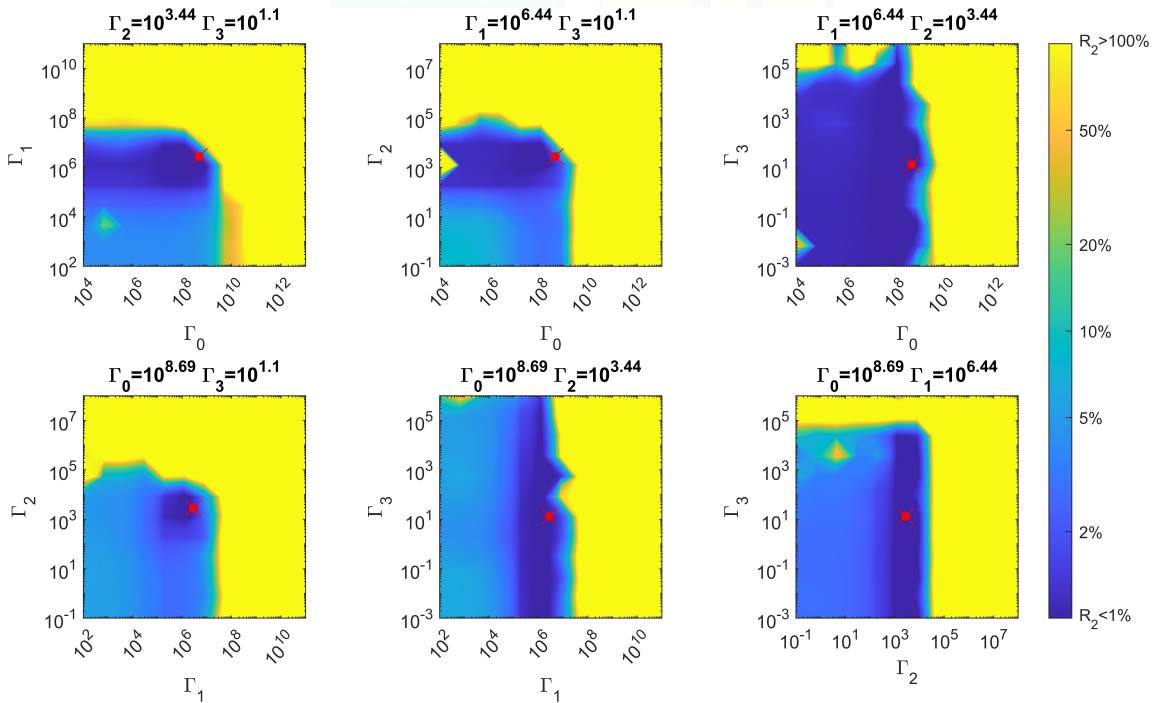


Figura 9.3: Función objetivo R_2 para diferentes ganancias adaptivas alrededor de la ganancia óptima (Γ^{*1} marcada en rojo).

La distancia a la zona amarilla refleja el grado de robustez del método. Como se puede observar en la Figura 9.3, esta distancia es bastante reducida para las ganancias encontradas. Por este motivo, se realiza un nuevo proceso de optimización.

9.3. Segunda optimización

En este nuevo proceso, se redefine la función objetivo, utilizando la media de los valores $J_{2,n}$, pero sumándole tres veces la desviación estándar de estos valores, con la siguiente función objetivo:

$$M_2 = R_2 + 3 \cdot \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{n=1}^N (J_{2,n}(\Gamma_k) - R_2)^2} \quad (9.9)$$

La nueva solución encontrada corresponde a:

$$\Gamma^{*2} = \text{diag}([10^{7.0}, 10^{6.2}, 10^{2.8}, 10^{1.1}]) \tag{9.10}$$

donde el valor resultante de la función objetivo para la calibración robusta es de $M_2 = 1.80$.

Se procede a realizar el mismo gráfico del vecindario de la solución óptima, pero ahora según los valores de M_2 , como se muestra en la Figura 9.4. Notar que se muestra, para fines comparativos, ambas soluciones óptimas: (i) en rojo, la proyección de Γ^{*1} , y (ii) en blanco, Γ^{*2} .

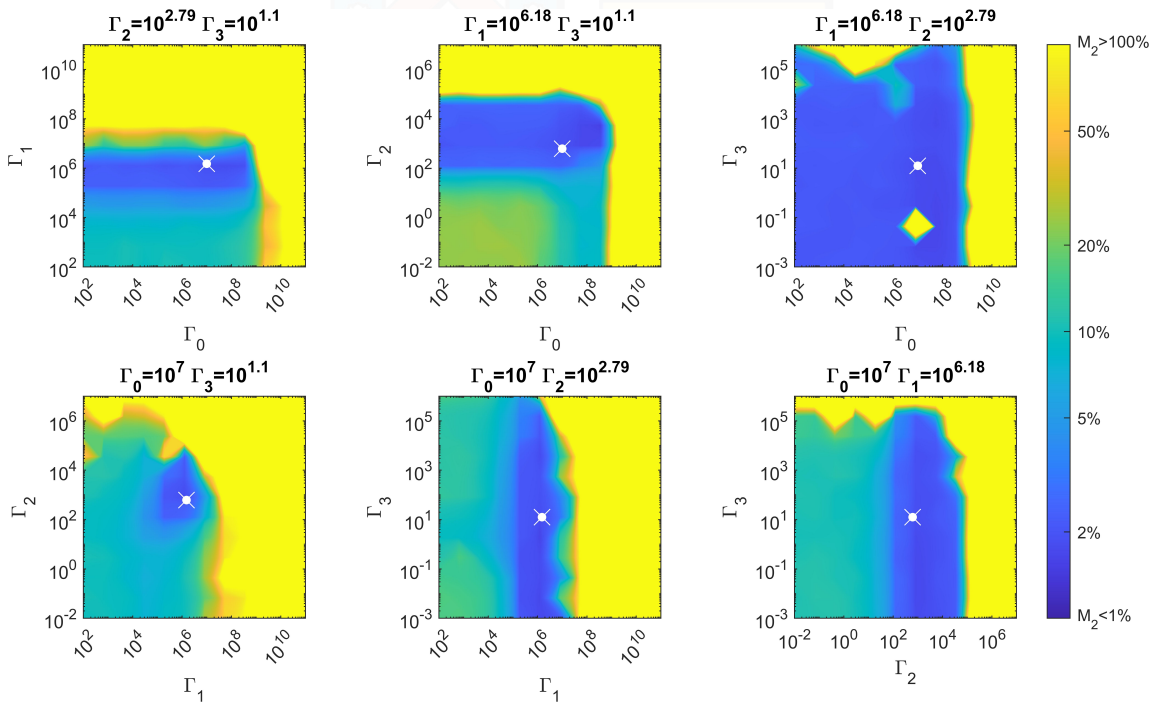


Figura 9.4: Función objetivo M_2 para diferentes ganancias adaptivas alrededor de la ganancia óptima (Γ^{*2} marcada en blanco).

Con fines comparativos, se grafican ambas soluciones óptimas según R_2 en la Figura 9.5: (i) en rojo, la proyección de Γ^{*1} , y (ii) en blanco, Γ^{*2} .

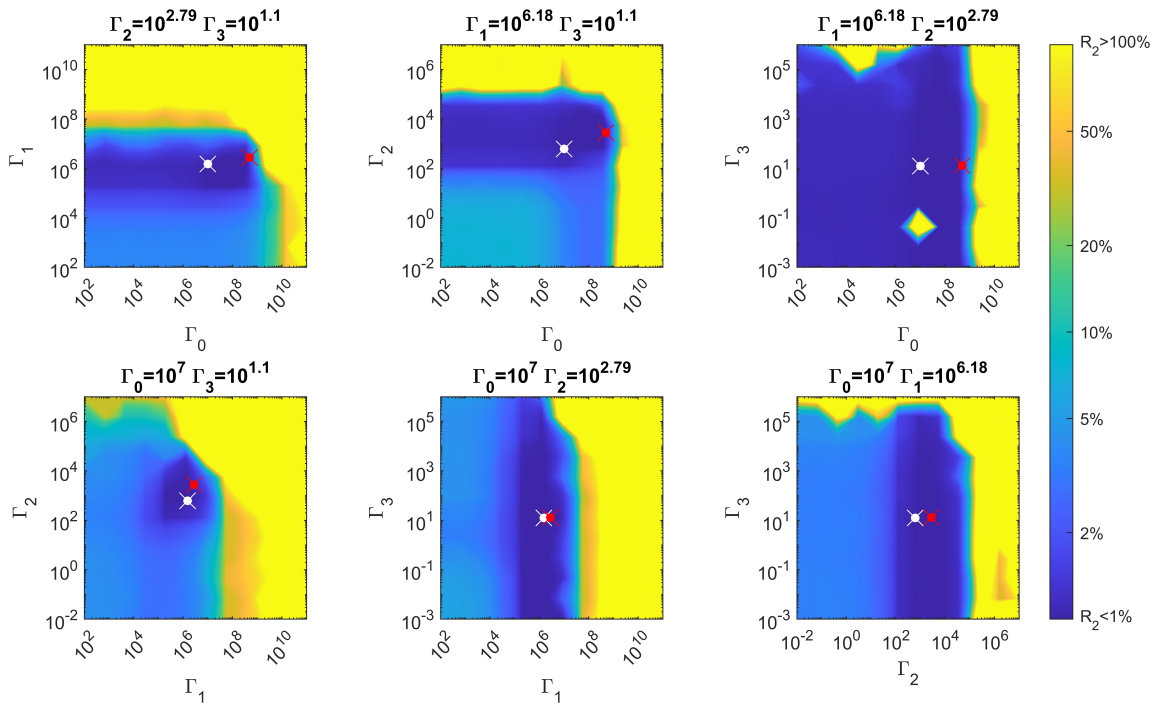


Figura 9.5: Función objetivo R_2 para diferentes ganancias adaptivas alrededor de la ganancia óptima (Γ^{*2} marcada en blanco y la proyección de Γ^{*1} marcada en rojo).

En este caso se puede apreciar un importante aumento de la distancia que toman los valores óptimos Γ^{*2} del área crítica respecto al caso anterior, lo que indicaría que esta solución es más robusta. Por este motivo, se considera una mejor opción utilizar estos resultados para la matriz de ganancias iniciales del compensador.

En las Figuras 9.6 y 9.7 se muestran los valores del indicador J_2 para $N = 1000$ simulaciones con las ganancias óptimas Γ^{*2} , según los parámetros de la estructura de calibración y la planta de control, respectivamente. En dichas figuras se evidencia que, aún para un gran número de simulaciones, el valor del indicador J_2 se mantiene por debajo de un 1% para todos los casos y una baja dispersión. Los resultados muestran ser dependientes de la escala del terremoto y la frecuencia natural de la estructura, lo que se explica mediante dos factores: (i) la amplitud del desplazamiento objetivo aumenta cuando aumenta la escala y disminuye con la frecuencia natural, (ii) el error de sincronización con buena compensación está compuesto principalmente por ruido en la señal de desplazamiento medida, por lo que la razón entre el error y la señal medida aumenta si la amplitud de la señal objetivo disminuye.

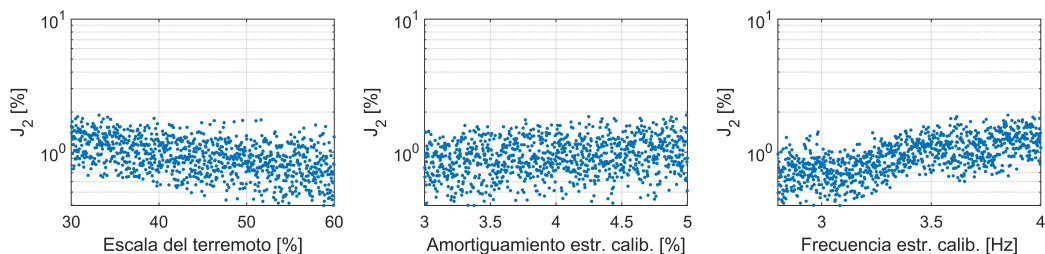


Figura 9.6: Valor de J_2 según los parámetros de la estructura de calibración con $N = 1000$ y las ganancias óptimas Γ^{*2} .

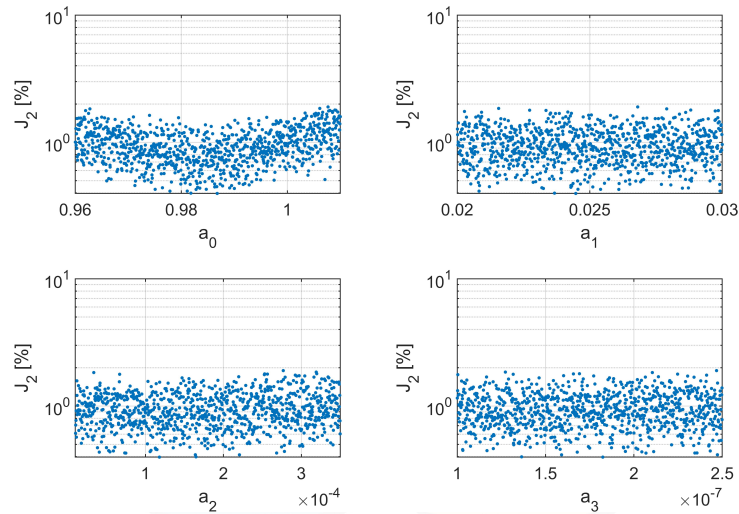


Figura 9.7: Valor de J_2 según los parámetros de la planta de calibración con $N = 1000$ y las ganancias óptimas Γ^{*2} .

9.4. Comentarios

En este capítulo se calibró un algoritmo de compensación dinámica adaptivo, siguiendo el procedimiento descrito en [Fernandois et al. \(2020\)](#), utilizando un modelo de actuador servo-hidráulico desarrollado en el Capítulo 6. La función objetivo asociada al proceso de optimización en la calibración de los parámetros adaptivos es modificada respecto al procedimiento señalado en el trabajo de referencia, la cual entrega resultados que aseguran mayor robustez al compensador, según indica el análisis de sensibilidad de las ganancias adaptivas calibradas. Como resultado, se obtiene un compensador con calibración robusta, el cual puede ser implementado en ensayos de RTHS.

10 | Implementación de la RTHS virtual

En el presente capítulo se evalúa el desempeño de la compensación dinámica adaptiva basada en modelos (AMBC) (ver Sección 3.3.1) en ensayos RTHS virtuales (vRTHS), para el problema que se plantea en el Capítulo 4. Se analiza el problema mediante el uso de los modelos desarrollados en los Capítulos 6 y 7 de este trabajo para el actuador y el espécimen de ensayo, respectivamente.

10.1. Implementación computacional

La implementación computacional se lleva a cabo utilizando MATLAB/Simulink. A las configuraciones que se describen en la Sección 8.1, se incorporan dos nuevos sistemas:

1. En el primero, se consideran las dinámicas del actuador servo-hidráulico y se agrega ruido en la señal de la fuerza medida que simula el ruido producido por los sensores de medición. A este sistema lo denominaremos como “no compensado”. El diagrama de bloques para su implementación en Simulink se presenta en la Figura 10.1.

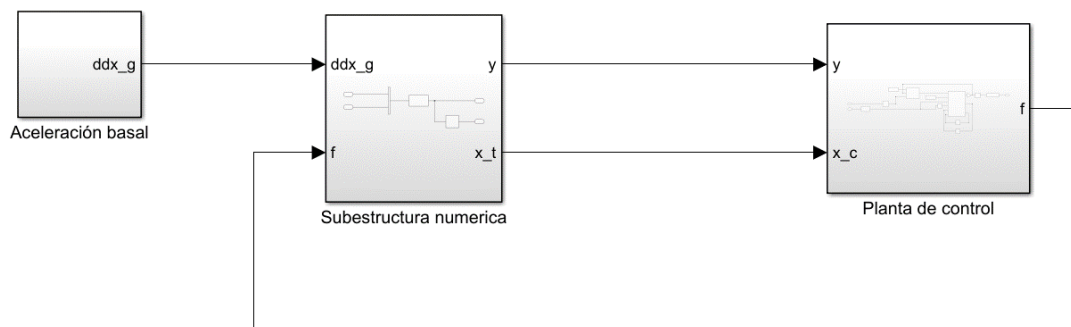


Figura 10.1: Diagrama de bloques en Simulink de la estructura en los casos sin compensación.

2. En el siguiente, se incorpora la compensación dinámica diseñada en el Capítulo 9, el cual se denominará como “compensado”, además del ruido en la señal medida de desplazamiento. El diagrama de bloques para su implementación en Simulink se presenta en la Figura 10.2.

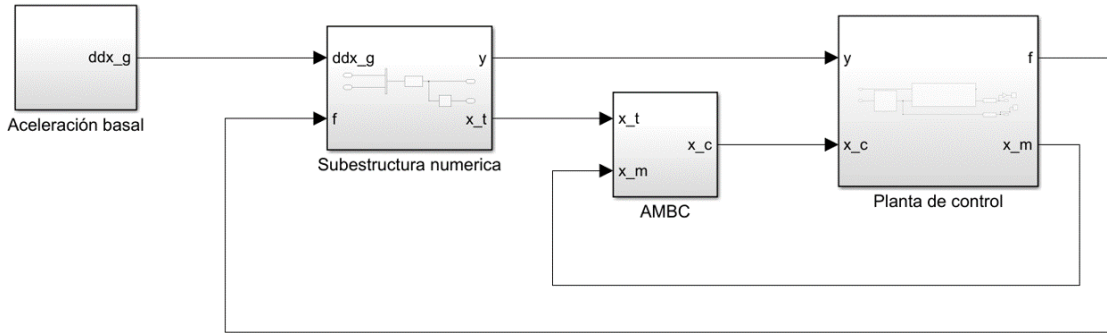


Figura 10.2: Diagrama de bloques en Simulink de la estructura en los casos con compensación.

Para los sensores de las señales medidas, el ruido considerado es un ruido blanco de banda limitada con las siguientes propiedades:

- El sensor de desplazamiento tiene ruido con un valor RMS de $2 \cdot 10^{-5}$ m.
- El sensor de fuerza tiene un ruido con valor RMS de 20 N.

Finalmente, el algoritmo de integración seleccionado corresponde al método incondicionalmente estable semi-implícito Runge-Kutta de cuarto orden (ode4) (Rosenbrock, 1963), apropiado para problemas de ecuaciones diferenciales rígidas, con una frecuencia de muestreo de 4096 Hz.

10.2. Criterios de evaluación

Se utilizan dos series de criterios de evaluación:

1. La primera serie consiste en los criterios J_i , $i \in \{1, \dots, 9\}$ descritos en Silva et al. (2020) y se utilizan para medir el desempeño del compensador de la RTHS. En este caso, menores valores de J_i se asocian a un mejor desempeño del compensador.
2. La segunda serie de indicadores se denominan S_j , $j \in \{1, \dots, 6\}$ y se definen con el objetivo de analizar si el desempeño del control de los amortiguadores MR cambia según si el sistema se encuentra compensado o no. Son similares a los indicadores utilizados en Friedman et al. (2015), y se pueden agrupar en dos grupos: (i) según las respuestas estructurales en el valor máximo (S_1 , S_2 y S_3) y (ii) según el valor RMS (S_4 , S_5 y S_6). A diferencia de los indicadores J_i , valores altos de $S_{1,2,4,5}$ se asocian a un mejor desempeño, en este caso, del tipo de control. Cabe destacar que son definidos de esta manera para que sean directamente comparables con los valores obtenidos en el Capítulo 8.

Ambos conjuntos de indicadores se presentan en la Tabla 10.1, donde se denotan los desplazamientos con x , aceleraciones con \ddot{x} , fuerza con f , y se ocupan cuatro subíndices: t corresponde a las respuestas objetivos, m son las respuestas medidas u obtenidas mediante la vRTHS, r corresponde a las respuestas del sistema de referencia y sc corresponden a las respuestas del sistema sin amortiguadores MR (sin control). Los números que acompañan a cada subíndice corresponde al piso de la estructura.

Tabla 10.1: Criterios de evaluación del desempeño de la vRTHS.

Descripción	Fórmula
Retraso temporal	$J_1 = \arg \max_k \left(\sum_i x_{r,1}(i) x_{m,1}(i - k) \right) [\text{ms}]$
NRMSE del seguimiento	$J_2 = \frac{\text{RMS}(x_{m,1} - x_{r,1})}{\text{RMS}(x_{r,1})} \cdot 100 [\%]$
Error máximo de seguimiento	$J_3 = \frac{\max x_{m,1} - x_{r,1} }{\max x_{r,1} } \cdot 100 [\%]$
NRMSE del desplazamiento del primer piso respecto al de referencia	$J_4 = \frac{\text{RMS}(x_{m,1} - x_{r,1})}{\text{RMS}(x_{r,1})} \cdot 100 [\%]$
NRMSE del desplazamiento del segundo piso respecto al de referencia	$J_5 = \frac{\text{RMS}(x_{m,2} - x_{r,2})}{\text{RMS}(x_{r,2})} \cdot 100 [\%]$
NRMSE del desplazamiento del tercer piso respecto al de referencia	$J_6 = \frac{\text{RMS}(x_{m,3} - x_{r,3})}{\text{RMS}(x_{r,3})} \cdot 100 [\%]$
Error máximo del desplazamiento del primer piso respecto al de referencia	$J_7 = \frac{\max x_{m,1} - x_{r,1} }{\max x_{r,1} } \cdot 100 [\%]$
Error máximo del desplazamiento del segundo piso respecto al de referencia	$J_8 = \frac{\max x_{m,2} - x_{r,2} }{\max x_{r,2} } \cdot 100 [\%]$
Error máximo del desplazamiento del tercer piso respecto al de referencia	$J_9 = \frac{\max x_{m,3} - x_{r,3} }{\max x_{r,3} } \cdot 100 [\%]$
Razón entre el desplazamiento relativo máximo del tercer piso respecto al caso sin control	$S_1 = \left[1 - \frac{\max x_{m,3} }{\max x_{sc,3} } \right] \cdot 100 [\%]$
Razón entre la aceleración absoluta máxima del tercer piso respecto al caso sin control	$S_2 = \left[1 - \frac{\max \ddot{x}_{m,3} }{\max \ddot{x}_{sc,3} } \right] \cdot 100 [\%]$
Fuerza máxima de control	$S_3 = \max f_m [\text{kN}]$
Razón entre el desplazamiento relativo RMS del tercer piso respecto al caso sin control	$S_4 = \left[1 - \frac{\text{RMS}(x_{m,3})}{\text{RMS}(x_{sc,3})} \right] \cdot 100 [\%]$
Razón entre la aceleración absoluta RMS del tercer piso respecto al caso sin control	$S_5 = \left[1 - \frac{\text{RMS}(\ddot{x}_{m,3})}{\text{RMS}(\ddot{x}_{sc,3})} \right] \cdot 100 [\%]$
RMS de la fuerza de control	$S_6 = \text{RMS}(f_m) [\text{kN}]$

10.3. Resultados de la simulación numérica

Se dividen los resultados en dos secciones. En la primera, se muestran los resultados asociados al bucle de compensación y el bucle híbrido. En la segunda, se presentan los resultados asociados al bucle semi-activo.

10.3.1. Bucles híbrido y de compensación

Las Figuras 10.3 a 10.5 muestra el desplazamiento del primer piso de los sistemas con control *passive-of*, *passive-on* y semi-activo. Se puede apreciar de estas figuras que se alcanza un alto desempeño

del seguimiento de la respuesta estructural, donde el NRMSE del desplazamiento relativo es de 0.72, 0.80 y 1.85 %, respectivamente.

El proceso de adaptación de las ganancias del compensador AMBC se muestra en la Figura 10.6 para los diferentes casos de control del amortiguador MR, de donde se puede observar una rápida adaptación desde el comienzo del movimiento fuerte del terremoto (después de los 5 s).

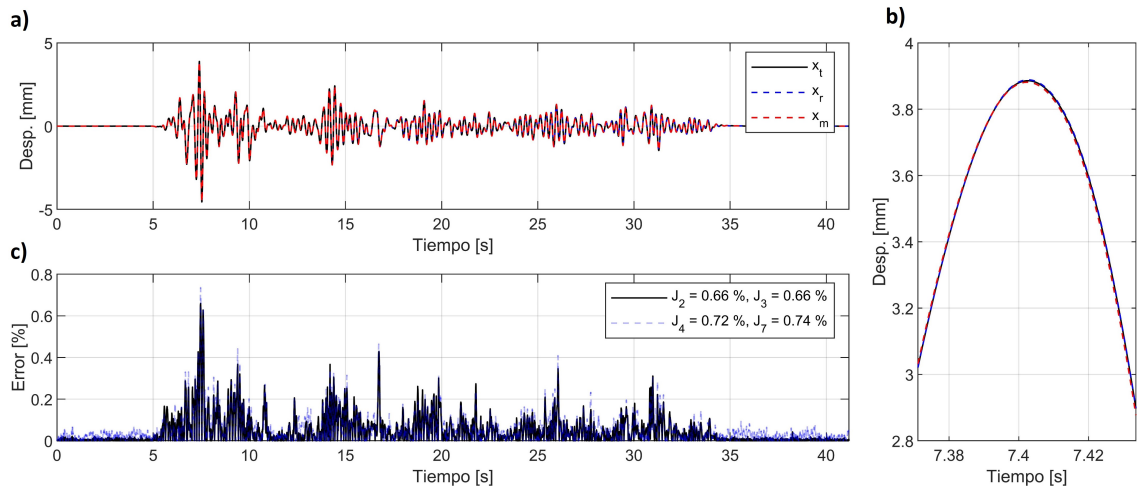


Figura 10.3: Desplazamiento del primer piso con control passive-off (Caso IV, El Centro 50 %). (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales.

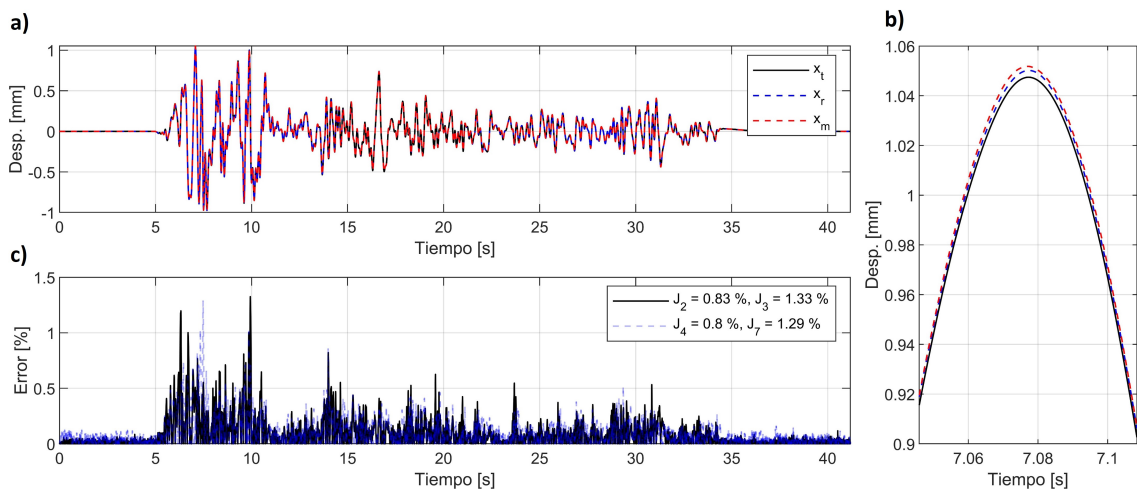


Figura 10.4: Desplazamiento del primer piso con control passive-on (Caso IV, El Centro 50 %). (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales.

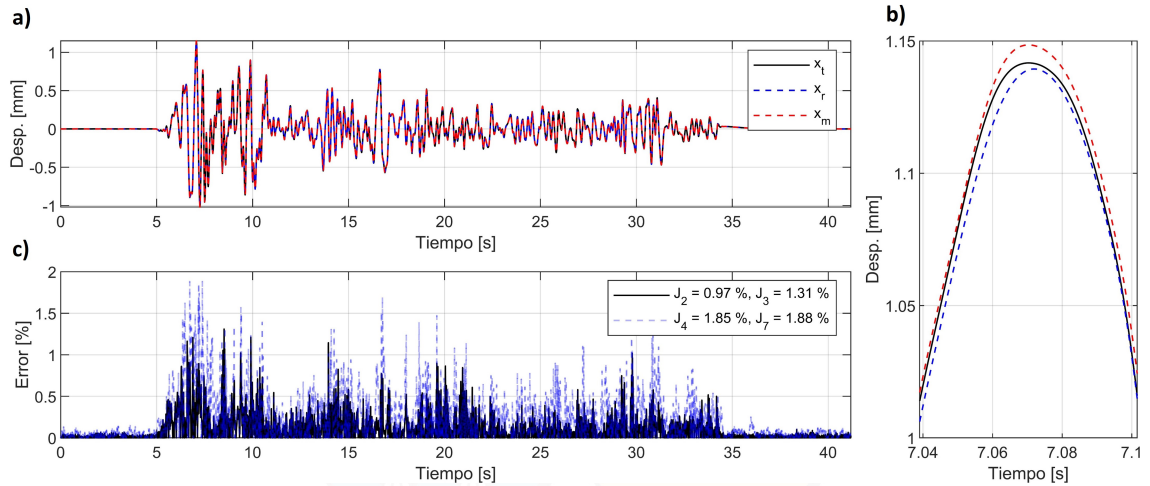


Figura 10.5: Desplazamiento del primer piso con control semi-activo (Caso IV, El Centro 50 %). (a) Tiempo-historia. (b) Detalle de la respuesta máxima. (c) Error porcentual entre las señales.

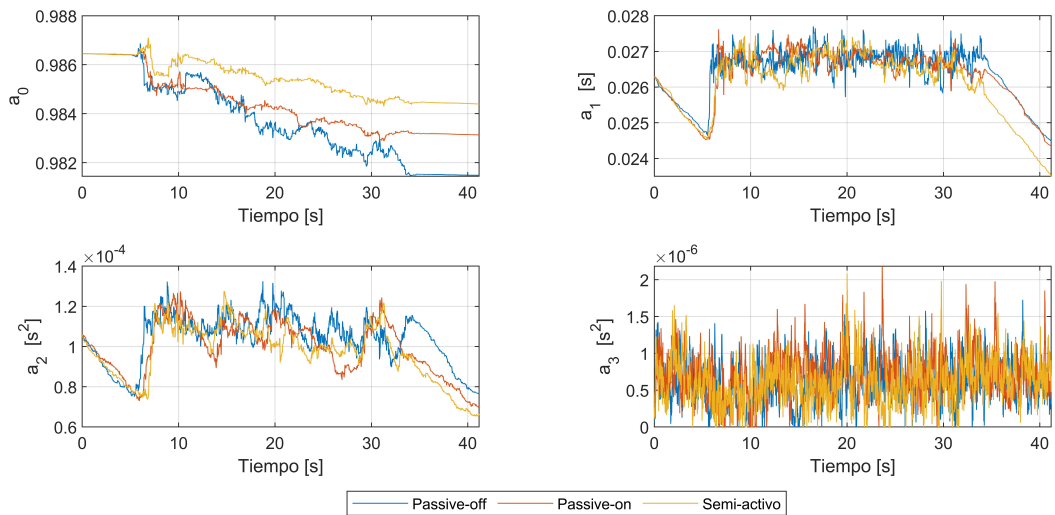


Figura 10.6: Evolución de la adaptación de las ganancias de compensador AMBC (Caso IV, El Centro 50 %).

Adicionalmente, los gráficos de sub-espacio de sincronización (SSP) son presentados en la Figura 10.7 y 10.8. En la Figura 10.7 se realiza una comparación del gráfico SSP para el control *passive-off* en un RTHS sin compensación y utilizando AMBC. En la Figura 10.8 se presentan los gráficos SSP de las RTHS compensadas con *passive-on* y control semi-activo. Las líneas rectas diagonales demuestran la excelente compensación del retraso en todos los casos sin un error apreciable de amplitud.

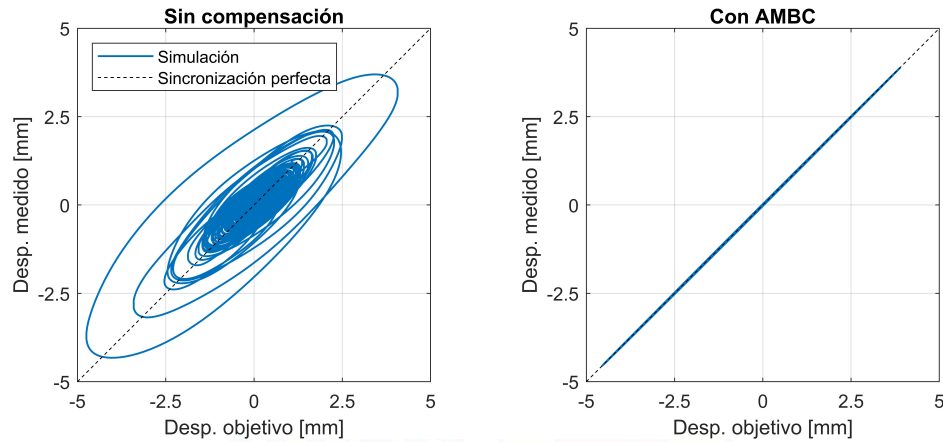


Figura 10.7: Gráficos de sub-espacio de sincronización en *passive-off* con el sistema sin compensación y con AMBC (Caso IV, El Centro 50 %).

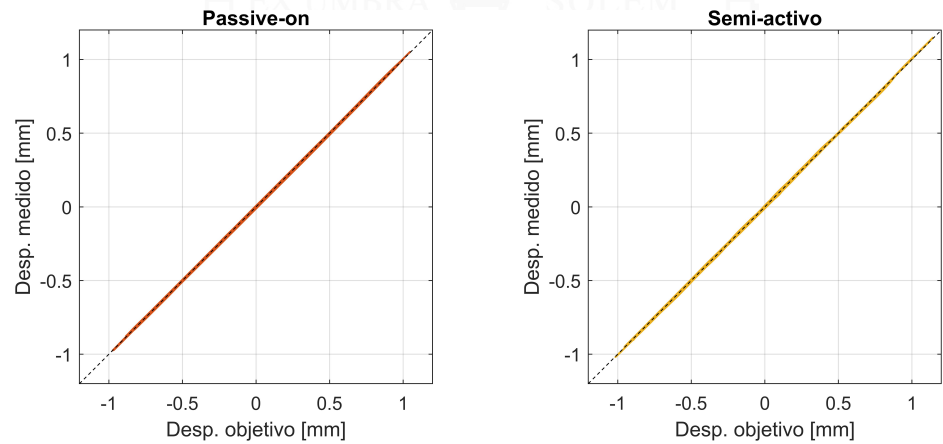


Figura 10.8: Gráficos de sub-espacio de sincronización para los casos con control *passive-on* y semi-activo (Caso IV, El Centro 50 %).

En las Tablas 10.2 a 10.5 se presentan los valores de los nueve indicadores J_i definidos en la Tabla 10.1 para la estructuras sometidas al terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA, para los modos de operación *passive-off*, *passive-on*, y control semi-activo. Se realiza una comparación de los valores de cada uno de los casos de los sistemas sin compensación y con compensación. Los resultados que se obtienen para los registros de Kobe y el Maule se encuentran en Anexos B.1.

Los retrasos de sincronización J_1 se reducen a cero en todos los casos, mientras que los valores de J_2 y J_3 se mantienen debajo del 2.22 %, lo que indica un excelente desempeño del bucle de compensación. Los errores más altos de los sistemas compensados se encuentra con los modos de operación semi-activo, lo que era esperado debido a la variabilidad en la corriente que es comandada al amortiguador. Haciendo enfoque en este modo de operación, los valores de $J_4 - J_9$ se mantienen entre un rango de 0.54 % - 2.29 %, lo que, de igual manera, son valores muy reducidos. Si bien los errores de los sistemas compensados son mayores con el modo semi-activo, el modo *passive-on* es el que posee la mayor capacidad de introducir inestabilidades al sistema al no haber compensación, obteniéndose errores de hasta un 384 % en estos casos. Por último, los mayores valores de indicadores de evaluación se presentan para la estructura del Caso IV respecto al resto de los casos, lo que coincide con la conclusión de que el Caso IV corresponde al caso más sensible a la compensación (Silva et al., 2020).

Tabla 10.2: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso I, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	24.90	0.00	15.60	0.00	16.60	0.00
J_2 [%]	49.43	0.63	106.06	0.83	75.19	0.91
J_3 [%]	57.33	0.45	74.42	2.22	79.60	1.52
J_4 [%]	38.37	0.69	264.48	0.81	74.25	1.63
J_5 [%]	23.82	0.27	230.65	0.95	69.83	1.42
J_6 [%]	24.13	0.27	252.85	1.03	73.01	1.46
J_7 [%]	48.76	0.49	180.10	2.02	88.74	1.75
J_8 [%]	13.48	0.15	170.60	2.42	87.97	1.22
J_9 [%]	13.18	0.16	162.83	2.32	97.02	1.39

Tabla 10.3: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso II, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	25.10	0.00	15.90	0.00	16.60	0.00
J_2 [%]	48.29	0.67	105.05	0.73	83.04	0.79
J_3 [%]	56.32	1.04	78.07	1.58	70.57	1.08
J_4 [%]	39.37	0.71	275.54	0.77	103.84	1.58
J_5 [%]	22.79	0.26	234.01	0.74	98.50	1.26
J_6 [%]	23.12	0.26	257.12	0.82	102.54	1.31
J_7 [%]	51.13	1.03	188.81	1.49	92.18	1.46
J_8 [%]	11.15	0.15	180.82	1.08	86.89	1.15
J_9 [%]	11.35	0.16	169.68	1.11	86.91	1.39

Tabla 10.4: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso III, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	25.40	0.00	16.60	0.00	17.10	0.00
J_2 [%]	45.38	0.58	102.43	0.66	83.94	0.75
J_3 [%]	52.66	0.72	77.39	1.11	71.13	1.01
J_4 [%]	35.58	0.64	253.63	0.72	118.96	1.44
J_5 [%]	20.60	0.18	207.98	0.67	111.05	1.07
J_6 [%]	20.76	0.18	229.04	0.74	115.59	1.12
J_7 [%]	46.72	0.75	152.27	1.25	102.10	1.97
J_8 [%]	11.88	0.12	136.33	0.84	88.78	1.13
J_9 [%]	11.73	0.12	130.72	0.81	89.10	1.05

Tabla 10.5: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso IV, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	24.90	0.00	15.60	0.00	15.90	0.00
J_2 [%]	50.73	0.66	107.98	0.83	96.05	0.97
J_3 [%]	56.36	0.66	79.83	1.33	88.12	1.31
J_4 [%]	39.09	0.72	402.73	0.80	179.22	1.85
J_5 [%]	29.86	0.26	336.77	0.93	168.72	1.49
J_6 [%]	30.18	0.27	383.98	1.04	179.60	1.54
J_7 [%]	47.53	0.74	270.57	1.29	175.69	1.88
J_8 [%]	15.68	0.14	237.92	1.37	140.91	1.53
J_9 [%]	15.24	0.13	259.39	1.30	161.77	1.88

En total, se obtienen doce combinaciones de análisis para los cuatro casos de partición con los tres terremotos, los cuales son resumidos en la Figura 10.9 para los indicadores J_2 - J_9 . El seguimiento es un desafío mayor para el caso con control semi-activo según se aprecia con el indicador J_4 , con valores bajo 0.7 % y 1.9 % para ambos controles pasivos y con el control semi-activo, respectivamente. Una excelente compensación del retraso es alcanzada en el total de los casos, con valores de NRMSE (J_2) bajo un 1 % y valores máximos (J_3) bajo un 2.3 %. Los valores NRMSE de los criterios asociados al segundo y tercer piso, J_5 y J_6 , varían por modo de control, de hasta un 0.25, 1.1 y 1.6 % utilizando *passive-off*, *passive-on* y control semi-activo, respectivamente. Se puede apreciar que en cuanto a los indicadores relacionados con los valores máximos ($J_{3,7,8,9}$) existen valores atípicos en los diagramas de cajas; sin embargo, se mantienen todos los índices con valores bajo un 2.5 %, lo que indica un excelente desempeño de la compensación en la RTHS.

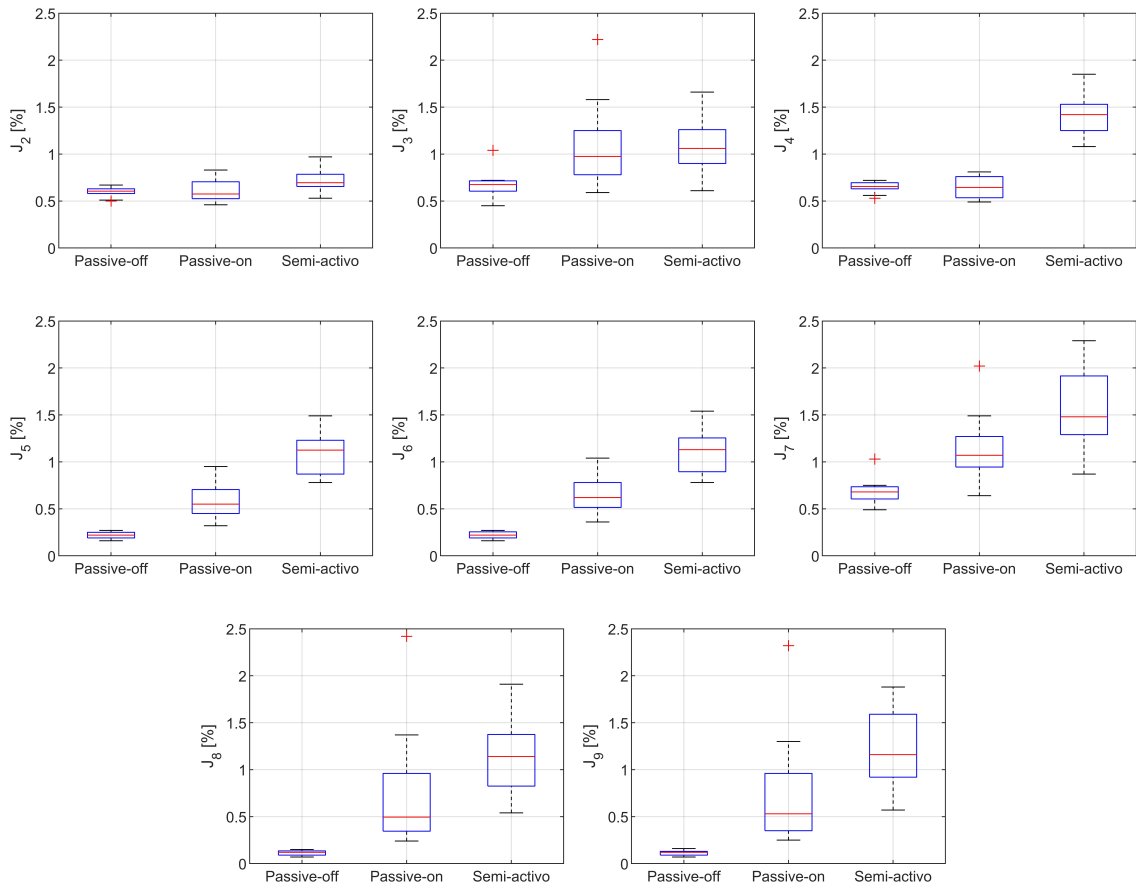


Figura 10.9: Gráfico de cajas de los criterios de evaluación J_2 - J_9 para cada modo de control del amortiguador MR.

10.3.2. Bucle semi-activo

En las Figuras 10.10 y 10.11 se presentan los resultados de desplazamiento relativo del tercer piso aceleración absoluta y fuerza del sistema de referencia y del sistema en RTHS virtual entre los 5 y 35 s de la simulación, para la estructura de referencia del Caso I, sometida al terremoto de El Centro escalado a 50% y en el modo de operación semi-activo del amortiguador, del sistema sin compensación y con compensación, respectivamente.

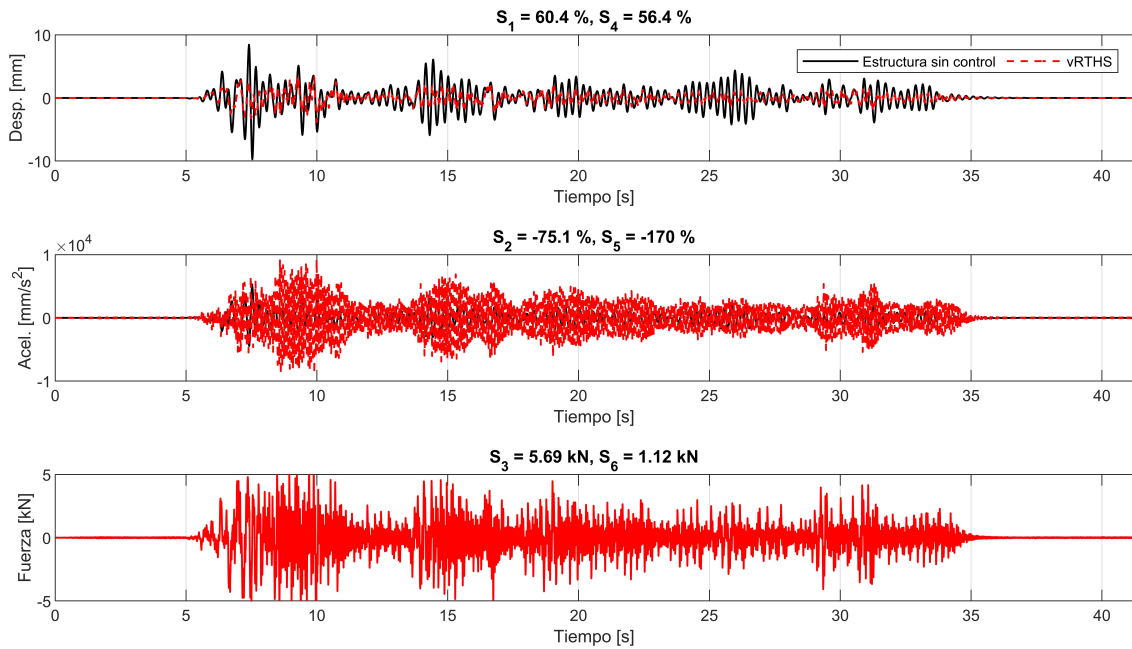


Figura 10.10: Desplazamiento relativo y aceleración absoluta del tercer piso, junto con la fuerza generada por los amortiguadores MR en el sistema no compensado (Caso I, El Centro 50 %, control semi-activo).

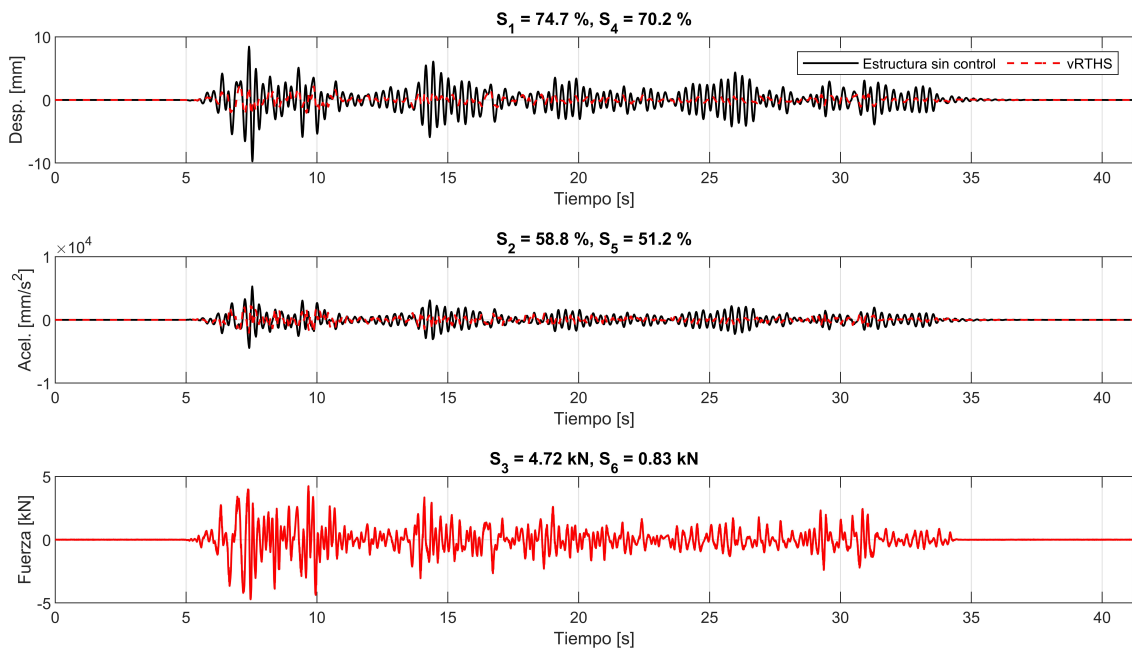


Figura 10.11: Desplazamiento relativo y aceleración absoluta del tercer piso, junto con la fuerza generada por los amortiguadores MR en el sistema compensado (Caso I, El Centro 50 %, control semi-activo).

En la Figura 10.10 se aprecia que el amortiguador MR no es capaz de funcionar correctamente cuando el sistema no está compensado, introduciendo amortiguamiento negativo en el sistema, lo que se aprecia, principalmente, en el aumento de las aceleraciones. Respecto a los desplazamientos del tercer piso, este efecto no es tan evidente para los valores máximos lo que se debe a que los pisos inferiores amortiguan la respuesta. Cuando el sistema está compensado (ver Figura 10.11), el funcionamiento del amortiguador es corregido y

se obtiene un comportamiento muy similar al de la estructura de referencia analizado en el Capítulo 8 (ver Figura 8.8).

En las Tablas 10.6 a 10.9 se presentan los valores de los seis indicadores S_i definidos en la Tabla 10.1 para la estructuras sometidas al terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA, para los modos de operación *passive-off*, *passive-on*, y control semi-activo. Se realiza una comparación de los valores de cada uno de los casos de los sistemas sin compensación y con compensación. Los resultados que se obtienen para los registros de Kobe y el Maule se encuentran en Anexos B.2.

Tabla 10.6: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso I, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	12.39	16.89	40.72	75.79	60.39	74.72
S_2 [%]	3.38	17.56	-236.03	55.72	-75.14	58.75
S_3 [kN]	0.80	0.83	7.07	4.61	5.69	4.72
S_4 [%]	28.40	33.48	15.83	70.65	56.39	70.19
S_5 [%]	23.36	32.76	-1370.28	47.69	-170.18	51.21
S_6 [kN]	0.28	0.27	4.53	0.95	1.12	0.83

Tabla 10.7: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso II, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	4.35	8.85	30.03	73.50	52.04	72.15
S_2 [%]	-5.93	7.44	-278.99	55.97	-109.20	55.66
S_3 [kN]	0.84	0.87	7.90	4.91	5.97	4.94
S_4 [%]	22.16	27.65	9.34	68.86	47.52	68.76
S_5 [%]	16.79	26.78	-1471.55	45.56	-317.33	48.85
S_6 [kN]	0.30	0.29	4.81	1.04	1.52	0.92

Tabla 10.8: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso III, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

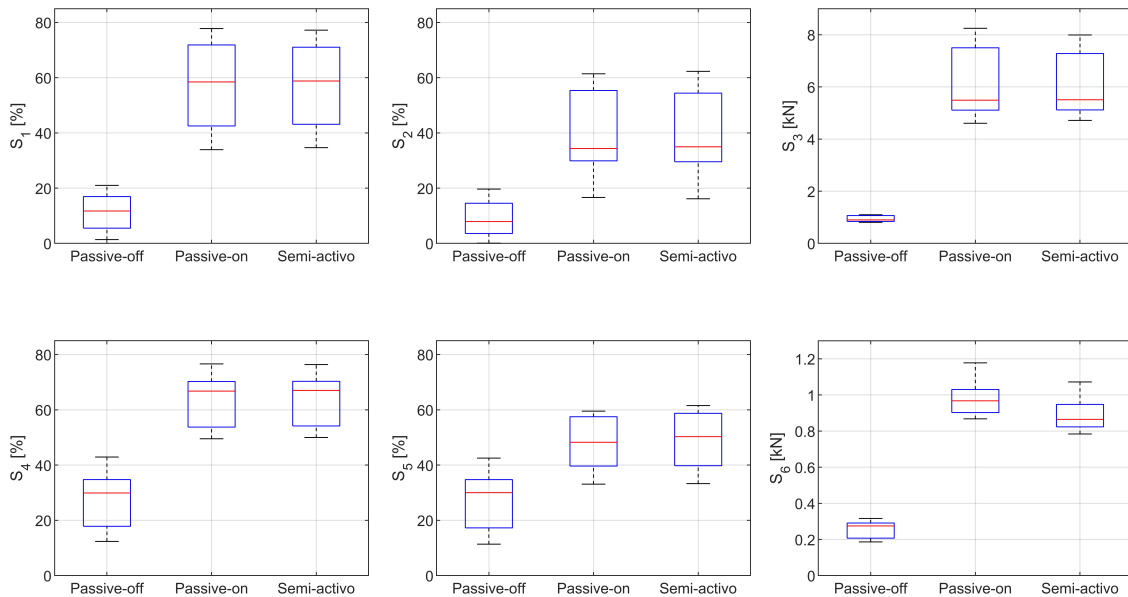
Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	16.42	17.29	36.28	70.21	59.52	69.92
S_2 [%]	8.88	8.35	-233.32	55.00	-106.39	53.16
S_3 [kN]	0.88	0.93	8.50	5.40	6.52	5.42
S_4 [%]	34.31	36.08	31.17	74.13	54.80	74.27
S_5 [%]	31.04	35.65	-1035.79	57.38	-290.53	59.21
S_6 [kN]	0.32	0.32	5.03	1.18	1.97	1.07

Tabla 10.9: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso IV, para el terremoto de El Centro escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	11.18	16.98	30.34	77.79	45.30	77.22
S_2 [%]	0.75	19.65	-397.32	61.41	-239.43	62.30
S_3 [kN]	0.84	0.86	8.81	4.74	7.44	4.79
S_4 [%]	36.48	42.91	4.78	76.61	45.67	76.37
S_5 [%]	32.23	42.52	-1720.91	58.44	-524.69	61.52
S_6 [kN]	0.30	0.29	5.64	0.98	2.03	0.85

De las Tablas 10.6 a 10.9 se puede concluir que para un correcto funcionamiento del sistema de control utilizando amortiguadores MR en vRTHS es necesario que el sistema esté compensado. De las estructuras analizadas, especialmente con el amortiguador operando en *passive-on*, se aprecia una gran inestabilidad en los sistemas sin compensación, llegando a amplificar la respuesta estructural en hasta un 2281 % respecto al caso sin control (Caso IV, terremoto de Kobe). Las fuerzas generadas en cada amortiguador en los sistemas sin compensación llegan a valores de hasta 5.7 kN, lo que supera umbral de operación del amortiguador que se dispone en laboratorio (2.4 kN) y podría dañar los equipos en un ensayo experimental.

En total, se obtienen doce combinaciones de análisis para los cuatro casos de partición con los tres terremotos, los cuales son resumidos en la Figura 10.12 para los indicadores S_1 - S_6 de los sistemas con compensación. Los valores de dichos indicadores concuerdan con los resultados obtenidos para la estructura de referencia analizada en el Capítulo 8, lo que demuestra que los errores de sincronización alcanzados son insignificantes y no perjudican el rendimiento de cada sistema de control.

**Figura 10.12:** Gráfico de cajas de los criterios de evaluación S_1 - S_6 para cada modo de control del amortiguador MR.

10.4. Comentarios

En el presente capítulo se llevan a cabo ensayos de simulación híbrida en tiempo real (RTHS) en un entorno virtual, a través del uso de MATLAB/Simulink. La estructura considerada corresponde a un modelo de corte de un edificio de tres pisos, donde se consideran tres combinaciones de propiedades diferentes. Este edificio corresponde a la subestructura numérica de la simulación. A esta estructura se le añaden cuatro amortiguadores magneto-reológicos (MR) de pequeña escala en el primer piso, los cuales corresponden a la subestructura experimental. Las propiedades utilizadas para modelar tanto el actuador como el amortiguador fueron obtenidas a partir de ensayos en laboratorio de componentes experimentales. Además, se considera un algoritmo de control semi-activo para regular el comportamiento del amortiguador MR, el cual es comparado con modos de operación pasivos.

Los resultados obtenidos de las simulaciones virtuales demuestran la efectividad del algoritmo de compensación dinámica seleccionado en ensayos con especímenes altamente no lineales como son los amortiguadores MR en cuanto a la reducción de los errores de sincronización y seguimiento, según los indicadores que se definen en [Silva et al. \(2020\)](#). Se verifica que la compensación es un requisito esencial para hacer ensayos con este tipo de amortiguadores, ya que ante la ausencia de compensación, el amortiguador es capaz de aumentar las aceleraciones del sistema respecto a la estructura sin amortiguador. A esto se le denominan respuestas inestables y se deben a que los amortiguadores, en dicho caso, estarían incorporando amortiguamiento negativo al sistema.

11 | Conclusiones

11.1. Comentarios Generales

En el presente estudio se analiza un sistema estructural compuesto por un modelo de corte de un edificio de tres pisos al cual se le incorporan cuatro amortiguadores MR de pequeña escala en el primer piso, ubicados de forma paralela. Esta estructura es sometida a ensayos de vRTHS utilizando un algoritmo de compensación dinámica adaptivo que no requiere conocimiento previo del espécimen de ensayo, donde la subestructura experimental corresponden a los amortiguadores. Se consideraron cuatro combinaciones de propiedades para el edificio, sometido a tres solicitaciones sísmicas, para demostrar la efectividad y robustez del compensador elegido en ensayos con especímenes altamente no lineales como son los amortiguadores MR, a su vez como se verifica el desempeño del sistema de control estructural en ensayos vRTHS sin y con compensación.

Las propiedades del amortiguador y del actuador servo-hidráulico se calculan ajustando un modelo a los datos obtenidos de forma experimental, mediante ensayos de identificación de sistemas. Para el amortiguador se elige un modelo paramétrico, obteniendo errores menores a un 15 % para los ensayos de validación. El actuador se modela mediante una función de transferencia, obteniendo, en este caso, errores menores al 5 % respecto a los ensayos de validación. Se demuestra que el amortiguador no posee influencia en el comportamiento del actuador servo-hidráulico en el rango de frecuencias analizado, lo que se debe a que la capacidad del actuador es 40 veces mayor a la fuerza que es capaz de generar el amortiguador utilizado para estos ensayos.

El algoritmo AMBC utilizado requiere de una calibración *offline* de los parámetros adaptivos iniciales mediante un algoritmo de optimización. Esta calibración es llevada a cabo en un entorno virtual y considerando un rango de variabilidad en el modelo de la planta de control, la cual es incorporada de forma numérica para otorgar la robustez necesaria a la hora de llevar a cabo ensayos de RTHS. La función objetivo original del proceso de optimización consiste en el promedio del error de cada ensayo de calibración. Sin embargo, al modificar la función objetivo original, considerando la desviación estándar del error de cada ensayo de calibración, se le proporciona robustez a la matriz de ganancias adaptivas inicial obtenida del compensador, lo que es verificado de forma cualitativa.

Por otro lado, el amortiguador MR tiene la característica de que puede ser controlado de forma semi-activa. Esto quiere decir que las propiedades del amortiguador cambian a medida de que se le introduzca corriente al sistema. En particular, se utiliza el algoritmo denominado *clipped-optimal control*, el cual se implementa en conjunto con un control lineal cuadrático gaussiano. El diseño del control demuestra ser lo suficientemente robusto y eficiente para todos los casos de estudio, obteniendo reducciones de la respuesta del tercer piso del edificio de entre 35-77 % para desplazamientos y 16-62 % para aceleraciones. Además, este diseño es comparado con formas de actuación pasivas del amortiguador, teniendo ventajas mayormente en términos de energía (entre un 12-30 % menos respecto al modo pasivo con corriente constante), lo que se traduce en un menor costo de operación.

Finalmente, se llevan a cabo ensayos de RTHS virtuales a través del software MATLAB/Simulink. Cabe destacar que esta implementación consiste, principalmente, en tres bucles:

1. El bucle híbrido, que consiste en la subestructuración del sistema, donde el edificio de tres pisos consiste en la subestructura numérica y el amortiguador MR en la subestructura experimental. El modelo del edificio se considera determinístico, mientras que el amortiguador es modelado utilizando técnicas de identificación de sistemas.
2. El bucle de compensación, que consiste en la retroalimentación al compensador con la información de las respuestas del ensayo de forma de que vaya adaptando sus parámetros en el transcurso de la simulación.
3. El bucle semi-activo, que consiste en la aplicación de la ley de control al amortiguador MR.

Los resultados demuestran la efectividad del algoritmo de compensación en ensayos de vRTHS para todos los casos analizados, tanto en sincronización como en seguimiento de la referencia, disminuyendo los errores asociados en más de un 97 % respecto al caso sin compensación. También, se muestran de forma gráfica los efectos adversos que puede generar el realizar ensayos sin compensación para el correcto funcionamiento del amortiguador MR, y se comparan con los resultados que se obtienen con los sistemas compensados. La fuerza generada por el amortiguador baja hasta en un 50 % del valor máximo para el caso pasivo con corriente constante al utilizar compensación. Otro efecto analizado es que la aceleración aumenta respecto al caso sin control si no se utiliza compensación en el ensayo, en hasta un 2281 % del valor RMS, valor que disminuye a un 60 % al utilizar compensación.

11.2. Trabajo Futuro

Algunos de los estudios futuros se muestran a continuación:

- En el Capítulo 6 se verificó que no existía influencia de la interacción actuador-espécimen debido a que el espécimen tiene una rigidez muy baja en comparación con el actuador utilizado. Por ende, se podría realizar la identificación de sistemas del actuador servo-hidráulico con especímenes rígidos, con el fin de analizar la influencia de la interacción actuador-espécimen en los procesos de identificación.
- En el Capítulo 7 se desarrolló un modelo de amortiguador MR, donde se aprecia cierta variabilidad en los parámetros dependientes de corriente, la cual podría ser considerada para el desarrollo de un modelo con parámetros estocásticos.
- Utilizar otros modelos para el amortiguador MR u otras metodologías de control semi-activo y analizar la variabilidad en el desempeño respecto a los resultados que se obtienen en este trabajo.
- Incorporación de incertidumbre en la subestructura numérica. Se podrían variar los parámetros de la estructura numérica en la RTHS como, por ejemplo, la rigidez o la masa de los pisos del edificio, lo que podría ser una generalización de lo que se realizó en este trabajo considerando solo tres estructuras.
- Validación experimental de los resultados obtenidos a partir de la configuración de RTHS virtual. Esto involucra realizar una campaña experimental para verificar los resultados que se obtienen de las simulaciones numéricas de los ensayos de RTHS.
- Utilizar otros métodos de control junto con el amortiguador MR, como un amortiguador de masa sintonizada.

Bibliografía

- Balmès, Etienne et al. (1996). Frequency domain identification of structural dynamics using the pole/residue parametrization. *Office National d'Etudes Et De Recherches Aerospatiales Onera-Publications-Tp.* 2.5.1
- Bass, Brent J y Christenson, Richard E (2007). System identification of a 200 kN magneto-rheological fluid damper for structural control in large-scale smart structures. In *2007 American Control Conference* (pp. 2690–2695).: IEEE. 2.5.2
- Bendat, J.S. y Piersol, A.G. (2011). *Random Data: Analysis and Measurement Procedures*. Wiley Series in Probability and Statistics. Wiley. 3.1.1
- Blakeborough, Anthony; Williams, M.; Darby, Antony; y Williams, D. (2001). The development of real-time substructure testing. *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 359, 1869–1891. 2.3
- Carrion, Juan y Spencer, Billie (2007). *Model-based Strategies for Real-time Hybrid Testing*. Technical report NSEL-006, Newmark Structural Engineering Laboratory. University of Illinois at Urbana Champaign. (document), 2.3, 2.3, 2.3.2, 2.4, 6.1, 6.1.2
- Casciati, Fabio; Rodellar, José; y Yildirim, U. (2012). Active and semi-active control of structures – theory and applications: A review of recent advances. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 23, 1181–1195. 2.1
- Chae, Yunbyeong (2011). *Seismic hazard mitigation of building structures using magneto-rheological dampers*. PhD thesis, Lehigh University. 2.2.2
- Chae, Yunbyeong; Ricles, James M.; y Sause, Richard (2013). Large-scale experimental studies of structural control algorithms for structures with magnetorheological dampers using real-time hybrid simulation. *Journal of Structural Engineering*, 139(7), 1215–1226. 1.1, 2.4
- Chen, Cheng (2007). *Development and numerical simulation of hybrid effective force testing method*. PhD thesis, Lehigh University. 2.4
- Chen, Cheng; Peng, Changle; Hou, Hetao; y Liang, Junjian (2021). Comparison of magnetorheological damper models through parametric uncertainty analysis using generalized likelihood uncertainty estimation. *Journal of Engineering Mechanics*, 147(2), 04020146. 2.5.2
- Chen, Cheng y Ricles, James (2010). Tracking error based servo-hydraulic actuator adaptive compensation for real-time hybrid simulation. *Journal of Structural Engineering*, 136(4), 432–440. 2.4
- Chen, Cheng; Ricles, James M.; Marullo, Thomas M.; y Mercan, Oya (2009). Real-time hybrid testing using the unconditionally stable explicit CR integration algorithm. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 38(1), 23–44. 2.4
- Chen, Cheng; Ricles, James M; Sause, Richard; y Christenson, Richard (2010). Experimental evaluation of an adaptive inverse compensation technique for real-time simulation of a large-scale magneto-rheological fluid damper. *Smart Materials and Structures*, 19(2), 025017. 1.1, 2.4

- Chen, Pei-Ching; Chang, Chia-Ming; Spencer, Billie; y Tsai, Keh-Chyuan (2015). Adaptive model-based tracking control for real-time hybrid simulation. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 13(6), 1633–1653. 1.1, 3.3.1, 3.3.1
- Chen, Z.; Xiuyong, Wang; Ko, J.M.; Ni, Y.Q.; Spencer, Billie; Yang, Guangguang; y Hu, J.H. (2004). MR damping system for mitigating wind-rain induced vibration on dongting lake cable-stayed bridge. *Wind and Structures*, 7(5), 293–304. 2.2
- Cheng, Franklin Y (2008). *Smart structures: innovative systems for seismic response control*. CRC press. 2.1
- Christenson, Richard; Dyke, Shirley; Zhang, Jian; Mosqueda, Gilberto; Chen, Cheng; Nakata, Narutoshi; Laplace, Patrick; Song, Wei; Chae, Yungyeong; Marshall, Gmez A.; Ou, Ge; Riascos, Carlos Andres; y Song, Cheng (2014). Hybrid simulation: a discussion of current assessment measures. 2.3.1
- Constantinou, Michalakis C; Soong, Tsu T; y Dargush, Gary F (1998). *Passive energy dissipation systems for structural design and retrofit*. Mceer monograph series, no 1, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research Buffalo, NY. 2.1
- Darby, AP; Blakeborough, A; y Williams, MS (2001). Improved control algorithm for real-time substructure testing. *Earthquake engineering & structural dynamics*, 30(3), 431–448. 2.3
- Dermitzakis, S.N.; Mahin, S.A.; y (U.S.), National Science Foundation (1985). *Development of Substructuring Techniques for On-line Computer Controlled Seismic Performance Testing*. Earthquake engineering research center report series. Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California. 2.3.1
- Dyke, SJ y Spencer, BF (1997). A comparison of semi-active control strategies for the MR damper. In *Proceedings Intelligent Information Systems. IIS'97* (pp. 580–584).: IEEE. 2.2.2
- Dyke, SJ; Spencer Jr, BF; Sain, MK; y Carlson, JD (1996a). Experimental verification of semi-active structural control strategies using acceleration feedback. In *Proc. of the 3rd Intl. Conf. on Motion and Vibr. Control*, volume 3 (pp. 291–296). 2.1, 8.2, 8.4
- Dyke, Shirley Jane (1996). *Acceleration feedback control strategies for active and semi-active control systems: modeling, algorithm development, and experimental verification*. PhD thesis, University of Notre Dame. (document), 2.1, 2.2.2, 3.2, 3.2.2, 8.3.1, 8.4
- Dyke, S. J.; Spencer, B. F.; Quast, P.; y Sain, M. K. (1995). Role of control-structure interaction in protective system design. *Journal of Engineering Mechanics*, 121(2), 322–338. 2.4
- Dyke, Shirley J; Spencer Jr, BF; Sain, MK; y Carlson, JD (1996b). Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction. *Smart materials and structures*, 5(5), 565. (document), 2.1, 2.1, 3.2.1, 8.2, 8.4
- Fernandois, Gaston; Galmez, Cristobal; y Valdebenito, Marcos (2020). Optimal gain calibration of adaptive model-based compensation for real-time hybrid simulation testing. In *17th World Conference on Earthquake Engineering (17WCEE)* Sendai. 1.1, 2.4, 3.3.1, 4.2.2, 9, 9.4
- Fernandois, GA y Spencer Jr, BF (2018). *Development and Implementation of a Multi-axial Real-time Hybrid Simulation Framework*. Technical report NSEL-049, Newmark Structural Engineering Laboratory. University of Illinois at Urbana Champaign. 3.1.2
- Friedman, Anthony; Dyke, Shirley J; Phillips, Brian; Ahn, Ryan; Dong, Baiping; Chae, Yunbyeong; Castaneda, Nestor; Jiang, Zhaoshuo; Zhang, Jianqiu; Cha, Youngjin; et al. (2015). Large-scale real-time hybrid simulation for evaluation of advanced damping system performance. *Journal of Structural Engineering*, 141(6), 04014150. 2
- Gao, Xiuyu S. y You, Shawn (2019). Dynamical stability analysis of MDOF real-time hybrid system. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 133, 106261. 1.1

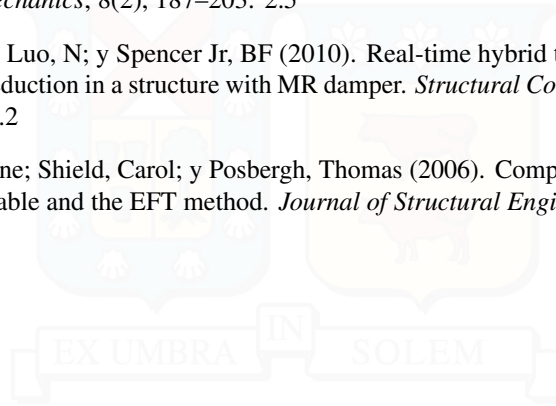
- Ghaffary, Azin y Karami Mohammadi, Reza (2019). Comprehensive nonlinear seismic performance assessment of mr damper controlled systems using virtual real-time hybrid simulation. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 28(8), e1606. 2.3.2
- Giuclea, M; Sireteanu, T; Stancioiu, D; y Stammers, Charles W (2004). Model parameter identification for vehicle vibration control with magnetorheological dampers using computational intelligence methods. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I: Journal of Systems and Control Engineering*, 218(7), 569–581. 2.5.2
- Gálmez, Cristóbal (2021). Adaptive dynamic compensation for real-time hybrid simulation testing. Master's thesis, Universidad Técnica Federico Santa María. (document), 2.4, 3.4, 3.5, 3.6
- Gálmez, Cristóbal y Fernandois, Gastón (2022). Robust adaptive model-based compensator for the real-time hybrid simulation benchmark. *Structural Control and Health Monitoring*, 29(7), 1–20. 2.4
- Hakuno, Motohiko; Shidawara, Masatoshi; y Hara, Tsukasa (1969). Dynamic destructive test of a cantilever beam, controlled by an analog-computer. In *Proceedings of the Japan society of civil engineers*, volume 171 (pp. 1–9):. Japan Society of Civil Engineers. 2.3.1
- Horiuchi, T.; Inoue, M.; Konno, T.; y Namita, Y. (1999). Real-time hybrid experimental system with actuator delay compensation and its application to a piping system with energy absorber. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 28(10), 1121–1141. 1.1, 2.3.2, 2.3.2, 2.4, 2.4
- Housner, GWea; Bergman, Lawrence A; Caughey, T Kf; Chassiakos, Anastassios G; Claus, Richard O; Masri, Sami F; Skelton, Robert E; Soong, TT; Spencer, BF; y Yao, James TP (1997). Structural control: past, present, and future. *Journal of engineering mechanics*, 123(9), 897–971. 2.1
- Inaudi, José A (1997). Modulated homogeneous friction: a semi-active damping strategy. *Earthquake engineering & structural dynamics*, 26(3), 361–376. 2.2.2
- Jin, Gang; Sain, M.K.; y Spencer, Billie (2000). Frequency domain identification with fixed zeros: first generation seismic-AMD benchmark. volume 2 (pp. 981–985). 2.5.1
- Jung, Hyung-Jo; Choi, Kang-Min; Spencer Jr., Billie F.; y Lee, In-Won (2006). Application of some semi-active control algorithms to a smart base-isolated building employing MR dampers. *Structural Control and Health Monitoring*, 13(2-3), 693–704. 2.2.2
- Jung, Hyung-Jo; Spencer, Billie; Ni, Y.Q.; y Lee, In (2004). State-of-the-art of semiactive control systems using mr fluid dampers in civil engineering applications. *Structural Engineering and Mechanics*, 17, 493–526. 1.1, 2.2, 2.2.1
- Jung, Hyung-Jo; Spencer, Billie F.; y Lee, In-Won (2003). Control of seismically excited cable-stayed bridge employing magnetorheological fluid dampers. *Journal of Structural Engineering*, 129(7), 873–883. 8.3.1
- Kamath, Gopalakrishna M y Wereley, Norman M (1997). A nonlinear viscoelastic-plastic model for electrorheological fluids. *Smart Materials and Structures*, 6(3), 351. 2.5.2
- Kim, Saang; Spencer, Billie; y Yun, Chung-Bang (2005). Frequency domain identification of multi-input, multi-output systems considering physical relationships between measured variables. *Journal of Engineering Mechanics*, 131(5), 461–472. 2.5.1, 6.1
- Kwok, NM; Ha, QP; Nguyen, MT; Li, J; y Samali, B (2007). Bouc-Wen model parameter identification for a MR fluid damper using computationally efficient GA. *ISA transactions*, 46(2), 167–179. 2.5.2
- Kwok, NM; Ha, QP; Nguyen, TH; Li, Jianchun; y Samali, Bijan (2006). A novel hysteretic model for magnetorheological fluid dampers and parameter identification using particle swarm optimization. *Sensors and Actuators A: Physical*, 132(2), 441–451. 2.5.2
- Leipholtz, U y Abdel-Rohman, M (2012). *Control of structures*, volume 11. Springer Science & Business Media. 2.1

- Leitmann, George (1994). Semiactive control for vibration attenuation. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 5(6), 841–846. 2.2.2
- Li, Hong-Wei; Wang, Fang; Ni, Yi-Qing; Wang, You-Wu; y Xu, Zhao-Dong (2022). An adaptive and robust control strategy for real-time hybrid simulation. *Sensors*, 22(17), 6569. 4.2
- Li, Weihua; Yao, G; Chen, G; Yeo, S; y Yap, Fook Fah (2000). Testing and state modeling of a MR damper under sinusoidal loading. *Smart Materials and Structures*, 9(1), 95. 2.5.2
- Liao, WH y Lai, CY (2002). Harmonic analysis of a magnetorheological damper for vibration control. *Smart Materials and Structures*, 11(2), 288. 2.5.2
- Ligeikis, C. y Christenson, R. (2020). Identifying stochastic frequency response functions using real-time hybrid substructuring, principal component analysis, and kriging metamodeling. *Experimental Techniques*, 44(6), 763–786. 2.3.2
- Ligeikis, Connor H (2019). *Exploring Uncertainty in Real-Time Hybrid Substructuring*. PhD thesis, University of Connecticut. 7.5
- Ljung, Lennart (1986). *System Identification: Theory for the User*. USA: Prentice-Hall, Inc. 2.5
- LORD, Corporation (2009). Lord technical data. (RD-8040-1 and RD-8041-1 Dampers). Rev. 0. 5.2.1
- Love, J.; Tait, Michael; y Toopchi-Nezhad, Hamid (2011). A hybrid structural control system using a tuned liquid damper to reduce the wind induced motion of a base isolated structure. *Engineering Structures*, 33(3), 738–746. 2.1
- Ma, Xiao Qing; Rakheja, S.; y Su, Chun-Yi (2007). Development and relative assessments of models for characterizing the current dependent hysteresis properties of magnetorheological fluid dampers. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 18(5), 487–502. 2.5.2
- Maghareh, Amin; Dyke, Shirley J; Prakash, Arun; y Rhoads, Jeffrey F (2014). Establishing a stability switch criterion for effective implementation of real-time hybrid simulation. *Smart Struct. Syst*, 14(6), 1221–1245. 4.1.1
- Maghareh, Amin; Silva, Christian E.; y Dyke, Shirley J. (2018). Servo-hydraulic actuator in controllable canonical form: Identification and experimental validation. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 100, 398–414. 1.1
- Mahin, Stephen A y Shing, Pui-shum B (1985). Pseudodynamic method for seismic testing. *Journal of Structural Engineering*, 111(7), 1482–1503. 2.3.1
- Mahin, Stephen A; Shing, Pui-Shum B; Thewalt, Christopher R; y Hanson, Robert D (1989). Pseudodynamic test method—Current status and future directions. *Journal of Structural Engineering*, 115(8), 2113–2128. 2.3.1
- McClamroch, N Harris y Gavin, HP (1995). Closed loop structural control using electrorheological dampers. In *Proceedings of 1995 American Control Conference-ACC'95*, volume 6 (pp. 4173–4177).: IEEE. 2.2.2
- McCrum, DP y Williams, MS (2016). An overview of seismic hybrid testing of engineering structures. *Engineering Structures*, 118, 240–261. 2.3
- Mera, Diego (2022). Implementación y validación virtual de plataforma de coordinación cliente-servidor para subestructuración multitasa en ensayos de simulación híbrida en tiempo real. Master's thesis, Universidad Técnica Federico Santa María. 2.4
- Mosqueda, Gilberto (2003). *Continuous hybrid simulation with geographically distributed substructures*. PhD thesis, University of California, Berkeley. 2.3
- Nakashima, Masayoshi (2020). Hybrid simulation: An early history. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 49(10), 949–962. 2.3

- Nakashima, Masayoshi; Kato, Hiroto; y Takaoka, Eiji (1992). Development of real-time pseudo dynamic testing. *Earthquake engineering & structural dynamics*, 21(1), 79–92. 2.3, 2.3.2
- Nakashima, Masayoshi y Masaoka, Nobuaki (1999). Real-time on-line test for MDOF systems. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 28, 393–420. 2.3, 2.3.2
- Nakata, Narutoshi; Dyke, Shirley; Zhang, Jian; Mosqueda, Gilberto; Shao, Xiaoyun; Mahmoud, Hussam; Head, Monique H.; Bletzinger, Michael Erwin; Marshall, Gmez A.; Ou, Ge; y Song, Cheng (2014). Hybrid simulation premier and dictionary. 2.3.1
- Occhiuzzi, A; Spizzuoco, M; y Serino, G (2003). Experimental analysis of magnetorheological dampers for structural control. *Smart Materials and Structures*, 12(5), 703. 2.5.2
- Pang, Li; Kamath, Gopalakrishna; y Wereley, Norman (1998). Analysis and testing of a linear stroke magnetorheological damper. In *39th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit* (pp. 2040). 2.5.2
- Phillips, Brian; Chae, Yunbyeong; Jiang, Zhaoshuo; Spencer, Bill; Ricles, James; Christenson, Richard; Dyke, Shirley; y Agrawal, Anil (2010). Real-time hybrid simulation benchmark study with a large-scale MR damper. In *5th World Conference on Structural Control and Monitoring*. 2.3.2
- Phillips, Brian M y Spencer Jr, Billie F (2011). *Model-based feedforward-feedback tracking control for real-time hybrid simulation*. Technical report NSEL-028, Newmark Structural Engineering Laboratory. University of Illinois at Urbana Champaign. 2.4
- Phillips, Brian M y Spencer Jr, Billie F (2012). *Model-based framework for real-time dynamic structural performance evaluation*. Technical report NSEL-031, Newmark Structural Engineering Laboratory. University of Illinois at Urbana Champaign. 1.1, 2.2.2, 2.3.1
- Rocklin, G. Ythomas (1985). A Comparison of H1, H2 and Hv Frequency Response Functions. *Proceedings of the 3rd International Mopdal Analysis Conference, 1985*, (pp. 272–278). 3.1.2
- Rosenbrock, Howard (1963). Some general implicit processes for the numerical solution of differential equations. *The Computer Journal*, 5(4), 329–330. 8.1, 10.1
- Saaed, Tarek; Nikolakopoulos, George; Jonasson, Jan-Erik; y Hedlund, Hans (2013). A state-of-the-art review of structural control systems. *Journal of Vibration and Control*, 21(5), 919–937. 1.1, 2.1
- Shield, Carol K; French, Catherine W; y Timm, John (2001). Development and implementation of the effective force testing method for seismic simulation of large-scale structures. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 359(1786), 1911–1929. 2.3
- Silva, Christian E.; Gomez, Daniel; Maghareh, Amin; Dyke, Shirley J.; y Spencer, Billie F. (2020). Benchmark control problem for real-time hybrid simulation. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 135(171). (document), 4.1.1, 4.1.1, 4.1, 1, 10.3.1, 10.4
- Snyder, Rebecca A; Kamath, Gopalakrishna M; y Wereley, Norman M (2001). Characterization and analysis of magnetorheological damper behavior under sinusoidal loading. *AIAA journal*, 39(7), 1240–1253. 2.5.2
- Soong, T.T. y Spencer, B.F. (2002). Supplemental energy dissipation: state-of-the-art and state-of-the-practice. *Engineering Structures*, 24(3), 243–259. 2.1
- Spencer, Billie; Dyke, S.; Sain, M.; y Carlson, J. (1997a). Phenomenological model of a magnetorheological damper. *Journal of Engineering Mechanics*, 123(3), 230–238. 2.5.2
- Spencer, Billie y Sain, M.K. (1998). Controlling buildings: A new frontier in feedback. *Control Systems, IEEE*, 30(6), 19–35. 2.1

- Spencer, B. F.; Dyke, S. J.; Sain, M. K.; y Carlson, J. D. (1997b). Phenomenological model for magnetorheological dampers. *Journal of Engineering Mechanics*, 123(3), 230–238. (document), 5.2.1, 7.2, 7.8, 7.5
- Symans, MD; Charney, FA; Whittaker, AS; Constantinou, MC; Kircher, CA; Johnson, MW; y McNamara, RJ (2008). Energy dissipation systems for seismic applications: current practice and recent developments. *Journal of structural engineering*, 134(1), 3–21. 2.1
- Symans, Michael D y Constantinou, Michael C (1999). Semi-active control systems for seismic protection of structures: a state-of-the-art review. *Engineering structures*, 21(6), 469–487. 2.1
- Takanashi, Koichi; Udagawa, Kuniaki; Seki, Matsutaro; Okada, Tsuneo; y Tanaka, Hisashi (1975). Non-linear earthquake response analysis of structures by a computer-actuator on-line system (details of the system). *Transaction of the Architectural Institute of Japan*, 229, 77–83. 2.3.1
- Tsokanas, Nikolaos y Stojadinovic, Bozidar (2020). A stochastic real-time hybrid simulation of the seismic response of a magnetorheological damper. In *17th World Conference on Earthquake Engineering (17WCEE)* Sendai. (document), 1.1, 2.4, 2.4, 2.5
- Tsokanas, Nikolaos; Wagg, David; y Stojadinović, Božidar (2020). Robust model predictive control for dynamics compensation in real-time hybrid simulation. *Frontiers in Built Environment*, 6, 127. 2.4
- Wallace, M. I.; Sieber, J.; Neild, S. A.; Wagg, D. J.; y Krauskopf, B. (2005). Stability analysis of real-time dynamic substructuring using delay differential equation models. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 34(15), 1817–1832. 1.1
- Wang, DH y Liao, W Hsin (2011). Magnetorheological fluid dampers: a review of parametric modelling. *Smart materials and structures*, 20(2), 023001. (document), 2.2.1, 2.6
- Wang, LX y Kamath, Hemant (2006). Modelling hysteretic behaviour in magnetorheological fluids and dampers using phase-transition theory. *Smart materials and structures*, 15(6), 1725. 2.5.2
- Wang, Nan; Li, Luyu; y Wang, Qi (2019a). Adaptive UKF-Based Parameter Estimation for Bouc-Wen Model of Magnetorheological Elastomer Materials. *Journal of Aerospace Engineering*, 32(1), 04018130. 2.5.2
- Wang, Wenxi; Hua, Xugang; Wang, Xiuyong; Wu, Jiali; Sun, Hongxin; y Song, Gangbing (2019b). Mechanical behavior of magnetorheological dampers after long-term operation in a cable vibration control system. *Structural Control and Health Monitoring*, 26(1), e2280. 2.2
- Wang, Xiang; Hutchinson, Tara; Astroza, Rodrigo; Conte, Joel; Restrepo, Jose; y Ribeiro, Waldir (2016). Shake table testing of an elevator system in a full-scale five-story building. *Earthquake Engineering Structural Dynamics*, 46(3), 391–407. 2.3
- Wani, Zubair Rashid; Tantray, Manzoor; y Sheikh, Javed Iqbal (2021). Experimental and numerical studies on multiple response optimization-based control using iterative techniques for magnetorheological damper-controlled structure. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 30(13), e1884. 2.2
- Wereley, Norman M; Kamath, Gopalakrishna M; y Madhavan, Vijay (1999). Hysteresis modeling of semi-active magnetorheological helicopter dampers. *Journal of intelligent material systems and structures*, 10(8), 624–633. 2.5.2
- Wereley, Norman M; Pang, Li; y Kamath, Gopalakrishna M (1998). Idealized hysteresis modeling of electrorheological and magnetorheological dampers. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 9(8), 642–649. 2.5.2
- Xiao, Zhirong; Zhang, Zhengwei; y Quansah, Anthony (2019). Combined identification of parameters in the mechanical model of magnetorheological damper. *Journal of Civil Engineering Research*, 9(1), 16–24. 2.5.2

- Yang, JN; Wu, JC; y Agrawal, AK (1995). Sliding mode control for nonlinear and hysteretic structures. *Journal of Engineering Mechanics*, 121(12), 1330–1339. 2.2.2
- Ye, Meiyang y Wang, Xiaodong (2007). Parameter estimation of the Bouc-Wen hysteresis model using particle swarm optimization. *Smart Materials and Structures*, 16(6), 2341. 2.5.2
- Yun, Chung-Bang y Shinozuka, Masanobu (1980). Identification of nonlinear structural dynamic systems. *Journal of Structural Mechanics*, 8(2), 187–203. 2.5
- Zapateiro, M; Karimi, HR; Luo, N; y Spencer Jr, BF (2010). Real-time hybrid testing of semiactive control strategies for vibration reduction in a structure with MR damper. *Structural Control and Health Monitoring*, 17(4), 427–451. 2.3, 2.3.2
- Zhao, Jian; French, Catherine; Shield, Carol; y Posbergh, Thomas (2006). Comparison of tests of a nonlinear structure using a shake table and the EFT method. *Journal of Structural Engineering*, 132(9), 1473–1481. 2.3



A | Desempeño del control semi-activo

En las Figuras A.1, A.4 y A.7 se presentan las respuestas del corte basal en tiempo-historia de la estructura del Caso II, III y IV, respectivamente, con control semi-activo, comparada con el caso sin control, para los tres terremotos escalados a un 50 % del PGA.

En las Tablas A.1, A.4 y A.7 se presentan las respuestas máximas, mientras que en las Tablas A.2, A.5 y A.8 se presentan las respuestas RMS de los distintos escenarios de análisis para cada caso: la estructura sin control, con el amortiguador MR operando en *passive-off*, *passive-on* y con el algoritmo de control semi-activo, y finalmente con el sistema activo ideal. Las respuestas que se presentan corresponden a: (i) desplazamientos relativos máximos de cada piso ($x_{i_{max}}$, con $i \in \{1, 2, 3\}$ los pisos del edificio); (ii) desplazamiento entrepiso máximo ($d_{i_{max}}$); (iii) aceleraciones absolutas máximas ($\ddot{x}_{i_{max}}$), (iv) la fuerza máxima de control (f_{max}) y (v) la energía consumida (E). Además, se muestran estos resultados de forma gráfica en las Figuras A.2, A.3, A.5, A.6, A.8 y A.9.

En las Tablas A.3, A.6 y A.9 se presentan los porcentajes de la reducción de la respuesta estructural máxima respecto al caso sin control con los modos de operación *passive-on* y control semi-activo para las estructuras de los Casos II, III y IV sometidas a los diferentes terremotos, a distintas escalas: 10, 30 y 60 % del PGA. Notar que mientras mayor sean estos valores, mejor es el desempeño del sistema. Además, se presenta la fuerza máxima f_{max} en N y la energía E requerida por el sistema.

A.1. Caso II

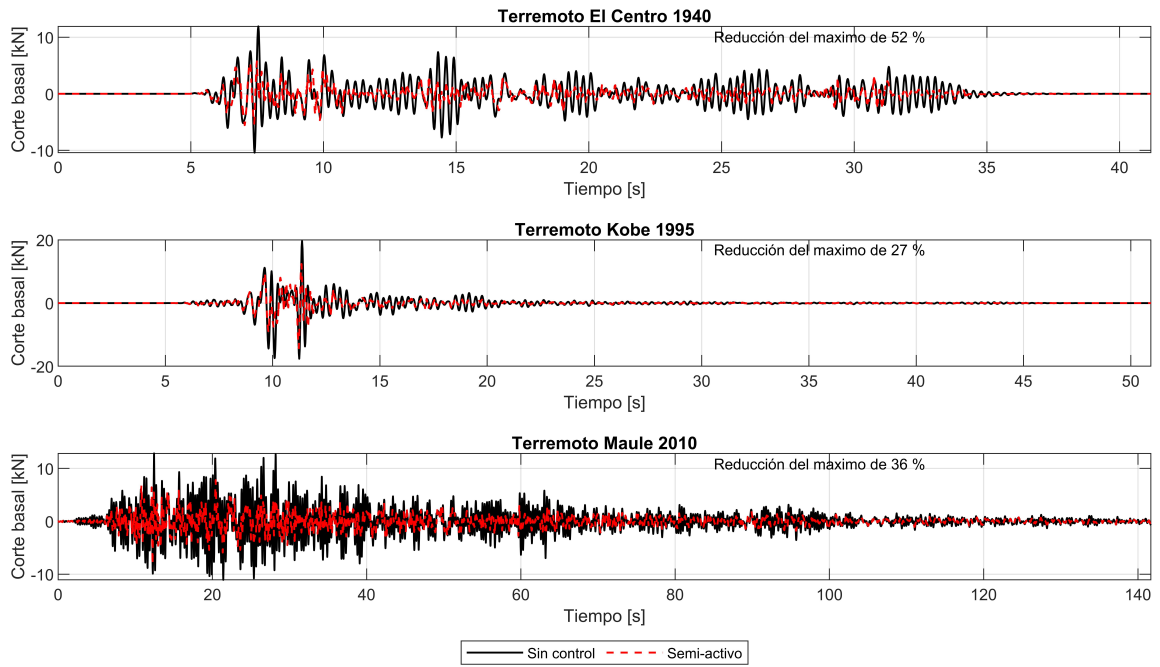


Figura A.1: Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso II.

Tabla A.1: Respuesta máxima del sistema del Caso II.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	x_{1max} [mm]	5.1	4.6 (9 %)	1.2 (76 %)	1.3 (75 %)	1.1 (79 %)
	x_{2max} [mm]	8.2	7.4 (9 %)	2.1 (75 %)	2.2 (73 %)	1.9 (77 %)
	x_{3max} [mm]	10.0	9.1 (9 %)	2.7 (73 %)	2.8 (72 %)	2.5 (75 %)
	d_{1max} [mm]	5.1	4.6 (9 %)	1.2 (76 %)	1.3 (75 %)	1.1 (79 %)
	d_{2max} [mm]	3.1	2.8 (9 %)	0.9 (71 %)	0.9 (70 %)	0.9 (72 %)
	d_{3max} [mm]	1.9	1.7 (9 %)	0.6 (66 %)	0.7 (64 %)	0.7 (65 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	2646	2652 (-0 %)	1691 (36 %)	1771 (33 %)	2774 (-5 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	3819	3622 (5 %)	2033 (47 %)	2016 (47 %)	2225 (42 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	4981	4611 (7 %)	2199 (56 %)	2199 (56 %)	2734 (45 %)
	f_{max} [N]	0	868	4894	4935	4935
	E [W·s]	-	0	494	336	-
Kobe	x_{1max} [mm]	8.4	7.5 (10 %)	4.7 (44 %)	4.6 (45 %)	3.2 (62 %)
	x_{2max} [mm]	13.6	12.2 (10 %)	7.8 (42 %)	7.7 (43 %)	5.8 (57 %)
	x_{3max} [mm]	16.7	15.1 (10 %)	9.8 (41 %)	9.7 (42 %)	7.7 (54 %)
	d_{1max} [mm]	8.4	7.5 (10 %)	4.7 (44 %)	4.6 (45 %)	3.2 (62 %)
	d_{2max} [mm]	5.2	4.7 (9 %)	3.1 (40 %)	3.1 (40 %)	2.6 (50 %)
	d_{3max} [mm]	3.2	2.9 (9 %)	2.0 (37 %)	2.0 (38 %)	2.1 (35 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	3837	3527 (8 %)	3497 (9 %)	3590 (6 %)	5654 (-47 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	6254	5914 (5 %)	4622 (26 %)	4567 (27 %)	4693 (25 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	8285	7470 (10 %)	5589 (33 %)	5596 (32 %)	7570 (9 %)
	f_{max} [N]	0	1087	7781	7547	7547
	E [W·s]	-	0	611	427	-
Maule	x_{1max} [mm]	5.4	5.3 (2 %)	2.2 (59 %)	2.2 (59 %)	1.7 (69 %)
	x_{2max} [mm]	8.6	8.5 (2 %)	3.9 (55 %)	3.8 (56 %)	3.0 (66 %)
	x_{3max} [mm]	10.5	10.4 (1 %)	5.0 (52 %)	5.0 (53 %)	4.1 (61 %)
	d_{1max} [mm]	5.4	5.3 (2 %)	2.2 (59 %)	2.2 (59 %)	1.7 (69 %)
	d_{2max} [mm]	3.2	3.2 (1 %)	1.7 (48 %)	1.7 (49 %)	1.4 (56 %)
	d_{3max} [mm]	1.9	1.9 (0 %)	1.2 (38 %)	1.2 (39 %)	1.1 (40 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	3100	2892 (7 %)	2553 (18 %)	2541 (18 %)	2998 (3 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	4062	4141 (-2 %)	2735 (33 %)	2707 (33 %)	2725 (33 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	4793	4785 (0 %)	3632 (24 %)	3606 (25 %)	3911 (18 %)
	f_{max} [N]	0	837	5584	5559	5559
	E [W·s]	-	0	1700	1501	-

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

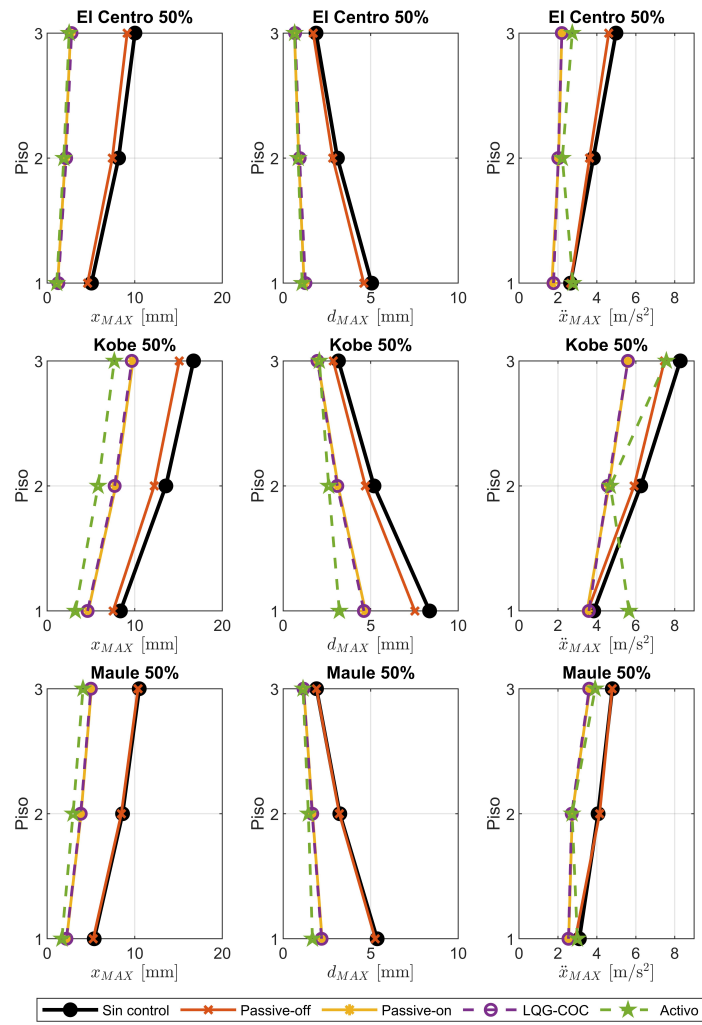


Figura A.2: Respuesta máxima del Caso II.

Tabla A.2: Respuesta RMS del sistema del Caso II.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	$x_{1_{RMS}}$ [mm]	0.8	0.6 (28 %)	0.2 (72 %)	0.2 (72 %)	0.2 (77 %)
	$x_{2_{RMS}}$ [mm]	1.3	1.0 (28 %)	0.4 (71 %)	0.4 (70 %)	0.3 (75 %)
	$x_{3_{RMS}}$ [mm]	1.6	1.2 (28 %)	0.5 (69 %)	0.5 (69 %)	0.4 (73 %)
	$d_{1_{RMS}}$ [mm]	0.8	0.6 (28 %)	0.2 (72 %)	0.2 (72 %)	0.2 (77 %)
	$d_{2_{RMS}}$ [mm]	0.5	0.4 (28 %)	0.2 (66 %)	0.2 (66 %)	0.2 (70 %)
	$d_{3_{RMS}}$ [mm]	0.3	0.2 (27 %)	0.1 (58 %)	0.1 (60 %)	0.1 (63 %)
	$\ddot{x}_{1_{RMS}}$ [mm/s ²]	432	346 (20 %)	266 (38 %)	279 (35 %)	277 (36 %)
	$\ddot{x}_{2_{RMS}}$ [mm/s ²]	632	469 (26 %)	330 (48 %)	320 (49 %)	305 (52 %)
	$\ddot{x}_{3_{RMS}}$ [mm/s ²]	763	558 (27 %)	414 (46 %)	384 (50 %)	367 (52 %)
	f_{RMS} [N]	0	290	1036	910	930
Kobe	$x_{1_{RMS}}$ [mm]	0.8	0.7 (16 %)	0.4 (52 %)	0.4 (53 %)	0.3 (67 %)
	$x_{2_{RMS}}$ [mm]	1.3	1.1 (16 %)	0.6 (50 %)	0.6 (51 %)	0.4 (65 %)
	$x_{3_{RMS}}$ [mm]	1.6	1.3 (16 %)	0.8 (50 %)	0.8 (50 %)	0.6 (63 %)
	$d_{1_{RMS}}$ [mm]	0.8	0.7 (16 %)	0.4 (52 %)	0.4 (53 %)	0.3 (67 %)
	$d_{2_{RMS}}$ [mm]	0.5	0.4 (16 %)	0.3 (48 %)	0.2 (48 %)	0.2 (59 %)
	$d_{3_{RMS}}$ [mm]	0.3	0.2 (16 %)	0.2 (43 %)	0.2 (43 %)	0.1 (50 %)
	$\ddot{x}_{1_{RMS}}$ [mm/s ²]	418	372 (11 %)	325 (22 %)	331 (21 %)	361 (14 %)
	$\ddot{x}_{2_{RMS}}$ [mm/s ²]	596	510 (15 %)	395 (34 %)	397 (33 %)	375 (37 %)
	$\ddot{x}_{3_{RMS}}$ [mm/s ²]	717	609 (15 %)	476 (34 %)	471 (34 %)	468 (35 %)
	f_{RMS} [N]	0	191	928	877	1024
Maule	$x_{1_{RMS}}$ [mm]	1.0	0.7 (31 %)	0.3 (66 %)	0.3 (67 %)	0.2 (75 %)
	$x_{2_{RMS}}$ [mm]	1.6	1.1 (31 %)	0.5 (65 %)	0.5 (66 %)	0.4 (73 %)
	$x_{3_{RMS}}$ [mm]	1.9	1.3 (31 %)	0.7 (65 %)	0.7 (65 %)	0.5 (72 %)
	$d_{1_{RMS}}$ [mm]	1.0	0.7 (31 %)	0.3 (66 %)	0.3 (67 %)	0.2 (75 %)
	$d_{2_{RMS}}$ [mm]	0.6	0.4 (31 %)	0.2 (63 %)	0.2 (64 %)	0.2 (69 %)
	$d_{3_{RMS}}$ [mm]	0.4	0.2 (32 %)	0.1 (59 %)	0.1 (60 %)	0.1 (64 %)
	$\ddot{x}_{1_{RMS}}$ [mm/s ²]	517	401 (22 %)	323 (37 %)	336 (35 %)	326 (37 %)
	$\ddot{x}_{2_{RMS}}$ [mm/s ²]	739	520 (30 %)	367 (50 %)	367 (50 %)	351 (52 %)
	$\ddot{x}_{3_{RMS}}$ [mm/s ²]	882	605 (31 %)	420 (52 %)	412 (53 %)	393 (55 %)
	f_{RMS} [N]	0	281	989	876	941

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

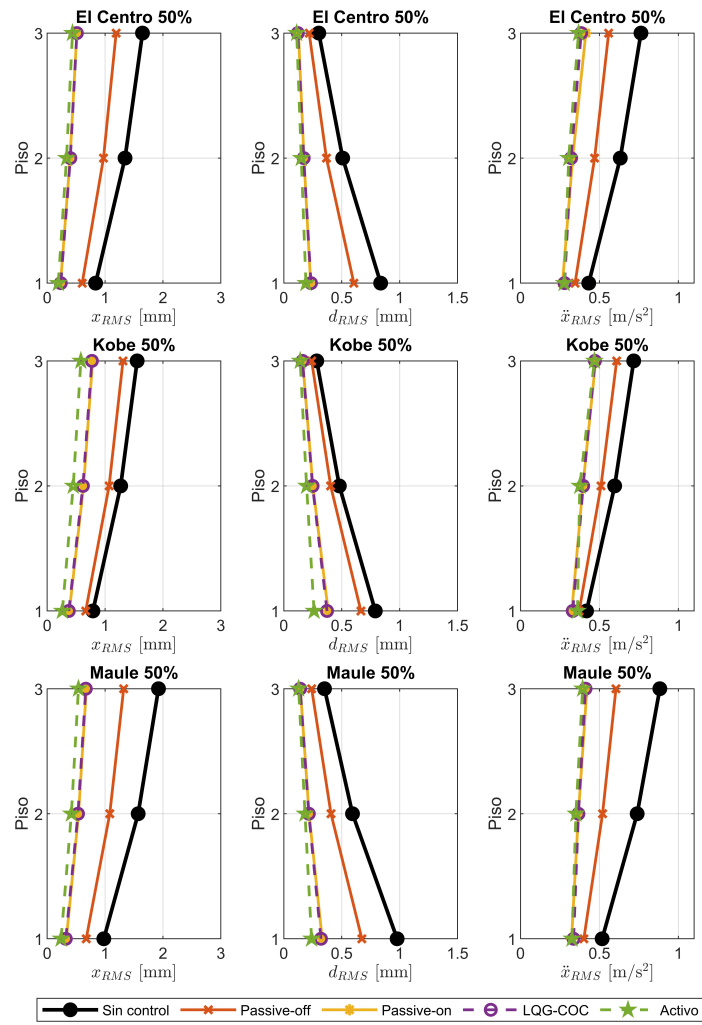


Figura A.3: Respuesta RMS del Caso II.

Tabla A.3: Porcentajes de la respuesta estructural con *passive-on* y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso II, junto con la fuerza máxima f y la energía requerida E .

Terremoto	Escala	Control	x_1	x_2	x_3	d_2	d_3	\ddot{x}_1	\ddot{x}_2	\ddot{x}_3	f [N]	E [VA·s]
Centro	10 %	Passive-on	78	76	75	72	61	41	50	47	1379	1977
	10 %	Semi-activo	75	74	73	71	62	24	48	44	1449	1337
	30 %	Passive-on	78	76	75	72	63	40	47	51	3773	1977
	30 %	Semi-activo	75	74	73	71	64	28	49	52	3931	1339
	60 %	Passive-on	73	71	69	66	62	30	47	51	5462	1977
	60 %	Semi-activo	72	70	69	66	61	30	47	50	5473	1344
Kobe	10 %	Passive-on	70	69	65	60	50	9	30	35	2995	2445
	10 %	Semi-activo	70	67	65	61	52	-12	29	37	2875	1698
	30 %	Passive-on	56	53	51	48	42	4	31	36	5759	2445
	30 %	Semi-activo	57	54	52	48	43	5	30	36	5696	1704
	60 %	Passive-on	40	39	39	37	36	9	24	32	8757	2445
	60 %	Semi-activo	41	40	39	38	36	6	26	32	8468	1708
Maule	10 %	Passive-on	64	62	61	59	47	32	28	26	1967	6801
	10 %	Semi-activo	64	62	61	58	53	21	32	28	1805	5996
	30 %	Passive-on	63	62	61	58	47	22	28	32	4519	6801
	30 %	Semi-activo	63	61	60	58	50	28	30	35	4461	5999
	60 %	Passive-on	54	51	48	45	36	17	34	22	6139	6801
	60 %	Semi-activo	54	51	49	45	36	16	33	22	6107	6010

A.2. Caso III

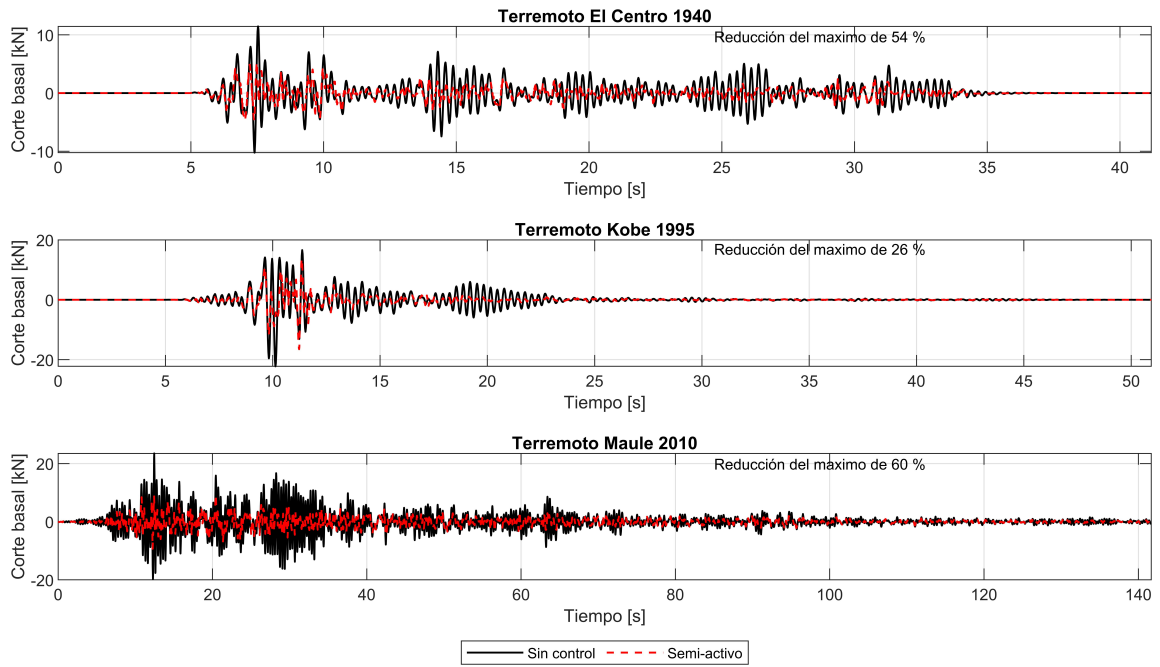


Figura A.4: Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso III.

Tabla A.4: Respuesta máxima del sistema del Caso III.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	x_{1max} [mm]	6.9	5.7 (17 %)	1.8 (74 %)	1.8 (74 %)	1.3 (81 %)
	x_{2max} [mm]	11.0	9.2 (17 %)	3.1 (72 %)	3.1 (72 %)	2.2 (80 %)
	x_{3max} [mm]	13.5	11.2 (17 %)	4.0 (70 %)	4.0 (70 %)	3.1 (77 %)
	d_{1max} [mm]	6.9	5.7 (17 %)	1.8 (74 %)	1.8 (74 %)	1.3 (81 %)
	d_{2max} [mm]	4.2	3.4 (17 %)	1.3 (68 %)	1.4 (67 %)	1.1 (74 %)
	d_{3max} [mm]	2.5	2.2 (13 %)	0.9 (63 %)	0.9 (62 %)	0.9 (66 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	3387	3019 (11 %)	1873 (45 %)	1869 (45 %)	3622 (-7 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	4521	3933 (13 %)	2090 (54 %)	2078 (54 %)	2451 (46 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	5580	5104 (9 %)	2507 (55 %)	2573 (54 %)	3398 (39 %)
	f_{max} [N]	0	928	5395	5406	5406
	E [W·s]	-	0	1977	1360	-
Kobe	x_{1max} [mm]	9.3	7.8 (16 %)	5.8 (38 %)	5.6 (39 %)	4.0 (57 %)
	x_{2max} [mm]	14.9	12.6 (16 %)	9.6 (36 %)	9.4 (37 %)	7.2 (52 %)
	x_{3max} [mm]	18.2	15.3 (16 %)	12.0 (34 %)	11.8 (35 %)	9.4 (48 %)
	d_{1max} [mm]	9.3	7.8 (16 %)	5.8 (38 %)	5.6 (39 %)	4.0 (57 %)
	d_{2max} [mm]	5.6	4.8 (15 %)	3.8 (31 %)	3.8 (32 %)	3.2 (43 %)
	d_{3max} [mm]	3.3	2.9 (11 %)	2.4 (26 %)	2.4 (26 %)	2.5 (23 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	4291	3903 (9 %)	3654 (15 %)	3690 (14 %)	5976 (-39 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	5925	5075 (14 %)	4588 (23 %)	4498 (24 %)	5760 (3 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	6882	6553 (5 %)	5743 (17 %)	5748 (16 %)	7756 (-13 %)
	f_{max} [N]	0	1061	8267	8043	8043
	E [W·s]	-	0	2445	1733	-
Maule	x_{1max} [mm]	9.9	7.8 (21 %)	2.8 (72 %)	2.8 (72 %)	2.1 (78 %)
	x_{2max} [mm]	15.9	12.5 (21 %)	4.8 (70 %)	4.8 (70 %)	3.6 (77 %)
	x_{3max} [mm]	19.4	15.3 (21 %)	6.2 (68 %)	6.2 (68 %)	5.1 (74 %)
	d_{1max} [mm]	9.9	7.8 (21 %)	2.8 (72 %)	2.8 (72 %)	2.1 (78 %)
	d_{2max} [mm]	6.0	4.8 (21 %)	2.1 (66 %)	2.0 (66 %)	1.8 (70 %)
	d_{3max} [mm]	3.5	2.8 (20 %)	1.4 (59 %)	1.4 (60 %)	1.5 (58 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	4251	3580 (16 %)	2619 (38 %)	2599 (39 %)	3981 (6 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	6382	5199 (19 %)	2637 (59 %)	2615 (59 %)	3058 (52 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	7473	6100 (18 %)	3804 (49 %)	3760 (50 %)	4715 (37 %)
	f_{max} [N]	0	958	5999	5956	5956
	E [W·s]	-	0	6801	6058	-

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

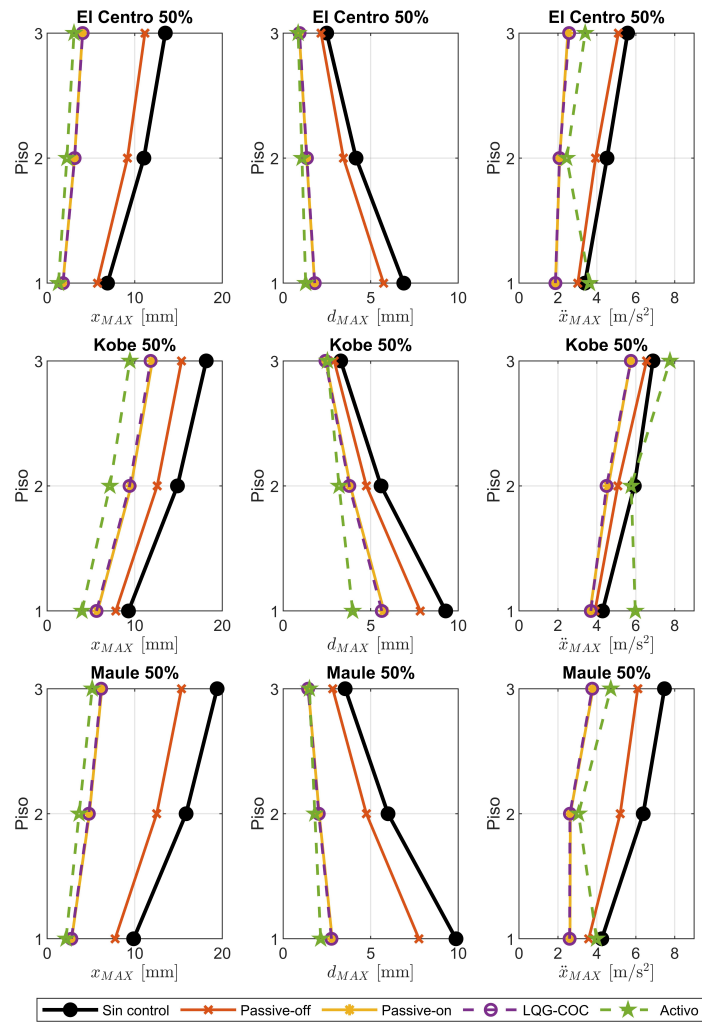


Figura A.5: Respuesta máxima del Caso III.

Tabla A.5: Respuesta RMS del sistema del Caso III.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	$x_{1_{RMS}}$ [mm]	1.3	0.8 (36 %)	0.3 (76 %)	0.3 (77 %)	0.2 (82 %)
	$x_{2_{RMS}}$ [mm]	2.0	1.3 (36 %)	0.5 (75 %)	0.5 (75 %)	0.4 (81 %)
	$x_{3_{RMS}}$ [mm]	2.5	1.6 (36 %)	0.6 (74 %)	0.6 (74 %)	0.5 (79 %)
	$d_{1_{RMS}}$ [mm]	1.3	0.8 (36 %)	0.3 (76 %)	0.3 (77 %)	0.2 (82 %)
	$d_{2_{RMS}}$ [mm]	0.8	0.5 (36 %)	0.2 (72 %)	0.2 (72 %)	0.2 (77 %)
	$d_{3_{RMS}}$ [mm]	0.5	0.3 (36 %)	0.2 (67 %)	0.1 (68 %)	0.1 (71 %)
	$\ddot{x}_{1_{RMS}}$ [mm/s ²]	540	379 (30 %)	267 (51 %)	282 (48 %)	295 (45 %)
	$\ddot{x}_{2_{RMS}}$ [mm/s ²]	811	528 (35 %)	331 (59 %)	325 (60 %)	310 (62 %)
	$\ddot{x}_{3_{RMS}}$ [mm/s ²]	982	632 (36 %)	417 (58 %)	395 (60 %)	383 (61 %)
	f_{RMS} [N]	0	316	1175	1063	1116
Kobe	$x_{1_{RMS}}$ [mm]	1.0	0.8 (18 %)	0.5 (54 %)	0.5 (55 %)	0.3 (69 %)
	$x_{2_{RMS}}$ [mm]	1.7	1.4 (18 %)	0.8 (53 %)	0.8 (54 %)	0.5 (67 %)
	$x_{3_{RMS}}$ [mm]	2.0	1.7 (18 %)	1.0 (52 %)	1.0 (53 %)	0.7 (66 %)
	$d_{1_{RMS}}$ [mm]	1.0	0.8 (18 %)	0.5 (54 %)	0.5 (55 %)	0.3 (69 %)
	$d_{2_{RMS}}$ [mm]	0.6	0.5 (18 %)	0.3 (51 %)	0.3 (51 %)	0.2 (62 %)
	$d_{3_{RMS}}$ [mm]	0.4	0.3 (18 %)	0.2 (47 %)	0.2 (47 %)	0.2 (54 %)
	$\ddot{x}_{1_{RMS}}$ [mm/s ²]	468	403 (14 %)	324 (31 %)	330 (29 %)	396 (15 %)
	$\ddot{x}_{2_{RMS}}$ [mm/s ²]	660	548 (17 %)	395 (40 %)	398 (40 %)	382 (42 %)
	$\ddot{x}_{3_{RMS}}$ [mm/s ²]	787	649 (18 %)	480 (39 %)	475 (40 %)	493 (37 %)
	f_{RMS} [N]	0	221	1021	974	1187
Maule	$x_{1_{RMS}}$ [mm]	1.4	0.9 (33 %)	0.4 (71 %)	0.4 (72 %)	0.3 (79 %)
	$x_{2_{RMS}}$ [mm]	2.2	1.5 (34 %)	0.7 (70 %)	0.6 (71 %)	0.5 (78 %)
	$x_{3_{RMS}}$ [mm]	2.7	1.8 (34 %)	0.8 (70 %)	0.8 (70 %)	0.6 (77 %)
	$d_{1_{RMS}}$ [mm]	1.4	0.9 (33 %)	0.4 (71 %)	0.4 (72 %)	0.3 (79 %)
	$d_{2_{RMS}}$ [mm]	0.8	0.6 (34 %)	0.3 (69 %)	0.3 (69 %)	0.2 (74 %)
	$d_{3_{RMS}}$ [mm]	0.5	0.3 (34 %)	0.2 (65 %)	0.2 (66 %)	0.2 (70 %)
	$\ddot{x}_{1_{RMS}}$ [mm/s ²]	605	445 (26 %)	325 (46 %)	338 (44 %)	329 (46 %)
	$\ddot{x}_{2_{RMS}}$ [mm/s ²]	891	601 (32 %)	373 (58 %)	373 (58 %)	354 (60 %)
	$\ddot{x}_{3_{RMS}}$ [mm/s ²]	1072	710 (34 %)	433 (60 %)	424 (60 %)	403 (62 %)
	f_{RMS} [N]	0	313	1162	1053	1141

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

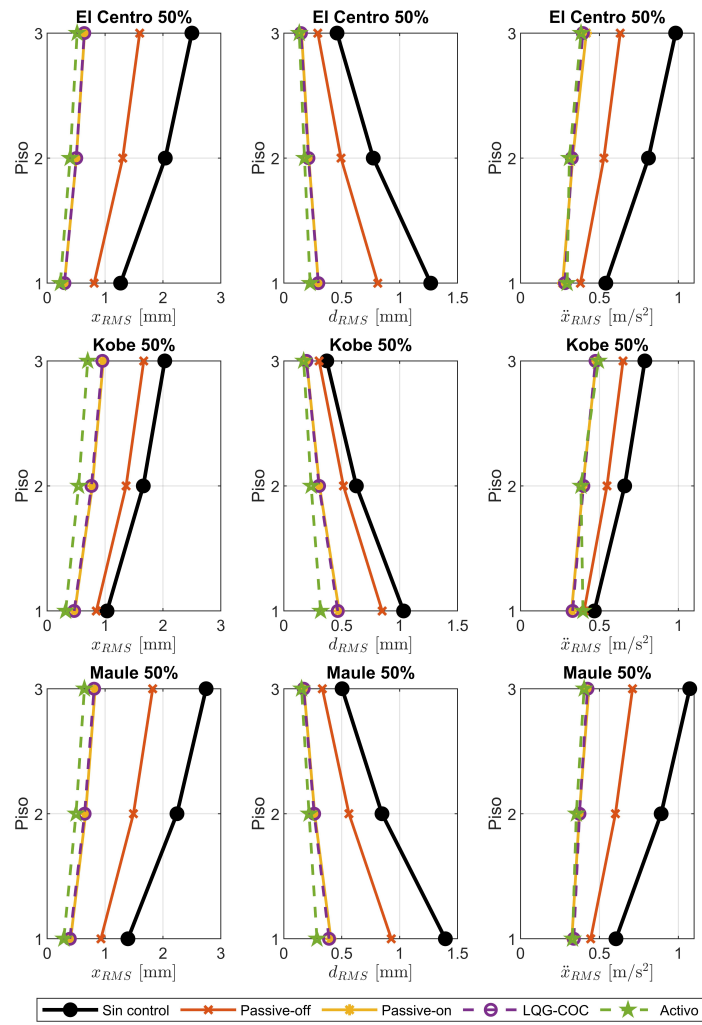


Figura A.6: Respuesta RMS del Caso III.

Tabla A.6: Porcentajes de la respuesta estructural con *passive-on* y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso III, junto con la fuerza máxima f y la energía requerida E .

Terremoto	Escala	Control	x_1	x_2	x_3	d_2	d_3	\ddot{x}_1	\ddot{x}_2	\ddot{x}_3	f [N]	E [VA·s]
Centro	10 %	Passive-on	80	79	77	75	66	53	58	54	1594	1977
	10 %	Semi-activo	78	77	76	74	67	33	53	51	1663	1353
	30 %	Passive-on	80	78	77	75	69	53	55	59	4129	1977
	30 %	Semi-activo	78	77	76	74	67	40	51	58	4156	1356
	60 %	Passive-on	68	66	64	62	58	46	53	51	6077	1977
	60 %	Semi-activo	69	67	66	63	58	44	52	50	6056	1363
Kobe	10 %	Passive-on	68	64	60	54	40	19	23	21	3515	2445
	10 %	Semi-activo	67	64	60	54	40	21	21	20	3370	1722
	30 %	Passive-on	49	45	42	39	30	14	28	18	6159	2445
	30 %	Semi-activo	50	46	44	40	32	14	27	20	6065	1730
	60 %	Passive-on	35	33	32	29	25	17	21	16	9264	2445
	60 %	Semi-activo	36	34	33	30	25	15	23	16	9024	1731
Maule	10 %	Passive-on	76	75	74	73	65	50	53	52	2345	6801
	10 %	Semi-activo	76	75	74	73	68	49	60	52	2211	6042
	30 %	Passive-on	76	75	74	71	65	43	55	54	4799	6801
	30 %	Semi-activo	76	75	74	72	65	45	56	55	4718	6048
	60 %	Passive-on	69	67	66	64	58	40	58	48	6608	6801
	60 %	Semi-activo	69	68	66	64	59	40	57	49	6544	6065

A.3. Caso IV

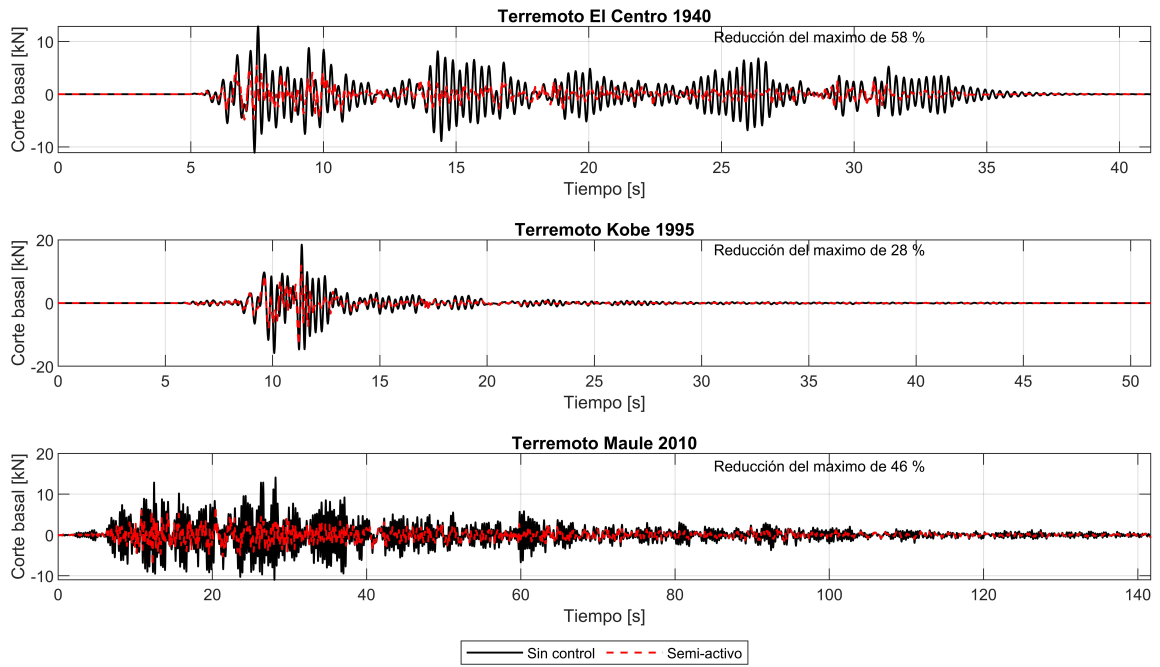


Figura A.7: Corte basal del sistema sin control y con el controlador semi-activo del Caso IV.

Tabla A.7: Respuesta máxima del sistema del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	x_{1max} [mm]	5.5	4.5 (17 %)	1.1 (81 %)	1.1 (79 %)	1.0 (82 %)
	x_{2max} [mm]	8.8	7.4 (17 %)	1.8 (80 %)	1.9 (78 %)	1.7 (80 %)
	x_{3max} [mm]	10.9	9.0 (17 %)	2.4 (78 %)	2.5 (77 %)	2.3 (79 %)
	d_{1max} [mm]	5.5	4.5 (17 %)	1.1 (81 %)	1.1 (79 %)	1.0 (82 %)
	d_{2max} [mm]	3.4	2.8 (17 %)	0.8 (75 %)	0.8 (76 %)	0.8 (77 %)
	d_{3max} [mm]	2.0	1.7 (17 %)	0.6 (70 %)	0.6 (71 %)	0.6 (70 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	2976	2653 (11 %)	1669 (44 %)	1783 (40 %)	2828 (5 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	4494	4009 (11 %)	2111 (53 %)	1972 (56 %)	2288 (49 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	5916	4769 (19 %)	2270 (62 %)	2226 (62 %)	2757 (53 %)
	f_{max} [N]	0	858	4731	4757	4757
E [W·s]	-	0	1977	1328	-	
Kobe	x_{1max} [mm]	7.9	7.6 (4 %)	4.3 (46 %)	4.2 (47 %)	2.8 (64 %)
	x_{2max} [mm]	12.7	12.3 (4 %)	7.1 (44 %)	7.0 (45 %)	5.2 (59 %)
	x_{3max} [mm]	15.6	15.1 (3 %)	8.9 (43 %)	8.8 (44 %)	6.9 (56 %)
	d_{1max} [mm]	7.9	7.6 (4 %)	4.3 (46 %)	4.2 (47 %)	2.8 (64 %)
	d_{2max} [mm]	4.9	4.7 (3 %)	2.8 (41 %)	2.8 (42 %)	2.3 (52 %)
	d_{3max} [mm]	2.9	2.9 (3 %)	1.8 (39 %)	1.8 (40 %)	1.9 (35 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	3901	3928 (-1 %)	3468 (11 %)	3554 (9 %)	6076 (-56 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	6529	6579 (-1 %)	4710 (28 %)	4589 (30 %)	4610 (29 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	8383	8224 (2 %)	5894 (30 %)	5930 (29 %)	7964 (5 %)
	f_{max} [N]	0	1095	7628	7383	7383
E [W·s]	-	0	2445	1689	-	
Maule	x_{1max} [mm]	5.9	5.1 (14 %)	2.0 (66 %)	2.0 (67 %)	1.5 (74 %)
	x_{2max} [mm]	9.5	8.1 (14 %)	3.5 (63 %)	3.4 (64 %)	2.7 (72 %)
	x_{3max} [mm]	11.6	10.0 (14 %)	4.6 (60 %)	4.5 (61 %)	3.7 (68 %)
	d_{1max} [mm]	5.9	5.1 (14 %)	2.0 (66 %)	2.0 (67 %)	1.5 (74 %)
	d_{2max} [mm]	3.6	3.1 (13 %)	1.5 (57 %)	1.5 (58 %)	1.3 (63 %)
	d_{3max} [mm]	2.1	1.8 (12 %)	1.1 (49 %)	1.1 (49 %)	1.0 (51 %)
	\ddot{x}_{1max} [mm/s ²]	3482	3004 (14 %)	2528 (27 %)	2506 (28 %)	2931 (16 %)
	\ddot{x}_{2max} [mm/s ²]	4923	4376 (11 %)	2775 (44 %)	2692 (45 %)	2877 (42 %)
	\ddot{x}_{3max} [mm/s ²]	5730	5075 (11 %)	3626 (37 %)	3595 (37 %)	3835 (33 %)
	f_{max} [N]	0	844	5414	5372	5372
E [W·s]	-	0	6801	5970	-	

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

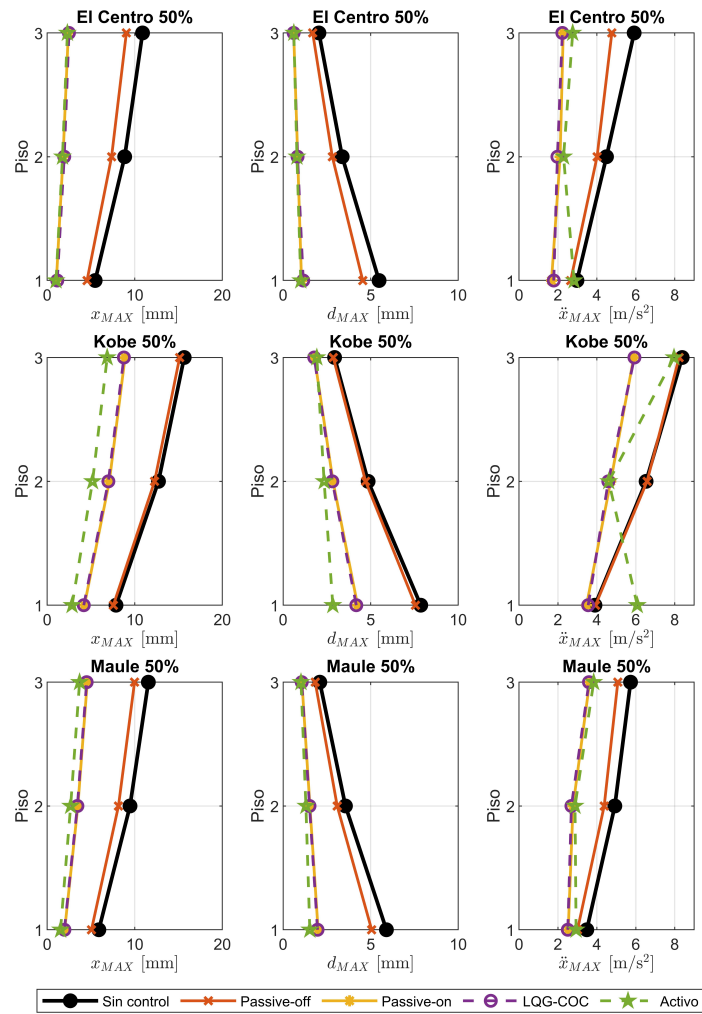


Figura A.8: Respuesta máxima del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.

Tabla A.8: Respuesta RMS del sistema del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.

Terremoto	Respuesta	Sin control	Passive-off	Passive-on	Clipped-Optimal	Activo ideal
Centro	x_{1RMS} [mm]	1.0	0.6 (43 %)	0.2 (79 %)	0.2 (79 %)	0.2 (82 %)
	x_{2RMS} [mm]	1.6	0.9 (43 %)	0.4 (78 %)	0.4 (78 %)	0.3 (81 %)
	x_{3RMS} [mm]	2.0	1.1 (43 %)	0.5 (77 %)	0.5 (76 %)	0.4 (80 %)
	d_{1RMS} [mm]	1.0	0.6 (43 %)	0.2 (79 %)	0.2 (79 %)	0.2 (82 %)
	d_{2RMS} [mm]	0.6	0.3 (43 %)	0.2 (74 %)	0.2 (74 %)	0.1 (77 %)
	d_{3RMS} [mm]	0.4	0.2 (43 %)	0.1 (68 %)	0.1 (70 %)	0.1 (72 %)
	\ddot{x}_{1RMS} [mm/s ²]	544	356 (35 %)	268 (51 %)	281 (48 %)	276 (49 %)
	\ddot{x}_{2RMS} [mm/s ²]	832	489 (41 %)	335 (60 %)	322 (61 %)	306 (63 %)
	\ddot{x}_{3RMS} [mm/s ²]	1014	583 (43 %)	420 (59 %)	383 (62 %)	366 (64 %)
	f_{RMS} [N]	0	292	978	841	848
Kobe	x_{1RMS} [mm]	0.8	0.7 (18 %)	0.3 (57 %)	0.3 (58 %)	0.2 (70 %)
	x_{2RMS} [mm]	1.3	1.1 (18 %)	0.6 (56 %)	0.6 (57 %)	0.4 (68 %)
	x_{3RMS} [mm]	1.6	1.3 (18 %)	0.7 (55 %)	0.7 (56 %)	0.5 (67 %)
	d_{1RMS} [mm]	0.8	0.7 (18 %)	0.3 (57 %)	0.3 (58 %)	0.2 (70 %)
	d_{2RMS} [mm]	0.5	0.4 (18 %)	0.2 (53 %)	0.2 (54 %)	0.2 (63 %)
	d_{3RMS} [mm]	0.3	0.2 (18 %)	0.1 (49 %)	0.1 (49 %)	0.1 (56 %)
	\ddot{x}_{1RMS} [mm/s ²]	452	391 (13 %)	329 (27 %)	337 (25 %)	358 (21 %)
	\ddot{x}_{2RMS} [mm/s ²]	668	557 (17 %)	401 (40 %)	403 (40 %)	379 (43 %)
	\ddot{x}_{3RMS} [mm/s ²]	811	673 (17 %)	483 (40 %)	478 (41 %)	464 (43 %)
	f_{RMS} [N]	0	193	889	838	949
Maule	x_{1RMS} [mm]	1.0	0.6 (36 %)	0.3 (70 %)	0.3 (71 %)	0.2 (78 %)
	x_{2RMS} [mm]	1.6	1.0 (36 %)	0.5 (69 %)	0.5 (70 %)	0.4 (76 %)
	x_{3RMS} [mm]	1.9	1.2 (36 %)	0.6 (69 %)	0.6 (69 %)	0.5 (75 %)
	d_{1RMS} [mm]	1.0	0.6 (36 %)	0.3 (70 %)	0.3 (71 %)	0.2 (78 %)
	d_{2RMS} [mm]	0.6	0.4 (36 %)	0.2 (67 %)	0.2 (68 %)	0.2 (72 %)
	d_{3RMS} [mm]	0.4	0.2 (36 %)	0.1 (64 %)	0.1 (64 %)	0.1 (67 %)
	\ddot{x}_{1RMS} [mm/s ²]	562	411 (27 %)	323 (42 %)	338 (40 %)	327 (42 %)
	\ddot{x}_{2RMS} [mm/s ²]	822	540 (34 %)	366 (56 %)	366 (56 %)	351 (57 %)
	\ddot{x}_{3RMS} [mm/s ²]	988	631 (36 %)	418 (58 %)	409 (59 %)	391 (60 %)
	f_{RMS} [N]	0	277	910	799	850

En paréntesis se muestra el porcentaje % de disminución de la respuesta estructural respecto al caso sin control.

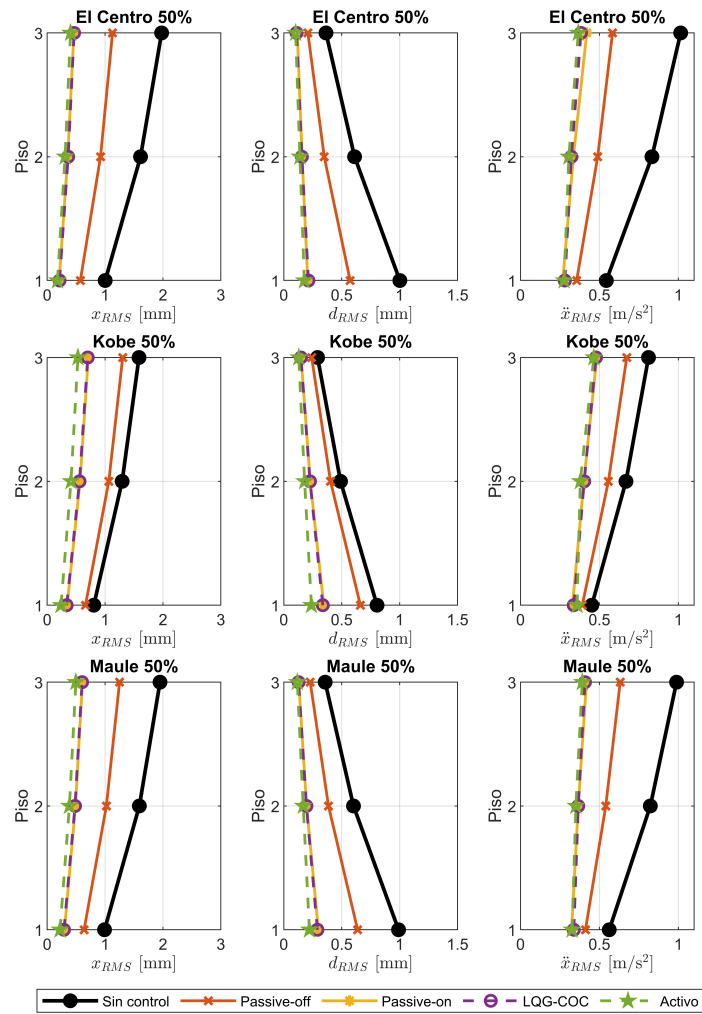


Figura A.9: Respuesta RMS del Caso IV. Los terremotos se encuentran escalados al 50 % del PGA.

Tabla A.9: Porcentajes de reducción de la respuesta estructural máxima con *passive-on* y control semi-activo respecto al caso sin control, con terremotos a diferentes escalas y la estructura del Caso IV, junto con la fuerza máxima f_{max} y la energía requerida E .

Terremoto	Escala	Control	x_1	x_2	x_3	d_2	d_3	\ddot{x}_1	\ddot{x}_2	\ddot{x}_3	f [N]	E [VA·s]
Centro	10 %	Passive-on	81	80	79	76	66	48	56	54	1304	1977
	10 %	Semi-activo	79	78	78	76	68	33	59	51	1356	1322
	30 %	Passive-on	81	80	79	76	68	47	53	57	3626	1977
	30 %	Semi-activo	79	78	77	76	68	35	55	55	3809	1324
	60 %	Passive-on	80	78	76	74	69	37	54	59	5229	1977
	60 %	Semi-activo	79	78	76	74	68	39	55	59	5246	1330
Kobe	10 %	Passive-on	71	69	67	62	52	10	34	36	2750	2445
	10 %	Semi-activo	70	67	65	61	54	-14	27	39	2670	1679
	30 %	Passive-on	59	56	53	50	44	6	33	37	5600	2445
	30 %	Semi-activo	60	57	54	51	45	3	33	37	5557	1686
	60 %	Passive-on	42	41	40	39	37	7	26	29	8612	2445
	60 %	Semi-activo	43	41	41	39	38	9	27	28	8301	1689
Maule	10 %	Passive-on	70	69	68	66	56	40	41	38	1804	6801
	10 %	Semi-activo	70	69	68	65	61	22	44	41	1671	5962
	30 %	Passive-on	70	69	68	66	57	29	40	43	4387	6801
	30 %	Semi-activo	70	68	67	65	59	36	40	46	4360	5965
	60 %	Passive-on	62	59	57	54	46	25	44	34	5956	6801
	60 %	Semi-activo	62	59	57	54	46	26	44	35	5923	5976

B | Indicadores de la vRTHS

B.1. Bucle híbrido y de compensación

B.1.1. Terremoto de Kobe

En las Tablas B.1 a B.4 se presentan los valores de los diferentes indicadores definidos en la Tabla 10.1 para la estructuras sometidas al terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA, para los modos de operación *passive-off*, *passive-on*, y control semi-activo. Se realiza una comparación de los valores de cada uno de los casos de los sistemas sin compensación y con compensación.

Tabla B.1: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso I, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	24.70	0.00	15.60	0.00	20.50	0.00
J_2 [%]	50.48	0.63	104.42	0.53	55.44	0.78
J_3 [%]	56.39	0.65	68.14	0.78	64.76	1.21
J_4 [%]	47.33	0.67	156.63	0.64	47.25	1.29
J_5 [%]	13.25	0.22	138.65	0.45	45.54	0.88
J_6 [%]	13.51	0.22	159.81	0.52	47.05	0.91
J_7 [%]	56.33	0.66	70.14	0.93	45.08	1.45
J_8 [%]	7.23	0.12	52.12	0.29	40.25	0.54
J_9 [%]	7.30	0.11	46.03	0.27	38.62	0.57

Tabla B.2: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso II, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	24.90	0.00	15.90	0.00	19.80	0.00
J_2 [%]	47.49	0.59	103.67	0.57	56.85	0.67
J_3 [%]	55.19	0.66	61.64	0.96	62.81	0.91
J_4 [%]	43.12	0.64	162.02	0.65	51.42	1.21
J_5 [%]	12.25	0.20	137.99	0.44	46.62	0.86
J_6 [%]	12.42	0.20	159.96	0.50	48.52	0.87
J_7 [%]	53.31	0.68	64.40	1.04	49.53	1.15
J_8 [%]	7.48	0.07	47.68	0.27	35.95	0.54
J_9 [%]	7.79	0.07	46.12	0.28	36.25	0.58

Tabla B.3: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso III, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	25.40	0.00	16.60	0.00	18.60	0.00
J_2 [%]	43.28	0.50	101.72	0.52	62.03	0.53
J_3 [%]	49.25	0.53	63.69	0.62	55.12	0.61
J_4 [%]	38.11	0.53	150.70	0.57	58.33	1.08
J_5 [%]	12.28	0.16	120.57	0.32	49.52	0.78
J_6 [%]	12.26	0.16	140.30	0.36	51.94	0.78
J_7 [%]	53.16	0.55	66.92	0.64	53.10	0.87
J_8 [%]	8.94	0.08	39.79	0.24	32.85	0.84
J_9 [%]	8.87	0.08	40.56	0.25	33.33	0.85

Tabla B.4: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso IV, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	24.70	0.00	15.60	0.00	16.80	0.00
J_2 [%]	51.31	0.58	107.11	0.68	77.26	0.64
J_3 [%]	54.97	0.70	68.09	0.85	65.56	0.89
J_4 [%]	47.94	0.62	241.22	0.75	92.51	1.36
J_5 [%]	16.27	0.20	206.11	0.48	85.31	1.13
J_6 [%]	16.51	0.20	246.26	0.54	90.62	1.14
J_7 [%]	55.12	0.66	86.79	0.96	74.16	1.50
J_8 [%]	9.60	0.08	71.48	0.48	59.80	1.15
J_9 [%]	9.35	0.08	69.80	0.42	60.54	0.99

B.1.2. Terremoto del Maule

En las Tablas B.5 a B.8 se presentan los valores de los diferentes indicadores definidos en la Tabla 10.1 para la estructuras sometidas al terremoto de Maule escalado a un 50 % del PGA, para los modos de operación *passive-off*, *passive-on*, y control semi-activo. Se realiza una comparación de los valores de cada uno de los casos de los sistemas sin compensación y con compensación.

Tabla B.5: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso I, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	24.90	0.00	15.60	0.00	16.40	0.00
J_2 [%]	46.07	0.60	104.54	0.55	67.65	0.68
J_3 [%]	49.40	0.69	75.00	0.99	62.08	0.87
J_4 [%]	36.19	0.65	182.06	0.51	57.72	1.48
J_5 [%]	21.16	0.24	166.66	0.58	57.39	1.18
J_6 [%]	21.43	0.25	189.94	0.65	60.39	1.18
J_7 [%]	46.94	0.68	110.19	1.10	67.61	2.29
J_8 [%]	12.98	0.13	100.12	0.55	61.30	1.91
J_9 [%]	12.84	0.13	93.05	0.61	61.41	1.79

Tabla B.6: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso II, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	25.10	0.00	15.90	0.00	16.60	0.00
J_2 [%]	44.91	0.61	103.61	0.50	75.29	0.67
J_3 [%]	47.88	0.71	65.67	0.78	55.76	1.66
J_4 [%]	35.34	0.66	194.60	0.50	80.18	1.40
J_5 [%]	20.81	0.22	172.55	0.52	79.45	1.12
J_6 [%]	21.04	0.22	196.15	0.59	83.45	1.12
J_7 [%]	43.81	0.68	105.52	1.10	78.29	1.95
J_8 [%]	11.92	0.12	95.63	0.40	72.87	1.85
J_9 [%]	11.84	0.12	99.87	0.46	65.25	1.81

Tabla B.7: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso III, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	25.40	0.00	16.60	0.00	17.10	0.00
J_2 [%]	43.48	0.51	100.70	0.46	76.98	0.57
J_3 [%]	44.21	0.56	71.38	0.59	55.72	1.09
J_4 [%]	32.94	0.56	190.60	0.49	96.84	1.09
J_5 [%]	20.40	0.17	162.02	0.45	92.60	0.86
J_6 [%]	20.53	0.17	182.30	0.51	97.04	0.88
J_7 [%]	34.66	0.55	102.23	0.85	80.12	1.17
J_8 [%]	11.70	0.10	93.60	0.50	74.67	0.81
J_9 [%]	11.49	0.10	91.76	0.54	67.27	1.02

Tabla B.8: Resultados de la compensación en los bucles de compensación e híbrido del Caso IV, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
J_1 [ms]	24.90	0.00	15.60	0.00	15.90	0.00
J_2 [%]	48.08	0.63	107.31	0.58	91.06	0.71
J_3 [%]	50.99	0.72	72.10	1.17	66.47	1.04
J_4 [%]	38.65	0.70	282.21	0.56	130.73	1.46
J_5 [%]	26.10	0.24	247.61	0.62	128.35	1.20
J_6 [%]	26.42	0.24	293.72	0.70	138.32	1.20
J_7 [%]	49.59	0.73	159.31	0.99	123.92	1.41
J_8 [%]	16.63	0.13	159.97	0.49	113.01	1.11
J_9 [%]	16.57	0.13	144.12	0.52	104.97	1.27

B.2. Bucle semi-activo

B.2.1. Terremoto de Kobe

En las Tablas B.9 a B.12 se presentan los valores de los seis indicadores S_i definidos en la Tabla 10.1 para la estructuras sometidas al terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA, para los modos de operación *passive-off*, *passive-on*, y control semi-activo. Se realiza una comparación de los valores de cada uno de los casos de los sistemas sin compensación y con compensación.

Tabla B.9: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso I, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	1.52	4.23	19.06	41.84	31.50	42.51
S_2 [%]	-1.53	3.80	-143.02	30.26	-40.51	31.60
S_3 [kN]	1.02	1.07	8.79	7.39	7.23	7.18
S_4 [%]	8.30	12.37	-2.57	50.24	35.41	50.61
S_5 [%]	4.04	11.37	-1537.74	33.09	-75.94	33.28
S_6 [kN]	0.18	0.19	4.53	0.87	0.93	0.82

Tabla B.10: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso II, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	6.49	9.78	18.81	41.30	33.29	41.94
S_2 [%]	3.87	9.95	-144.61	32.54	-47.51	32.53
S_3 [kN]	1.05	1.08	8.80	7.82	7.72	7.55
S_4 [%]	13.87	15.75	-3.24	49.52	34.51	49.98
S_5 [%]	10.48	15.07	-1563.44	33.43	-111.31	33.63
S_6 [kN]	0.19	0.19	4.81	0.93	1.05	0.88

Tabla B.11: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso III, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	13.23	15.53	26.83	33.93	24.62	34.66
S_2 [%]	2.53	4.89	-183.63	16.63	-99.24	16.15
S_3 [kN]	1.00	1.06	9.87	8.25	7.96	7.99
S_4 [%]	19.07	17.89	12.73	52.27	40.34	52.77
S_5 [%]	16.58	17.53	-1311.30	39.01	-171.64	39.11
S_6 [kN]	0.21	0.22	5.03	1.02	1.29	0.98

Tabla B.12: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso IV, para el terremoto de Kobe escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	2.75	3.34	5.13	43.20	16.19	43.75
S_2 [%]	0.29	1.82	-270.17	29.54	-175.49	28.43
S_3 [kN]	1.03	1.10	10.20	7.61	9.51	7.38
S_4 [%]	13.82	17.79	-25.66	55.22	27.50	55.54
S_5 [%]	9.98	16.99	-2180.94	40.27	-355.88	40.42
S_6 [kN]	0.19	0.19	5.66	0.89	1.35	0.84

B.2.2. Terremoto del Maule

En las Tablas B.9 a B.12 se presentan los valores de los seis indicadores S_i definidos en la Tabla 10.1 para la estructuras sometidas al terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA, para los modos de operación *passive-off*, *passive-on*, y control semi-activo. Se realiza una comparación de los valores de cada uno de los casos de los sistemas sin compensación y con compensación.

Tabla B.13: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso I, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	0.18	6.77	20.53	56.48	32.54	56.85
S_2 [%]	-6.58	3.35	-273.69	30.24	-153.93	30.68
S_3 [kN]	0.81	0.81	7.68	5.31	6.32	5.30
S_4 [%]	23.59	28.48	14.20	62.32	49.00	62.53
S_5 [%]	19.77	28.52	-1352.63	48.80	-196.13	49.34
S_6 [kN]	0.26	0.26	4.57	0.89	1.17	0.78

Tabla B.14: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso II, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	0.70	1.36	23.92	51.90	26.69	52.34
S_2 [%]	-3.14	0.08	-306.53	23.50	-199.52	24.46
S_3 [kN]	0.82	0.84	7.68	5.58	6.60	5.59
S_4 [%]	27.53	31.30	17.86	64.81	46.97	65.27
S_5 [%]	24.27	31.48	-1273.70	52.21	-274.97	52.86
S_6 [kN]	0.28	0.28	4.85	0.99	1.53	0.88

Tabla B.15: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso III, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	22.48	21.00	48.72	67.69	55.82	68.04
S_2 [%]	20.88	18.47	-157.26	48.36	-101.35	49.54
S_3 [kN]	0.92	0.96	8.53	6.01	7.16	5.98
S_4 [%]	31.64	33.61	33.10	69.80	51.99	70.43
S_5 [%]	29.32	33.80	-950.97	59.51	-266.70	60.05
S_6 [kN]	0.32	0.31	5.07	1.16	1.96	1.06

Tabla B.16: Resultados de la compensación en el bucle semi-activo del Caso IV, para el terremoto del Maule escalado a un 50 % del PGA.

Indicador	Passive-off		Passive-on		Semi-Activo	
	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado	No compensado	Compensado
S_1 [%]	4.81	13.67	22.67	60.44	29.05	60.74
S_2 [%]	-3.59	11.49	-408.36	36.17	-270.12	37.41
S_3 [kN]	0.86	0.84	9.25	5.40	7.71	5.40
S_4 [%]	29.49	35.86	-0.18	68.73	39.99	69.01
S_5 [%]	26.08	36.09	-1791.79	57.60	-521.89	58.24
S_6 [kN]	0.28	0.28	5.70	0.91	1.97	0.80

C | Código fuente

El código fuente utilizado en esta tesis se encuentra disponible en el repositorio personal del autor, accesible desde el siguiente link https://github.com/mequiroz/vRTHS_AMBC_MRdamper.git

