



“EVALUACIÓN EXPERIMENTAL DE UN TLCD EN UN MODELO A ESCALA”

**ANDREA CAROLINA CHAPARRO TARAZONA
MÓNICA PATRICIA SANTAMARÍA ARIZA**

**UNIVERSIDAD INDUSTRIAL DE SANTANDER
FACULTAD DE INGENIERÍAS FÍSICO-MECÁNICAS
ESCUELA DE INGENIERÍA CIVIL
BUCARAMANGA
2012**

“EVALUACIÓN EXPERIMENTAL DE UN TLCD EN UN MODELO A ESCALA”

PROYECTO DE GRADO
Modalidad de investigación para optar al título de
Ingeniero Civil

ANDREA CAROLINA CHAPARRO TARAZONA
MÓNICA PATRICIA SANTAMARÍA ARIZA

Director de proyecto:
RICARDO ALFREDO CRUZ HERNÁNDEZ
Ingeniero civil, PhD

Codirector de proyecto:
OSCAR JAVIER BEGAMBRE CARRILLO
Ingeniero civil, PhD

UNIVERSIDAD INDUSTRIAL DE SANTANDER
FACULTAD DE INGENIERÍAS FÍSICO-MECÁNICAS
ESCUELA DE INGENIERÍA CIVIL
BUCARAMANGA
2012

A Dios por cumplir cada uno de mis anhelos y por mantenerme de pie delante de los obstáculos presentados en la ejecución de este proyecto.

A mis padres que por su valentía y esfuerzo han sido mi ejemplo a seguir; por su constante motivación y ayuda para cumplir esta meta.

A mi hermano y demás familiares por el apoyo incondicional; en especial a mi abuela y tías por la confianza y aliento dado en momentos difíciles, y por la dulzura y amor con que alentaban mi camino en el cumplimiento de este sueño.

A mis amigos por estar en los momentos buenos y más aún en los malos con su cariño y sus palabras apoyo, sin los cuales no hubiese sido tan gratificante mi paso por la universidad.

Andrea Carolina Chaparro Tarazona

A Dios por darme la fortaleza para desarrollar este proyecto.

A mi madre por todo su esfuerzo y apoyo incondicional, a mi padre por su ayuda y su confianza en mí, y a mi hermana y a toda mi familia por brindarme su apoyo en los momentos difíciles.

A los amigos que estuvieron lejos enviándome su apoyo y a los que estuvieron a mi lado brindándome su ayuda incondicional en cada momento. A mi novio por su apoyo durante todo el proceso, por darme las fuerzas y el ánimo para continuar y por confiar en mí.

Mónica Patricia Santamaría Ariza

AGRADECIMIENTOS

Al profesor Ricardo Alfredo Cruz director de nuestro proyecto y al profesor Oscar Javier Begambre codirector, que siempre nos brindaron su apoyo y confianza en el desarrollo de esta investigación.

Al profesor Carlos Borrás por su aporte en la ejecución de las pruebas en la mesa sísmica.

Al profesor Gilberto Fontecha y su grupo de investigación en vibraciones de la Universidad Pontificia Bolivariana, quienes nos asesoraron en el manejo del ensayo experimental y del tratamiento de señales.

A los laboratoristas en el área de estructuras de la Escuela de Ingeniería Civil de la Universidad Industrial de Santander quienes estuvieron atentos en brindarnos ayuda en cuanto al manejo de los equipos.

A nuestros amigos por la paciencia, la motivación y el cariño que nos ofrecieron; en especial a la Ingeniera Carolina Quintero que estuvo al tanto en cada paso de la ejecución de este proyecto.

*Andrea Carolina Chaparro Tarazona
Mónica Patricia Santamaría Ariza*

TABLA DE CONTENIDO

	pág.
INTRODUCCIÓN	21
CAPÍTULO 1. ESTADO DEL CONOCIMIENTO	24
1.1. DINÁMICA ESTRUCTURAL	24
1.1.1. Masa, Rigidez y Amortiguamiento.	24
1.1.2. Métodos de modelización dinámica.	24
1.1.3. Determinación de las frecuencias naturales y modos de vibración de un sistema de múltiples grados de libertad: Método de las masas concentradas.	25
1.2. SISTEMAS DE CONTROL ESTRUCTURAL	27
1.2.1. Sistemas de Control Pasivo.	28
1.2.2. Sistemas de Control Activo	29
1.2.3. Sistemas de Control Semi-Activos	30
1.2.4. Sistemas de Control Híbrido	30
1.3. CASO DE ESTUDIO: DISIPADOR DE COLUMNA LÍQUIDA SINTONIZADA.	30
1.3.1. Descripción matemática del sistema TLCD-Estructura	32
1.3.2. Parámetros óptimos de diseño del TLCD	34
CAPÍTULO 2. DISEÑO DEL SISTEMA	41
2.1. DISEÑO DE LA ESTRUCTURA	41
2.1.1. Descripción de la estructura a controlar	41
2.1.2. Determinación teórica de los parámetros modales de la estructura	43
2.2. DISEÑO DEL DISIPADOR DE COLUMNA LÍQUIDA SINTONIZADA	50
CAPÍTULO 3. DESCRIPCIÓN DEL EXPERIMENTO	58
3.1. Esquema experimental	58
3.2. Señal de excitación	61
CAPÍTULO 4. RESULTADOS Y ANÁLISIS DE LOS ENSAYOS EXPERIMENTALES	63
CAPÍTULO 5. CONCLUSIONES	79
CAPÍTULO 6. OBSERVACIONES Y RECOMENDACIONES	81
BIBLIOGRAFÍA	82
ANEXOS	85

LISTA DE TABLAS

	pág.
Tabla 1. Características de las barras de acero grado 60-ASTM A615.....	42
Tabla 2. Raíces para la solución del determinante de la ecuación de movimiento para el pórtico metálico de dos pisos.....	44
Tabla 3. Comparación de frecuencias entre el análisis teórico y el ensayo experimental.	47
Tabla 4. (a) Raíces para la solución del determinante de la ecuación de movimiento para el pórtico metálico de dos pisos calibrado. (b)Tabla comparativa entre las frecuencias del modelo calibrado y las frecuencias halladas experimentalmente.	49
Tabla 5. Comparación entre los parámetros de diseño establecidos por (Shum, 2009) y (Rozas, 2009).....	56
Tabla 6. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 1.35 [Hz].	66
Tabla 7. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 1.35 [Hz].	67
Tabla 8. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 1.5 [Hz].	69
Tabla 9. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 1.5 [Hz].	70
Tabla 10. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 1.8 [Hz].	74
Tabla 11. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 1.8 [Hz].	74
Tabla 12. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 5 [Hz].	76
Tabla 13. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 5 [Hz].	77

LISTA DE FIGURAS

	pág.
Figura 1. (a) Idealización del pórtico con masas concentradas a nivel de los pisos y rigideces equivalentes por piso. (b) diagrama de cuerpo libre del sistema estructural planteado.	25
Figura 2. Sistemas de control pasivo (a) Técnica de aislamiento sísmico en la base (b) De izquierda a derecha: estructura equipada con un disipador de masa sintonizada, un disipador líquido sintonizado y un disipador de columna líquida sintonizada.	29
Figura 3. Diagrama de fuerzas sobre el amortiguador de columna líquida.	32
Figura 4. Esquema gráfico amortiguador de columna líquida sintonizada TLCD	38
Figura 5. (a) Fotografía del pórtico metálico de dos pisos ensamblado y (b) Modelo CAD del pórtico metálico propuesto.	42
Figura 6. Aceleraciones registradas por los acelerómetros en la base, primer piso y el segundo piso.	46
Figura 7. (a) Fotografía de la estructura en el primer modo de vibración y (b) Fotografía de la estructura en el segundo modo de vibración.	47
Figura 8. (a) Esquema gráfico amortiguador de columna líquida sintonizada TLCD para el caso de diseño según (Rozas, 2009) (b) Fotografías del TLCD real.	55
Figura 9. (a) Esquema de la mesa sísmica uniaxial utilizada en el ensayo experimental. (b) Fotografía de la mesa sísmica.	58
Figura 10. Generador de funciones modelo CFG253	58
Figura 11. (a) Acelerómetro piezoeléctrico modelo 352C33 (b) Conexión acelerómetro-estructura.	59
Figura 12. (a) Tarjeta de adquisición de datos NI-USB 9234 (b) cable coaxial.	59
Figura 13. Interfaz gráfica de la adquisición de los datos mediante NI Sound and Vibration Assistant de Labview Signal Express	60
Figura 14. Registros de aceleraciones aplicados en la base de la estructura. (a) Frecuencia de 1.35 Hz (b) Frecuencia de 1.5 Hz (c) Frecuencia de 1.8 Hz (d) Frecuencia de 5 Hz	62
Figura 15. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.35 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	64

Figura 16. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.35 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	65
Figura 17. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.35 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	65
Figura 18. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 1.35 (Hz). (a) sin disipador de columna líquido (b) con disipador.	66
Figura 19. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	68
Figura 20. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	68
Figura 21. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	69
Figura 22. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 1.5 (Hz). (a) sin disipador de columna líquido (b) con disipador.	70
Figura 23. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.8 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	71
Figura 24. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.8 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	72
Figura 25. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.8 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	73
Figura 26. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 1.8 (Hz). (a) sin disipador de columna líquido (b) con disipador.	73
Figura 27. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	75
Figura 28. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.	75

Figura 29. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

76

Figura 30. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 5 (Hz). (a) sin disipador de columna líquido (b) con disipador.

77

LISTA DE ANEXOS

“Ver carpeta anexos”

ANEXO A. *Planos del pórtico metálico de dos pisos a escala reducida y del amortiguador de columna líquida sintonizada.*

ANEXO B. *Ecuaciones de movimiento modelo Estructural (Estructura-TLCD). (Rozas, 2009)85*

ANEXO C. *Modelo de elementos finitos para el pórtico metálico de dos pisos propuesto.*

ANEXO D. *Tablas de diseño de un TLCD elaboradas por (Shum, 2009).*

ANEXO E. *Determinación de la matriz de amortiguamiento: Método de Rayleigh.*

ANEXO F. *Manual y especificaciones acelerómetro piezoeléctrico 352C33.*

ANEXO G. *Manual y especificaciones tarjeta de adquisición de datos de sonido y vibración NI-USB 9234.*

ANEXO H. *Gráficas experimentales.*

NOMENCLATURA

A :	Área de la sección transversal del amortiguador de columna líquida sintonizada TLCD.
C_{eq} :	Constante de amortiguamiento lineal equivalente del amortiguador.
C_p :	Constante de amortiguamiento de la estructura primaria de un grado de libertad.
$[C_p]$:	Matriz de amortiguamiento de la estructura primaria.
w_a :	Frecuencia natural de vibrar del amortiguador.
w_p :	Frecuencia natural de vibrar de la estructura primaria.
\hat{w}_p :	Frecuencia natural de vibrar de la estructura, cuya rigidez corresponde a la rigidez de la estructura primaria, pero su masa es igual a la masa total del sistema M_T .
f :	Cociente entre la frecuencia natural de vibrar del dispositivo y \bar{w}_p
$u_g(t)$:	Desplazamiento armónico de la base.
u_p :	Desplazamiento de la estructura primaria.
u_a :	Desplazamiento relativo de la superficie del líquido.
k_a :	Rigidez del amortiguador.
$[K_p]$:	Matriz de rigidez de la estructura primaria.
K_p :	Rigidez del sistema primario de un grado de libertad.
L_T :	Longitud total del líquido dentro del amortiguador de columna líquida sintonizada.
L_h :	Longitud de la columna horizontal del amortiguador de columna líquida.
L_v :	Longitud de la columna vertical del amortiguador del amortiguador de columna líquida.

$[M_p]$:	Matriz de masa de la estructura primaria.
M_p :	Masa del sistema primario.
M_T :	Masa de la estructura primaria, más la masa del líquido, más la masa de las columnas del amortiguador de columna líquida sintonizada.
m_l :	Masa del líquido contenido dentro del amortiguador de columna líquida sintonizada.
m_c :	Masa de las columnas del amortiguador de columna líquida.
m_h :	Masa del líquido contenido dentro de la columna horizontal del amortiguador de columna líquida sintonizada.
α :	Factor de forma del amortiguador de columna líquida sintonizada, definido como la razón entre la longitud de la columna horizontal del líquido y la longitud total del mismo.
Γ_j :	Vector de influencia para la aceleración de base.
\tilde{c}_j :	Amortiguamiento del sistema de un grado de libertad equivalente para el j-ésimo modo controlado por el amortiguador.
\tilde{m}_j :	Masa del sistema de un grado de libertad equivalente para el j-ésimo modo controlado por el amortiguador.
\tilde{k}_j :	Rigidez del sistema de un grado de libertad equivalente para el j-ésimo modo controlado por el amortiguador.
η :	Coefficiente de pérdida de cabeza o resistencia al flujo.
μ :	Radio de masa: cociente entre la masa del líquido contenido dentro del dispositivo y la masa de la estructura primaria.
$\bar{\mu}$:	Razón entre la masa del líquido contenido dentro de la columna horizontal del amortiguador de columna líquida sintonizada y la masa total del sistema M_T
φ_0 :	Área del angostamiento central del amortiguador- de columna líquida sintonizada.

$\bar{\varphi}$:	Razón de bloqueo para el angostamiento del amortiguador de columna líquida sintonizada.
β :	Razón entre la frecuencia de excitación externa y la frecuencia $\bar{\omega}_p$.
ρ :	Densidad del líquido contenido dentro del disipador de columna líquida sintonizada.
Ω :	Frecuencia del movimiento armónico de la base.
ξ_a :	Razón de amortiguamiento crítico lineal equivalente del amortiguador.
ξ_p :	Razón de amortiguamiento crítico de la estructura primaria.
$\hat{\xi}_p$:	Razón de amortiguamiento crítico de la estructura cuya rigidez y amortiguamiento corresponden a los del sistema primario, pero su masa es equivalente a la masa total del sistema, M_T .
T_{TLCD} :	Energía cinética del amortiguador de columna líquida sintonizada.
T_p :	Energía cinética de la estructura primaria (pórtico metálico de dos pisos).
V_{TLCD} :	Energía potencial del líquido dentro del amortiguador de columna líquida sintonizada.
H_9 :	Valor absoluto del factor de amplificación dinámica entre el desplazamiento de la estructura primaria, con disipador de columna líquida sintonizada, y la aceleración de base.
H_{10} :	Valor absoluto del factor de amplificación dinámica, entre el desplazamiento de la superficie libre de líquido y la aceleración de base.
H_{11} :	Valor absoluto del factor de amplificación dinámica, entre la velocidad de la superficie libre de líquido y la aceleración de base.

RESUMEN

TITULO: EVALUACIÓN EXPERIMENTAL DE UN TLCD EN UN MODELO A ESCALA*

AUTORES: ANDREA CAROLINA CHAPARRO TARAZONA**
MÓNICA PATRICIA SANTAMARÍA ARIZA**

PALABRAS CLAVES: *Sistemas de control, respuesta dinámica, disipadores de columna líquida sintonizada, control de vibraciones.*

DESCRIPCIÓN:

Debido al crecimiento en el uso de materiales de alta resistencia y a las técnicas de construcción modernas, edificios y otras estructuras se construyen de gran esbeltez y por tanto son más flexibles y poseen bajo amortiguamiento. Las vibraciones causadas por vientos y sismos que han sido de gran interés para los ingenieros civiles, son en consecuencia más severas para este tipo de estructuras esbeltas que para edificaciones de baja altura, lo cual lleva a un incremento en la incomodidad de los ocupantes, y daños en elementos estructurales y no estructurales. En la actualidad se ha venido incrementando el uso de sistemas de control estructural con el fin de mantener la respuesta de estas edificaciones bajo unos límites de seguridad para la edificación y reducir a un mínimo el riesgo de pérdida de vidas humanas. Los disipadores de columna líquida sintonizada (TLCD) hacen parte de los sistemas de control existentes y son relativamente fáciles de instalar en edificios nuevos o existentes ya que no requieren de una fuente de alimentación externa para su funcionamiento.

Este proyecto tiene como finalidad evaluar de manera experimental el comportamiento dinámico de una estructura metálica de dos pisos con un sistema de control pasivo de columna líquida sintonizada, frente a una excitación en la base producida por una mesa sísmica de un grado de libertad. La respuesta se compara con la de un modelo de iguales características sin TLCD, evaluando la disipación de energía alcanzada con la implementación del dispositivo de control pasivo, mediante la comparación de la respuesta dinámica que comprende aceleraciones, velocidades y desplazamientos.

*Proyecto de Grado

** Facultad de Ingenierías Físico mecánicas. Escuela de Ingeniería Civil. Director: Ricardo Alfredo Cruz Hernández ingeniero civil, PhD. Co-director: Oscar Javier Begambre Carrillo ingeniero civil, PhD.

ABSTRACT

TITLE: EXPERIMENTAL EVALUATION OF A TLCD ON A SCALE MODEL *

AUTHORS: ANDREA CAROLINA CHAPARRO TARAZONA **
MÓNICA PATRICIA SANTAMARÍA ARIZA **

KEY WORDS: *Structural Control, Dynamic Behavior, tuned liquid column dampers, vibration control.*

DESCRIPTION:

Because of the growing use of high-strength materials and modern construction techniques, buildings and other structures are built very slender and therefore they are more flexible and have low damping. The vibrations caused by winds and earthquakes that have been of great interest for civil engineers, are in consequence more severe for such slender structures than for low-rise buildings, which leads to an increase in the discomfort of the occupants, and structural and non-structural damage of elements. Nowadays, there has been an increase in the use of structural control systems in order to maintain the response of these buildings under safe limits for the building and minimize the risk of human life losses. The tuned liquid column dampers (TLCD) are part of the existing structural systems and are relatively easy to install in new buildings or existing ones, as they do not require external power for operation.

This project aims to evaluate experimentally the dynamic behavior of a two-story steel structure with a passive structural control of tuned liquid column damper, subjected to a base excitation produced by a shaking table of one degree of freedom. The response is compared to a model with the same characteristics without the TLCD, evaluating the energy dissipation achieved with the implementation of the passive control device, by comparing the dynamic response through acceleration, velocity and displacement.

* Work Degree

** Faculty of Physicist – Mechanics, School of Civil Engineering, Director: Ricardo Alfredo Cruz Hernández, PhD. Co-Director: Oscar Javier Begambre Carrillo, PhD.

INTRODUCCIÓN

En el diseño de estructuras civiles, sometidas a solicitaciones dinámicas, el objetivo permanente ha sido mantener la respuesta de la estructura bajo unos límites de seguridad para los usuarios y la edificación, y bajo condiciones de confort humano. Estos límites de seguridad se expresan a través de restricciones en los desplazamientos máximos de la estructura y las condiciones de confort humano limitan las aceleraciones máximas. De esta forma, para satisfacer ambas exigencias se han hecho algunos acercamientos significativos de solución a estos problemas. Una de estas alternativas consiste en basar el diseño estructural en normas de construcción sismo resistente y la otra conocida como sistemas de control estructural, propone la utilización de dispositivos externos que mejoren la respuesta de una estructura bajo diferentes tipos de fuerzas externas, a partir de la disipación de energía. En esta última se han establecido cuatro grupos de dispositivos de control que disminuyen la respuesta de las edificaciones sometidas a vientos o sismos: los controles Activos, Pasivo, Semi-activos e Híbridos, cada uno con características de funcionamiento diferente que se ajustan a las solicitaciones de cada estructura.

Debido a los constantes desastres naturales, se ha incrementado la preocupación a nivel mundial por crear mecanismos de protección y/o mitigación de los efectos devastadores que traen estos desastres sobre la humanidad. En la búsqueda de soluciones, la utilización de mecanismos que permitan controlar aceleraciones, velocidades y desplazamientos de las edificaciones, reduciendo el daño sobre las mismas y con el fin principal de proteger vidas humanas, se convierte en foco de investigación alrededor del mundo.

De esta forma, el objetivo general de esta investigación, es evaluar la respuesta dinámica de un modelo a escala de una estructura con amortiguadores tipo TLCD bajo señales sinusoidales, generadas por una simulador sísmico uniaxial.

Para llegar al cumplimiento de este objetivo, se presentan los siguientes objetivos específicos:

- Determinar las dimensiones y las características estructurales de un modelo a escala que simule el comportamiento de una estructura. Caso específico: pórtico metálico de dos pisos.
- Determinar las dimensiones y las características del amortiguador tipo TLCD de manera que pueda ser implementado en el modelo a escala.
- Comparar la respuesta dinámica del modelo a escala equipado con el amortiguador tipo TLCD, con la obtenida en el mismo modelo sin el dispositivo, usando una mesa sísmica de un grado de libertad.

Con el desarrollo de este trabajo se busca incentivar el estudio y la investigación más detallada hacia este tipo de sistemas, promoviendo de esta forma el conocimiento para la implementación de los mismos en estructuras de nuestro país.

El presente trabajo está compuesto por 5 capítulos. En la primera sección de este trabajo se presentan los conceptos básicos sobre los diferentes sistemas de control existentes y la teoría necesaria para el desarrollo del diseño de la estructura y el amortiguador. En la segunda parte se describe la estructura a controlar y su caracterización dinámica, y se realiza el diseño del amortiguador de columna líquida sintonizada a implementar. En el siguiente capítulo se presenta el esquema experimental con el cual se realizaron las pruebas y el desarrollo del software encargado de la adquisición y tratamiento de las señales de respuesta. En el cuarto capítulo se presentan los datos adquiridos y el análisis de los mismos, y finalmente, se presentan las respectivas conclusiones y recomendaciones,

además de una serie de anexos que contienen planos, tablas de diseño, ecuaciones y especificaciones de los equipos utilizados en el ensayo.

CAPÍTULO 1. ESTADO DEL CONOCIMIENTO

1.1. DINÁMICA ESTRUCTURAL

La dinámica estructural estudia la relación entre las fuerzas que actúan sobre un cuerpo, la masa del cuerpo y su movimiento, permitiendo determinar las fuerzas necesarias para producir un movimiento dado. En un análisis dinámico las cargas varían con el tiempo, es decir, existe una solución diferente para cada instante de tiempo. (Maldonado & Chio Cho, 2004)

1.1.1. Masa, Rigidez y Amortiguamiento.

El análisis para determinar los efectos dinámicos sobre las edificaciones requiere tener en cuenta las propiedades dinámicas fundamentales de las edificaciones. Estas propiedades son determinadas por las dimensiones, el peso, la rigidez relativa, el periodo fundamental, los tipos de apoyos, y por la influencia de fuerzas de amortiguamiento. (Maldonado & Chio Cho, 2004)

1.1.2. Métodos de modelización dinámica.

Uno de los aspectos importantes en el análisis dinámico de una estructura es la definición del modelo estructural que mejor represente el comportamiento real de la estructura. Un modelo dinámico simplificado implica discretizar la estructura de tal manera que permita una formulación adecuada del modelo matemático y, posteriormente, permita el cálculo de la respuesta. (Maldonado & Chio Cho, 2004)

Entre los métodos de modelización dinámica se encuentran el método de masas concentradas, de elementos finitos y de desplazamientos generalizados.

1.1.3. Determinación de las frecuencias naturales y modos de vibración de un sistema de múltiples grados de libertad: Método de las masas concentradas.

Una estructura puede modelarse como un sistema de uno o varios grados de libertad, dependiendo de los grados de libertad que requiere para la descripción de su respuesta ante la acción dinámica. Los sistemas de múltiples grados de libertad son necesarios cuando la estructura no puede asumir, durante su movimiento, una forma única de desplazamientos.

Una forma de modelar un sistema de múltiples grados de libertad se presenta en (Maldonado & Chio Cho, 2004), en donde se muestran las siguientes ecuaciones de movimiento para un sistema de múltiples grados de libertad.

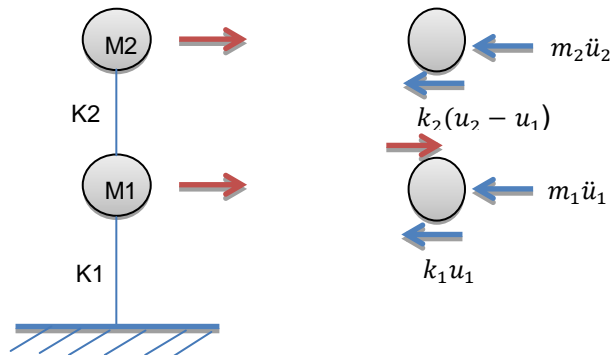


Figura 1. (a) Idealización del pórtico con masas concentradas a nivel de los pisos y rigideces equivalentes por piso. (b) diagrama de cuerpo libre del sistema estructural planteado.

Fuente: Los autores del proyecto

La ecuación de equilibrio resultante para conocer las frecuencias naturales y modos de vibración* corresponde:

$$[M]\{\ddot{U}\} + [C]\{\dot{U}\} + [K]\{U\} = \mathbf{0} \quad 1.1$$

* Análisis sísmico de Edificaciones. Capítulo 3: Estructuras de múltiples grados de libertad. Maldonado E.; Chio Cho G. Ediciones Universidad Industrial de Santander. 2004.

Donde, las matrices $[M]$, $[C]$ y $[K]$ son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez respectivamente. Y donde $\{U\}$, $\{\dot{U}\}$ y $\{\ddot{U}\}$ corresponden a los vectores de desplazamiento, velocidad y aceleración.

Para la anterior ecuación la solución tiene la siguiente forma:

$$\{U\} = \{a\} \text{sen}(wt - \alpha) \quad 1.2$$

Donde:

- $\{U\}$ = es el vector de desplazamiento
- $\{a\}$ = es la amplitud del movimiento [m]
- w = es la frecuencia angular
- α = es el ángulo de fase

Reemplazando 1.2 en 1.1, despreciando el amortiguamiento y eliminando términos comunes se tiene:

$$[[K] - w^2[M]]\{a\} = 0 \quad 1.3$$

El determinante de la matriz del factor $\{a\}$ debe ser igual a cero con el fin de darle al sistema una solución no trivial.

$$[[K] - w^2[M]] = 0 \quad 1.4$$

La expresión anterior se conoce como ecuación característica.

Debido a los múltiples grados de libertad del sistema, se realiza una reducción de la matriz de rigidez a partir de una condensación estática (Maldonado & Chio Cho, 2004). Las raíces que solucionan el determinante establecido en 1.4, se denominan valores característicos y su raíz cuadrada corresponde a las frecuencias naturales del sistema (Maldonado & Chio Cho, 2004).

Esta ecuación no es muy usada para más de dos grados de libertad donde se utilizan métodos como el de Jacobi u otros.

1.2. SISTEMAS DE CONTROL ESTRUCTURAL

La respuesta de una edificación ante vibraciones producidas por fuertes vientos o movimientos sísmicos está determinada por sus parámetros dinámicos: masa, rigidez y amortiguamiento. Con el objetivo de mantener dicha respuesta bajo unos límites de seguridad para la edificación y condiciones de confort humano, las normativas exigen modificar estos parámetros de forma tal que cumplan con ciertos criterios. Debido a que diseñar según la reglamentación de las normativas representa altos costos y en algunos casos la estructura después de sometida a fuertes excitaciones sufre daños permanentes sin posibilidad de reparación, se han propuesto desde hace aproximadamente 60 años otras alternativas para minimizar la respuesta estructural. Estos sistemas que son dispositivos adicionales a los elementos de la estructura, son conocidos como sistemas de control estructural, los cuales se encargan de modificar las características dinámicas de la estructura, controlando o disipando parte de la energía impuesta por la excitación (Oviedo & Duque, 2006). Las primeras aplicaciones estuvieron relacionadas con el campo aeroespacial, pero desde 1960 se iniciaron avances en el campo de la ingeniería civil con aisladores de base para estructuras de baja y media altura, y puentes. Debido a que este tipo de controles no eran apropiados para estructuras de gran altura, se empezaron a implementar amortiguadores auxiliares viscosos, viscoelásticos y plásticos, que proveían un aumento significativo en la disipación de energía y en la reducción del movimiento (Housner, y otros, 1997). Otro enfoque que surgió en 1970 aplicado a edificios de gran altura fueron los amortiguadores de masa sintonizada, que son un tipo de control pasivo que absorbe las vibraciones y reduce la amplitud del movimiento de la estructura.

El siguiente concepto en aparecer fue el de control activo, el cual fue implementado en Tokio, Japón, en el edificio Kyobashi Seiwa, con el objetivo de reducir los desplazamientos ocasionados por fuertes vientos y movimientos sísmicos moderados (Coral, 2010). Los controles que se han implementado más recientemente en Japón y Estados Unidos son los semi-activos y los híbridos. Cabe resaltar que todos estos tipos de sistemas de control estructural, deben ser experimentalmente verificados para poder ser implementados eventualmente en estructuras reales (Battaini, Yang, & Spencer, 1998).

A continuación, se hace una breve descripción de los principales tipos de controladores estructurales.

1.2.1. Sistemas de Control Pasivo.

Los sistemas de control pasivo corresponden a mecanismos adicionales de disipación de energía que afectan las propiedades dinámicas de la estructura en la que están instalados, disminuyendo su respuesta estructural frente a fenómenos naturales como el viento o sismos y otros tipos de riesgos, que producen en ellas grandes desplazamientos; estos dispositivos tienen la capacidad de reaccionar de forma inercial frente a una fuerza externa sin control en tiempo real. Las características principales de los sistemas pasivos se basan en: (I) Por lo general son relativamente económicos. (II) No consumen energía externa (energía que puede no estar disponible durante un terremoto de gran magnitud) (III) Son inherentemente estables. (IV) Funcionan incluso durante un terremoto (Housner, y otros, 1997). Estos sistemas se dividen en tres grupos esenciales: disipadores de aislamientos sísmicos, disipadores de energía y los disipadores de masa sintonizada; cada uno con un mecanismo de funcionamiento diferente que puede ser más eficiente para un tipo de estructuras específico.

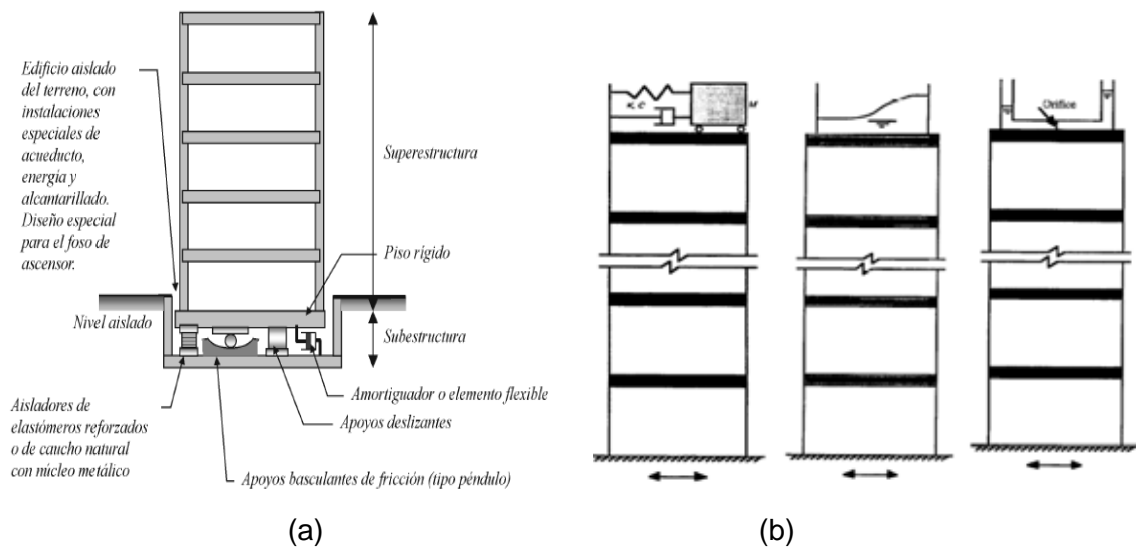


Figura 2. Sistemas de control pasivo (a) Técnica de aislamiento sísmico en la base (b) De izquierda a derecha: estructura equipada con un disipador de masa sintonizada, un disipador líquido sintonizado y un disipador de columna líquida sintonizada.
Fuente: (a) (Oviedo & Duque, 2006) (b) (Sadek, Mohraz, Taylor, & Chung, 1996)

1.2.2. Sistemas de Control Activo

Un control activo puede definirse como un sistema que requiere una gran fuente externa de potencia para la operación de actuadores electrohidráulicos o electromecánicos, los cuales se activan y suministran fuerzas a la estructura (Symans & Constantinou, 1999). La principal ventaja de los controles activos es su capacidad de adecuarse automáticamente a las características propias de cada excitación, siendo efectivos en un amplio rango de frecuencias y por tanto capaces de mitigar tanto movimientos producidos por fuertes vientos como por sismos. Una de sus limitaciones se debe a la cantidad y disponibilidad de energía, ya que cuenta con un alto requerimiento de esta para gobernar el movimiento de los actuadores (Molinares, 2003) y es vulnerable a un corte de flujo eléctrico, lo cual es siempre una posibilidad durante un sismo fuerte. Además, podrían llegar a empeorar la situación en el sentido de que se pueden volver inestables e introducir energía cinética adicional al sistema (Gómez, Marulanda, & Thomson, 2008).

1.2.3. Sistemas de Control Semi-Activos

Los sistemas de control semi-activos se originan a partir de los sistemas de control pasivo, modificados para permitir el ajuste de propiedades mecánicas en base a la excitación o la respuesta estructural medida.

La atención que ha recibido este tipo de control estructural puede atribuirse al hecho de que ofrece la adaptabilidad de los dispositivos de control activo, pero una de sus ventajas sobre estos es que requiere una cantidad pequeña de energía externa para su operación. De hecho, muchos de ellos pueden operar tan solo energía de baterías (Spencer & Sain, 1997).

1.2.4. Sistemas de Control Híbrido

Los sistemas de control híbrido son sistemas que emplean una combinación de sistemas pasivos y activos. Estos sistemas se suponen de mejor rendimiento que un dispositivo activo debido a las siguientes razones: (I) El control estructural se hace a partir de un dispositivo pasivo, en caso de mal funcionamiento del activo este seguirá ejecutándose aunque con menor efectividad. (II) La energía utilizada es una ventaja sobre los activos, ya que la exigencia de esta es mucho menor.

1.3. CASO DE ESTUDIO: DISIPADOR DE COLUMNA LÍQUIDA SINTONIZADA.

Los disipadores de columna líquida sintonizada son un tipo de disipadores de masa sintonizada (TMD Tuned Mass Damper), que consisten en un sistema de un grado de libertad constituido por una masa, un elemento restitutivo y un mecanismo de disipación de energía, que usualmente es montado en la parte superior de la estructura (<http://es.scribd.com/doc/47463832/estudio-comparativo-edificio-aislado-en-base>). Estos sistemas suplementarios se implementan a las estructuras para reducir vibraciones debido al viento, sismos u otras condiciones

de carga dinámica. Se conocen como sistemas sintonizados debido a que las frecuencias naturales de esos dispositivos son iguales o cercanas a las de la estructura que ha sido equipada con estos disipadores.

Para el caso específico de los disipadores de columna líquida sintonizada, su mecanismo consiste en limitar los movimientos inducidos con la disipación de energía a través del movimiento del líquido en un contenedor con forma de tubo en U, mediante la fricción del líquido con las paredes del tanque y el cambio de dirección del flujo en los codos. Adicionalmente, el TLCD posee un angostamiento en la parte central del mismo que mejora su capacidad de disipación de energía, ya que cuando las partículas de agua atraviesan este obstáculo tienen que desacelerarse para ocupar un espacio de sección más grande en el tubo (Oviedo & Duque, 2006).

Algunas importantes ventajas de los disipadores de columna líquida sobre otros tipos de dispositivos de amortiguamiento incluyen el bajo costo, son fáciles de implementar en edificios nuevos y en los ya existentes, tienen pocos requerimientos de mantenimiento, y no requieren de una fuente de energía externa para su funcionamiento como los activos y semi-activos (Sadek, Mohraz, Taylor, & Chung, 1996), por lo cual no son vulnerables a un corte de flujo eléctrico. Asimismo, cabe resaltar que un disipador de columna líquida podría no aumentar el costo o peso de la estructura si es usado como tanque para el abastecimiento de agua y parte de las redes contra incendio que deben tener las edificaciones (Gao & Kwok, 1997). Estas son algunas de las razones por la cual se decidió escoger este tipo de disipador para implementarlo en el modelo a escala de esta investigación, y así verificar experimentalmente su capacidad para disminuir la respuesta dinámica.

1.3.1. Descripción matemática del sistema TLCD-Estructura

Usando los principios de energía asociados con las ecuaciones de Lagrange y teniendo en cuenta una condición de equilibrio dinámico y la interacción entre la estructura y el líquido contenido en las columnas del TLCD, las ecuaciones de movimiento pueden expresarse como (Rozas, 2009)*:

Ecuación de movimiento relativo del líquido dentro del TLCD:

$$A\rho L_T \ddot{u}_a + C_{eq} \dot{u}_a + 2 A \rho g u_a = -A\rho L_h(\ddot{u}_g + \ddot{u}_p) \quad 1.5$$

Ecuación de movimiento de la estructura equipada con un TLCD:

$$(M_p + m_c + A \rho L_T) \ddot{u}_p + \underset{C_{eq} \dot{u}_a}{C_p \dot{u}_p} + K_p u_p = -(M_p + m_c + A \rho L_T)\ddot{u}_g - A \rho L_h \ddot{u}_a + \quad 1.6$$

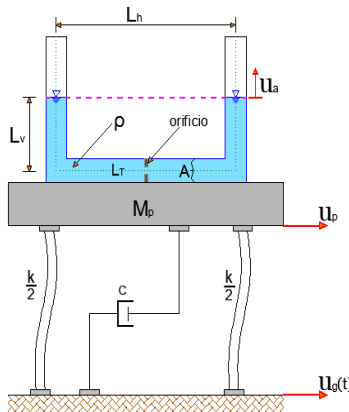


Figura 3. Diagrama de fuerzas sobre el amortiguador de columna líquida.
Fuente: Los autores del proyecto

En las ecuaciones (1.5) y (1.6), u_p y u_a denotan los desplazamientos de la estructura y la superficie del líquido, respectivamente; M_p , C_p y K_p corresponden a

* Para detalles de la determinación de las fórmulas consultar el Anexo B tomado de: Reducción de la respuesta estructural por medio del uso de disipadores de masa sintonizada y disipadores de columna líquida sintonizada, Apéndice B, Luis Alejandro Rozas, Tesis para optar al grado de Magister, 2009.

la masa, amortiguamiento y rigidez de la estructura respectivamente; \ddot{u}_g es la aceleración de la base; L_h la longitud de la columna horizontal del TLCD; L_T la longitud total del líquido dentro del TLCD; A la sección transversal de las columnas del TLCD; ρ la densidad del líquido contenido en el TLCD; m_c la masa de las columnas del TLCD; g la aceleración de la gravedad; C_{eq} la constante de amortiguamiento lineal equivalente del amortiguador correspondiente a $4/3\pi \rho A \eta \Omega \varphi$ donde η es el coeficiente de pérdida de cabeza o resistencia al flujo, φ la amplitud del desplazamiento de la superficie libre de líquido y Ω su frecuencia.

Esta teoría presentada para un sistema de un grado de libertad puede extenderse para sistemas de varios grados de libertad como es el caso del pórtico de dos pisos en estudio. Las ecuaciones de movimiento para estos sistemas pueden derivarse de las ecuaciones de Lagrange en forma matricial, las cuales después de un arreglo matemático (Rozas, 2009) , resultan finalmente como se muestran a continuación:

$$\left. \begin{aligned}
 & A\rho L_T \ddot{u}_a + C_{eq} \dot{u}_a + 2 A \rho g u_a = -A\rho L_h(\ddot{u}_g + \ddot{u}_p) \\
 \text{Donde:} \\
 & (\tilde{m}_j + m_c + A \rho L_T) \ddot{u}_p + \tilde{c}_j \dot{u}_p + \tilde{k}_j u_p \\
 & = -\delta_j(\tilde{m}_j + m_c + A \rho L_T)\ddot{u}_g - A \rho L_h \ddot{u}_a + C_{eq} \dot{u}_a
 \end{aligned} \right\} 1.7$$

$$\tilde{m}_j = \frac{m_j}{\phi^2_{i,j}} \quad 1.8$$

$$\tilde{c}_j = \frac{c_j}{\phi^2_{i,j}} \quad 1.9$$

$$\tilde{k}_j = \frac{k_j}{\phi^2_{i,j}} \quad 1.10$$

$$\Gamma_j = \frac{\phi_{i,j}}{m_j} \sum_{k=1}^N \phi_{i,j} M_k \quad 1.11$$

$$\delta_j = 1 + \frac{\tilde{m}_j (\Gamma_j - 1) (\alpha - \hat{\mu})}{\alpha (\tilde{m}_j + m_c)} \quad 1.12$$

Siendo $\phi_{i,j}$ el elemento de la matriz modal en el piso i donde se ubicará el TLCD, para el modo j a controlar, m_j , k_j y c_j representan la masa, amortiguamiento y rigidez modales asociados al j –ésimo modo respectivamente, $\hat{\mu}$ la razón entre la masa de líquido contenida en la columna horizontal del dispositivo y la masa total del sistema, α corresponde al factor de forma de columna líquida sintonizada, Γ_j un factor de masa y δ_j es un término que relaciona las masas del sistema.

1.3.2. Parámetros óptimos de diseño del TLCD

Uno de los parámetros que se debe asumir corresponde al radio de masa μ que equivale al cociente entre la masa del líquido contenido dentro del dispositivo y la masa de la estructura primaria. Para aplicaciones de ingeniería civil, μ es usualmente menor al 2% (Gao & Kwok, 1997), pero puede oscilar desde 0.1 hasta 5 % ya que para lograr una reducción en las vibraciones óptima el radio de masa debe incrementarse (Shum, 2009), aunque existen limitaciones en cuanto al requerimiento de espacio, pues para radios de masa mayores resultan longitudes del disipador muy grandes y por tanto se presentarían dificultades en la instalación y en la resistencia de los miembros estructurales de soporte.

Otro parámetro que debe seleccionarse es el factor de forma α que corresponde a la razón entre la longitud de la columna horizontal del líquido y la longitud total del mismo. Con el fin de obtener un diseño económico este factor se encuentra en el rango de 0.7 a 0.9 (Shum, 2009) pero puede asumirse desde 0.3; sin embargo, mayores valores de factor de forma pueden reducir más eficientemente la máxima respuesta estructural (Gao & Kwok, 1997), siendo la

limitante proveer suficiente espacio para el movimiento de la superficie del líquido en la columna vertical.

Como se mencionó previamente, se presentan dos metodologías de diseño diferentes para la supresión de vibraciones armónicas en estructuras, mediante un disipador de columna líquida sintonizada. La primera de ellas proporciona tablas* que han sido elaboradas por K.M. Shum (Shum, 2009), y a partir de ellas se determina la frecuencia óptima sintonizada λ , que corresponde al cociente entre la frecuencia de vibrar de la estructura y la del TLCD:

$$\lambda = \frac{w_a}{w_p} \quad 1.13$$

Donde w_a es la frecuencia natural de vibrar del amortiguador y w_p la frecuencia natural de vibrar de la estructura primaria.

Ya que la frecuencia natural de la estructura a controlar debe ser conocida, se puede encontrar la frecuencia natural del amortiguador, y así determinar su longitud total mediante la relación (Gao & Kwok, 1997):

$$w_a = \sqrt{\frac{2g}{L_T}} \quad 1.14$$

Donde g corresponde a la gravedad, y L_T equivale a la longitud total del amortiguador de columna líquida.

Para completar la determinación de las dimensiones del disipador, se calcula el área de la sección transversal del dispositivo a partir de la longitud y la relación de masas previamente escogida (Wu, Shih, Lin, & Shen, 2005):

$$\mu = \frac{m_l}{M_p} = \frac{\rho A L_T}{M_p}$$

* Ver Anexo D: Tablas de diseño de un TLCD elaboradas por (Shum, 2009)

$$A = \frac{\mu \times M_p}{\rho \times L_T} \quad 1. 15$$

Donde μ corresponde a la razón de masa entre el líquido contenido en el dispositivo y la masa de la estructura primaria, m_l a la masa del líquido contenida en el amortiguador, M_p la masa del sistema primario, A es el área de la sección transversal del amortiguador y ρ es la densidad del líquido contenida dentro del amortiguador.

Finalmente, un enfoque directo para establecer el coeficiente de pérdida de cabeza óptimo η_{opt} es propuesto por (Shum, 2009) a partir de los valores ξ_1 y ξ_2 correspondientes a las razones de amortiguamiento equivalentes del líquido; donde β_1 y β_2 corresponden a las razones de frecuencias entre la frecuencia de excitación y la de la estructura, $DMF_{\bar{W}}$ y $DMF_{\bar{X}}$ hacen referencia a los factores de amplificación dinámica del desplazamiento del líquido y de la estructura respectivamente:

$$\eta_{opt} = \frac{3 \pi}{C \sqrt{2} \lambda DMF_{\bar{W}}} \left[\left(\frac{\xi_1}{\xi_2} \right)^2 + \left(\frac{\beta_1}{\beta_2} \right)^2 \right]^{0.5} \quad 1. 16$$

Donde C equivale a una fracción del peso de la estructura y se relaciona con la amplitud de la fuerza de excitación (Shum, 2009):

$$\bar{F} = C M_p g \quad 1. 17$$

Donde \bar{F} es la amplitud de la fuerza de excitación, M_p es la masa de la estructura y g es la aceleración de la gravedad.

La segunda metodología de diseño es planteada por (Rozas, 2009). El autor deduce las fórmulas del diseño del disipador en base a los parámetros característicos de la estructura a controlar. En primer lugar, para calcular la frecuencia natural de vibrar de la estructura y su razón de amortiguamiento equivalente, se deben conocer la rigidez y el amortiguamiento de la estructura

correspondiente a un sistema de un grado de libertad equivalente y la masa total del sistema estructura- TLCD.

$$\widehat{W}_p = \sqrt{\frac{\tilde{k}_1}{M_T}} \quad 1.18$$

$$\widehat{\xi}_p = \frac{\tilde{c}_1}{2 M_T \widehat{W}_p} \quad 1.19$$

Donde \widehat{W}_p es la frecuencia natural equivalente de la estructura, $\widehat{\xi}_p$ es la razón de amortiguamiento equivalente de la estructura y la masa total de la estructura M_T equivale a:

$$M_T = \tilde{m}_1 + m_l + m_c \quad 1.20$$

Donde m_l corresponde a la masa del líquido dentro del dispositivo, m_c a la masa de las columnas que contienen el líquido y \tilde{m}_1 es la masa del sistema de un grado de libertad equivalente.

La frecuencia de vibración óptima para el amortiguador $w_a|_{OPT}$, se determina en base a la razón de frecuencias óptima $f|_{OPT}$, la cual se expresa como (Rozas, 2009):

$$f|_{OPT} = \sqrt{\frac{2-\hat{\mu}-3\alpha\hat{\mu}}{2(1+\hat{\mu})}} + \sqrt{1 - 2\widehat{\xi}_p^2} - 1 \quad 1.21$$

Donde $\hat{\mu}$ corresponde a la razón entre la masa de líquido contenida en la columna horizontal del dispositivo y la masa total del sistema, α es el factor de forma y $\widehat{\xi}_p$ es la razón de amortiguamiento equivalente de la estructura.

A partir de esta razón de frecuencias se encuentra la frecuencia de diseño óptima del dispositivo $w_a|_{OPT}$ como sigue:

$$w_a|_{OPT} = f|_{OPT} \widehat{W}_p \quad 1.22$$

Donde $f|_{OPT}$ es la razón de frecuencias óptima y \hat{W}_p es la frecuencia natural equivalente de la estructura.

De igual forma, la longitud puede hallarse mediante la ecuación 1.14 y el área transversal con la ecuación 1.15.

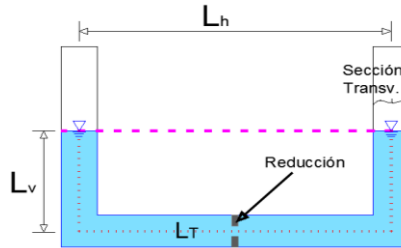


Figura 4. Esquema gráfico amortiguador de columna líquida sintonizada TLCD
Fuente: Los autores del proyecto

El siguiente parámetro de diseño del amortiguador de acuerdo con (Rozas, 2009), consiste en la razón óptima de amortiguamiento crítico $\xi_a|_{OPT}$, la cual se expresa como:

$$\xi_a|_{OPT} = \frac{1}{5} \sqrt{\left(\frac{19\alpha+0.05}{2}\right) \hat{\mu}} + \Delta\xi_a \quad 1.23$$

Donde α es el factor de forma, $\hat{\mu}$ corresponde a la razón entre la masa de líquido contenida en la columna horizontal del dispositivo y la masa total del sistema, $\Delta\xi_a$ equivale a:

$$\Delta\xi_a = (a_1 \hat{\xi}_p + a_2) \hat{\mu} + (a_3 \hat{\xi}_p + a_4) \sqrt{\hat{\mu}} + a_5 \hat{\xi}_p^2 + a_6 \hat{\xi}_p \quad 1.24$$

Donde $a_1, a_2 \dots a_6$ son parámetros que están en función del factor de forma α .

$$a_1 = 0.805 \alpha - 1.103 \quad 1.25$$

$$a_2 = -0.08 \alpha + 0.141 \quad 1.26$$

$$a_3 = -0.219 \alpha + 0.616 \quad 1.27$$

$$a_4 = 0.002\alpha - 0.018 \quad 1.28$$

$$a_5 = -0.005\alpha - 0.387 \quad 1.29$$

$$a_6 = 0.042\alpha + 0.083 \quad 1.30$$

Para concluir el diseño se establece el coeficiente de pérdida de cabeza óptimo $\eta|_{OPT}$ para el TLCD bajo la excitación impuesta. El coeficiente de pérdida de cabeza η depende de todos los factores que inducen la disipación de energía en el TLCD (incluido el angostamiento central), y por tanto se relaciona con la velocidad del flujo, la geometría del ducto y del orificio, de la viscosidad del líquido utilizado, y se expresa como (Rozas, 2009):

$$\eta|_{OPT} = \frac{3\pi m_l w_a|_{OPT}^3 \xi_a|_{OPT}}{2 \bar{u}_g H_{10}|_{OPT} \rho A \Omega} \quad 1.31$$

Donde:

Ω Es la frecuencia del movimiento de la base para la señal armónica, \bar{u}_g la magnitud del desplazamiento armónico de la base, m_l es la masa contenida dentro del disipador, $w_a|_{OPT}$ es la frecuencia de vibración óptima para el amortiguador, $\xi_a|_{OPT}$ es la razón óptima de amortiguamiento crítico, A es la sección transversal del amortiguador, ρ es la densidad del líquido contenida dentro del amortiguador y el término H_{10} corresponde al valor absoluto del factor de amplificación dinámica entre el desplazamiento de la superficie libre de líquido y la aceleración de base (ver anexo B):

$$H_{10} = \frac{\alpha f^2 \sqrt{[\beta^2(1-\delta_j-1)]^2 + 4\beta^2 \hat{\xi}_p^2}}{|C|} \quad 1.32$$

Donde α es el factor de forma, f es la razón de frecuencias, δ_j es un término que relaciona las masas del sistema, $\hat{\xi}_p$ es la razón de amortiguamiento equivalente de la estructura y donde β equivale a:

$$\beta = \frac{\Omega}{\widehat{W}_p} \quad 1.33$$

Donde Ω es la frecuencia del movimiento armónico de la base y \widehat{W}_p es la frecuencia natural equivalente de la estructura.

En la ecuación 1.32 C es igual a:

$$C = [(1 - \beta^2)(f^2 - \beta^2) - 4\widehat{\xi}_p \xi_a \beta^2 f - \widehat{\mu} \beta^4 \alpha] + 2i[\widehat{\xi}_p \beta (f^2 - \beta^2) + \xi_a f \beta (1 - \beta^2(1 + \widehat{\mu}))] \quad 1.34$$

Y la magnitud $|C|$ es igual a la raíz cuadrada de cada uno de sus términos.

A partir del coeficiente de pérdida de cabeza se podría calcular teóricamente el valor del angostamiento de la parte central, pero debido a que resolver dicha expresión que depende de todos los factores ya mencionados que disipan energía es demasiado complejo, se hará uso de la expresión calibrada a través de ensayos experimentales bajo señales armónicas y de ruido blanco para diferentes configuraciones de disipadores de columna líquida sintonizada (Wu, Shih, Lin, & Shen, 2005). Esta expresión relaciona el coeficiente de pérdida de cabeza η y la razón para el angostamiento central del disipador $\bar{\varphi}$, como se muestra a continuación:

$$\eta = \frac{(-0.6\bar{\varphi} + 2.1\bar{\varphi}^{0.1})^{1.6}}{(1 - \bar{\varphi})^2}$$

Finalmente, el área de bloqueo φ_0 corresponde a:

$$\varphi_0 = A(1 - \bar{\varphi})$$

Donde A es el área de la sección transversal y $\bar{\varphi}$ es la razón para el angostamiento central del disipador.

CAPÍTULO 2. DISEÑO DEL SISTEMA

2.1. DISEÑO DE LA ESTRUCTURA

2.1.1. Descripción de la estructura a controlar

La estructura utilizada corresponde a un pórtico metálico de dos pisos, sometido a excitaciones dinámicas en una dirección, impuestas por una mesa sísmica. Se selecciona el sentido X como la dirección de aplicación de la señal sobre la estructura y en base al análisis en esta dirección, se determinan tanto las dimensiones del pórtico como las del amortiguador de columna líquida sintonizada (TLCD) que será implementado. Cabe señalar que como aplicación en estructuras reales con movimientos significativos en ambas direcciones, se debe considerar instalar un juego de TLCDs en diferentes pisos, diseñados independientemente para cada dirección basados en las propiedades modales de cada una de éstas, con el fin de reducir la respuesta (Wu, Shih, Lin, & Shen, 2005).

Las dimensiones del pórtico se han seleccionado con el fin de evidenciar de una mejor forma el desplazamiento de cada piso y la acción del amortiguador sobre la estructura frente a una fuerza dinámica de tipo sinusoidal aplicada en su base. Para ello se determinó que la estructura tendría 4 columnas con una altura de 1.10 metros constituida por barras de acero grado 60 según ASTM A615 de $\frac{1}{4}$ " de diámetro (ver tabla 1) y 4 vigas en cada piso de 45 y 30 cm de longitud, con las mismas especificaciones de material que las columnas, además de barras que funcionan como riostras paralelas al eje Y para evitar posibles movimientos torsionales. Las losas son de sección rectangular y están soportadas en las vigas para el primer y segundo piso de, 47 cm x 31 cm, en acero cold rolled*. Las uniones entre viga-columna y viga-losa fueron realizadas con soldadura 7018 que garantiza una unión rígida para el material utilizado.

* En el anexo A se encuentran los planos con detalles de la estructura.

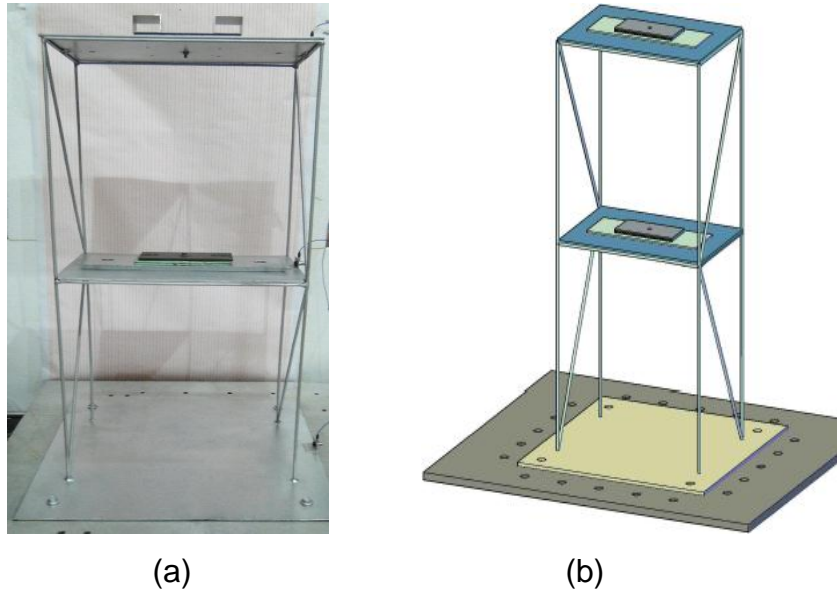


Figura 5. (a) Fotografía del pórtico metálico de dos pisos ensamblado y (b) Modelo CAD del pórtico metálico propuesto.
Fuente: Los autores del proyecto

El pórtico tiene una masa total de 15.7 [kg] y adicional a éste se han dispuesto masas de 6.7137 [kg] y 6.6543 [kg] en el segundo y primer piso respectivamente, con el fin de aumentar la masa total del sistema.

Finalmente, en la base se hace un acople con la mesa sísmica a través de una lámina de acero cold rolled del mismo espesor que las de entrepiso, y sección rectangular de 60 x 60 cm, a la cual se sueldan cada una de las barras principales del pórtico y se ajusta con cuatro tornillos a la base de la mesa vibratoria.


Características de las barras de acero grado 60-ASTM A615			
Diámetro equivalente	6.35 E-3	mm	
Densidad	7850	kg/m ³	
Módulo de Young	2.05 E11	N/m ²	

Tabla 1. Características de las barras de acero grado 60-ASTM A615.
Fuente: Los Autores del proyecto

2.1.2. Determinación teórica de los parámetros modales de la estructura

Para el diseño de un sistema de control se hace necesario conocer y definir el comportamiento dinámico esperado de la estructura a controlar, para ello se hace uso de dos herramientas que posibilitan el modelamiento de estructuras flexibles; una de ellas corresponde al modelo basado en leyes físicas a partir del método de las masas concentradas, y la otra se realiza en una herramienta computacional, que para este caso corresponde al software comercial SAP2000 Advanced versión 14.1® (Ver anexo C).

Es importante mencionar nuevamente que se ha establecido el sentido x como la dirección del ensayo y todos los análisis para el sistema se realizan en esta dirección.

2.1.2.1. Modelo basado en leyes físicas: Método de las masas concentradas

Según la metodología establecida en el capítulo anterior, presentada en (Maldonado & Chio Cho, 2004) para hallar los modos de vibración, se determinan las matrices de masa y rigidez condensada para el pórtico a modelar y que corresponden a:

$$[M_p] = \begin{array}{cc|c} 14.287 & 0 & \text{Piso 2} \\ 0 & 14.508 & \text{Piso 1} \end{array} \quad [Kg]$$

$$[K_p] = \begin{array}{cc|c} 2829.72 & -3608.21 & \\ -3608.21 & 8161.71 & \end{array} \quad \left[\frac{N}{m} \right]$$

Reemplazando las matrices en la ecuación 1.4, se encuentran las frecuencias naturales para el pórtico metálico, como se muestra a continuación:

	W (rad/seg)	f (Hz)
1 ^{ra} raíz	8.39	1.34
2 ^{da} raíz	26.27	4.18

Tabla 2. Raíces para la solución del determinante de la ecuación de movimiento para el pórtico metálico de dos pisos.

Fuente: Los Autores del proyecto

La matriz de formas modales de la estructura normalizada con respecto a la masa del sistema se muestra a continuación:

$$\Phi = \begin{array}{cc|c} & \text{Modo 1} & \text{Modo 2} & \\ \hline & 0.235754 & 0.1200614 & \text{Piso2} \\ & 0.119141 & -0.233947 & \text{Piso1} \end{array}$$

Aplicando el producto $[\Phi]^T [M] \{\Phi\}$ se obtiene una matriz de masa modal igual a la identidad:

$$[M] = \begin{array}{cc|c} & 1,0 & 0,0 & \\ \hline & 0,0 & 1,0 & [Kg] \end{array}$$

El mismo proceso se emplea en la matriz de rigidez, a la cual al aplicarle el producto $[\Phi]^T [K] \{\Phi\}$, es equivalente a la matriz de frecuencias naturales elevadas al cuadrado.

$$[K] = \begin{array}{cc|c} & 70.4337 & 0 & \\ \hline & 0 & 690.1854 & \left[\frac{N}{m} \right] \end{array}$$

Con estos resultados finaliza el análisis teórico modal.

2.1.2.2. Determinación experimental de los parámetros modales

Para el presente trabajo también es de interés realizar la caracterización dinámica de la estructura mediante la determinación de las formas modales experimentales, con el fin de establecer el comportamiento real de la estructura y realizar la comparación con las halladas en el modelo teórico de masas concentradas y en el modelo FEM.

La importancia de realizar la caracterización de las formas modales reside en la necesidad de diseñar el TLCD para la frecuencia natural de vibración real de la estructura, con el objetivo de que el disipador sea lo más eficiente posible. La metodología desarrollada para la obtención de los modos de vibración consiste en realizar un barrido de frecuencias con el montaje experimental que se presenta en el capítulo 3.

La mesa sísmica se configura a una amplitud constante y se varía la frecuencia de la señal de excitación. Se toman lecturas con los acelerómetros ubicados en la base, en el primer piso y segundo piso de la estructura, y se analizan las señales adquiridas mediante el Software NI Sound and Vibration Assistant. (National Instruments, 2011). La señal captada por el acelerómetro en la base se transforma en un espectro de frecuencias para verificar la frecuencia de excitación, y los acelerómetros del primer y segundo piso miden las aceleraciones inducidas por la excitación. Cuando la frecuencia de excitación iguala alguna de las frecuencias naturales de vibración de la estructura, el sistema está en resonancia y por tanto las amplitudes de las aceleraciones medidas aumentan. Los modos de vibración pueden entonces determinarse mediante la identificación de estos picos máximos de aceleraciones que se presentan a lo largo del barrido de frecuencias. Esta prueba fue realizada 5 veces con el fin de tener confiabilidad en los resultados encontrados.

En la figura 6 se pueden observar las aceleraciones registradas en la base, primer y segundo piso mostradas en orden descendente. El barrido de frecuencias de excitación se inició en 0.3 Hz y se incrementó hasta finalizar en 9 Hz, con una

duración total de 572 segundos. Alrededor de los 180 segundos a una frecuencia de 1.5 Hz registrada en el espectro de frecuencias*, se presentó un primer pico de aceleraciones. Como se observa en la figura 6, las aceleraciones en ese instante de tiempo son mayores para el segundo piso que para el primer piso, ya que estas corresponden al primer modo de vibración de la estructura. Por el contrario, en el segundo pico de aceleraciones que se presenta alrededor de los 480 segundos a una frecuencia de 5.0 Hz registrada en el espectro de frecuencias; las aceleraciones en el primer piso son mayores que las del segundo piso, ya que este pico corresponde al segundo modo de vibración de la estructura.

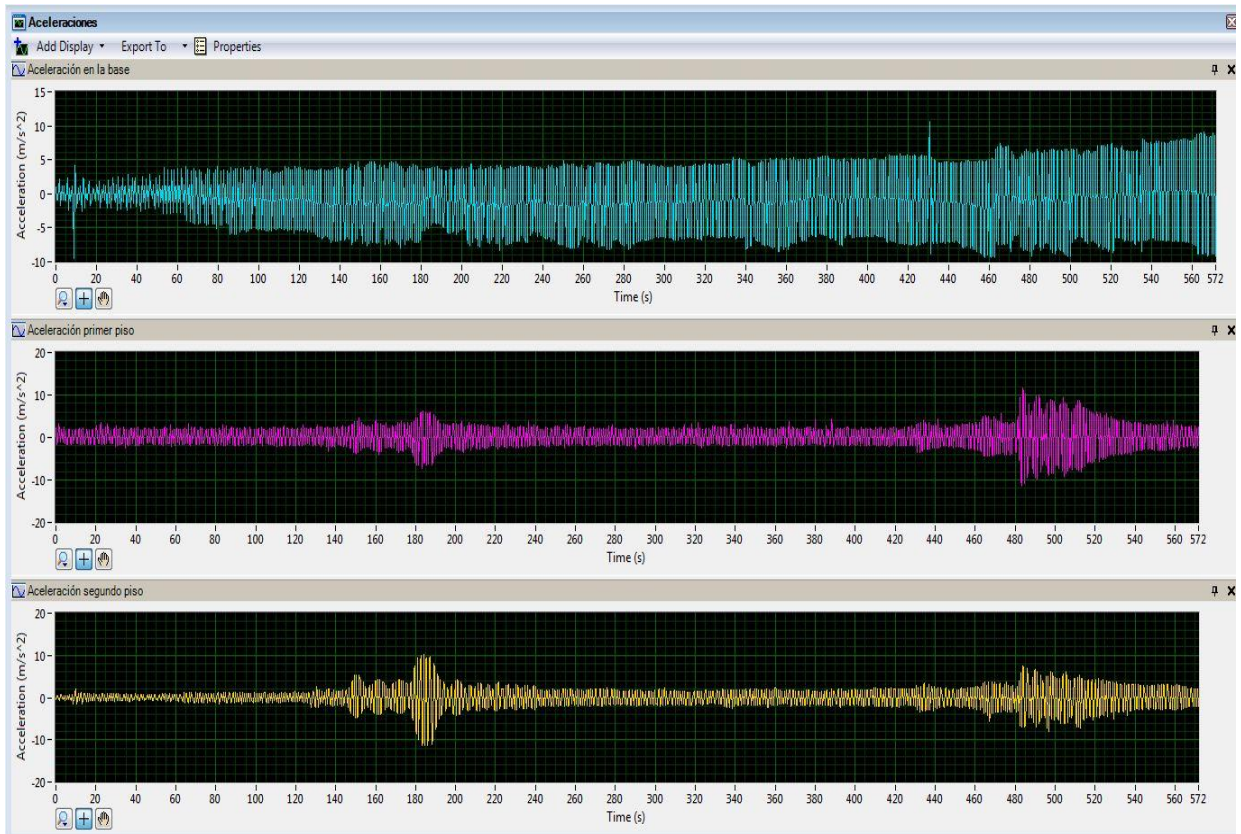


Figura 6. Aceleraciones registradas por los acelerómetros en la base, primer piso y el segundo piso.

Fuente: Los autores del proyecto

* El espectro de frecuencias se presenta en el Anexo H: Resultados experimentales.

Visualmente también es claro establecer la frecuencia de excitación en la cual los desplazamientos de la estructura son máximos y determinar la forma modal que se está presentando (Ver figura 7).

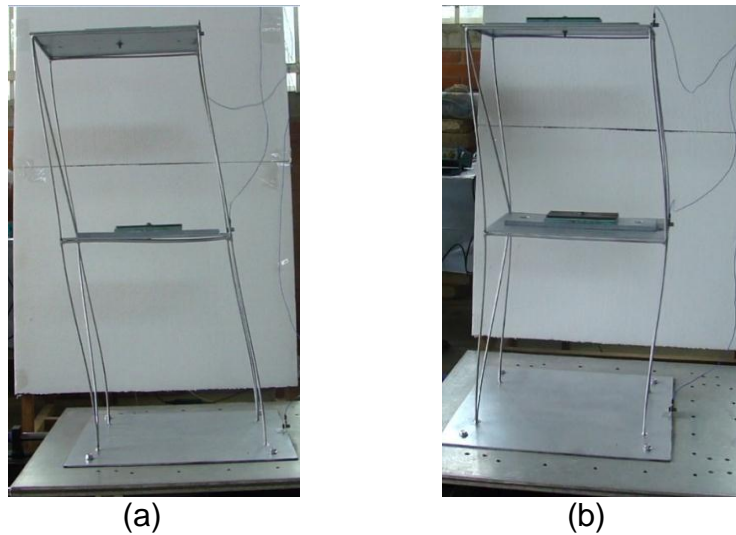


Figura 7. (a) Fotografía de la estructura en el primer modo de vibración y (b) Fotografía de la estructura en el segundo modo de vibración.

Fuente: Los autores del proyecto

Los resultados obtenidos en la prueba experimental y los hallados teóricamente se presentan en la tabla 3.

	Modelo Teórico	Ensayo Experimental	% Error
Frecuencia Fundamental (Hz)	1.34	1.5	10.67
Frecuencia 2^{do} Modo (Hz)	4.18	5.0	16.40

Tabla 3. Comparación de frecuencias entre el análisis teórico y el ensayo experimental.

Fuente: Los Autores del proyecto

Como se puede observar las frecuencias naturales predichas por los modelos teóricos difieren de las frecuencias medidas experimentalmente, siendo estas últimas mayores. Esto demuestra que la estructura real es más rígida de lo que los análisis teóricos muestran. La diferencia se debe a las hipótesis que se hacen en

el modelo teórico con el fin de simplificar los cálculos, pero que son aceptadas para el análisis de estructuras reales. Entre estas hipótesis se encuentra despreciar el aumento de rigidez que es aportado por el pórtico en la dirección opuesta al sentido de aplicación de la fuerza de excitación. En otras palabras, es necesario realizar el análisis de la estructura en un modelo tridimensional, con el fin de minimizar el error entre el modelo teórico y el experimental. Por otra parte, las uniones entre viga y columna realizadas con la soldadura, que para el modelo teórico se basan en la geometría entre ejes centroidales de los elementos, no tienen en cuenta las rigideces de los nodos, sobreestimando generalmente las deformaciones generales, este efecto se conoce como rigidez infinita. (Tena, 2007).

Como se indicó previamente el objetivo es un TLCD eficiente, lo cual implica que se diseñe para la frecuencia natural de vibración real de la estructura. Para esto deben determinarse las rigideces equivalentes por piso, de forma que produzcan las frecuencias y las formas modales comprobadas a partir de los ensayos experimentales. Para determinar la matriz de rigidez equivalente se realiza un proceso iterativo en el que se varía el valor del módulo de elasticidad de manera tal que se minimice el error entre las frecuencias halladas experimentalmente y aquellas calculadas teóricamente.

Finalmente, la matriz de rigidez equivalente es:

$$[K_p] = \begin{vmatrix} 3588.96 & -4576.26 \\ -4576.26 & 10351.4 \end{vmatrix} \begin{bmatrix} N \\ m \end{bmatrix}$$

El valor del módulo de elasticidad utilizado para calibrar la matriz de rigidez corresponde a 260000 [MPa] y no hace referencia únicamente a las propiedades del acero utilizado, sino representa el módulo de elasticidad equivalente de la estructura teniendo en cuenta todos los efectos anteriormente expuestos, y que fueron despreciados con las hipótesis de análisis iniciales.

Las frecuencias de vibración que solucionan el determinante establecido en 1.4 son:

	W (rad/seg)	f (Hz)
1 ^{ra} raíz	9.45	1.504
2 ^{da} raíz	29.59	4.709

(a)

	Modelo Calibrado	Ensayo Experimental	% Error
Frecuencia Fundamental (Hz)	1.504	1.5	0.27
Frecuencia 2 ^{do} Modo (Hz)	4.709	5.0	5.82

(b)

Tabla 4. (a) Raíces para la solución del determinante de la ecuación de movimiento para el pórtico metálico de dos pisos calibrado. (b) Tabla comparativa entre las frecuencias del modelo calibrado y las frecuencias halladas experimentalmente.

Fuente: Los Autores del proyecto

Debido a que el diseño del disipador de columna líquida sintonizada se hace para controlar el modo fundamental de la estructura como se verá más adelante, la calibración de la frecuencia de vibración para el segundo modo no fue de interés para los autores.

Finalmente, se recalculan la matriz de formas modales de la estructura normalizada con respecto a la masa del sistema y la matriz de rigidez modal:

$$\phi = \begin{array}{c|cc|l} & \text{Modo 1} & \text{Modo 2} & \\ \hline & 0.23575 & 0.12006 & \text{Piso2} \\ & 0.11914 & -0,23394 & \text{Piso1} \end{array}$$

$$[K] = \begin{array}{c|cc|l} & 89.3306 & 0 & \\ \hline & 0 & 975.3571 & \left[\frac{N}{m} \right] \end{array}$$

2.2. DISEÑO DEL DISIPADOR DE COLUMNA LÍQUIDA SINTONIZADA

En el análisis dinámico de la estructura a partir de un modelo FEM (Ver Anexo C), se encontró que el modo con mayor participación de masa para la dirección de análisis es el primero, con lo cual se puede asumir que la respuesta de la estructura queda dominada por este, convirtiéndose de esta manera en el modo a controlar. Por otro lado, la ubicación del disipador corresponderá al piso donde se presenten los mayores desplazamientos en el modo a controlar (Rozas, 2009), que para este caso se presentan en el segundo piso.

A partir de las ecuaciones 1.8, 1.9 y 1.10 resultan lo siguientes parámetros que definen al sistema de un grado de libertad equivalente para el modo controlado:

Masa equivalente:

$$\tilde{m}_1 = \frac{m_1}{\phi_{2,1}^2} = \frac{1 [kg]}{0.2357^2} = 17.992 [kg]$$

Amortiguamiento equivalente*:

$$\tilde{c}_1 = \frac{c_1}{\phi_{2,1}^2} = \frac{0.3931}{0.2357^2} = 6.802 [N \cdot s/m]$$

Rigidez equivalente:

$$\tilde{k}_1 = \frac{k_1}{\phi_{2,1}^2} = \frac{89.33 [N/m]}{0.2357^2} = 1607.243 [N/m]$$

* La matriz de amortiguamiento fue determinada a partir del método de Rayleigh y el procedimiento se explica en el Anexo E.

A continuación se deben seleccionar los parámetros óptimos de diseño del amortiguador. El primero de ellos es el radio de masa μ , el cual de acuerdo con las indicaciones presentadas en el capítulo 1.3.2. y debido al suficiente espacio disponible para ubicarlo en la estructura a controlar, se selecciona del 5 %.

El siguiente parámetro es el factor de forma α . Para el caso en análisis se escoge un valor de 0.7 ya que se encuentra controlado por el máximo desplazamiento de la superficie libre de líquido.

En primer lugar, se realiza el diseño del TLCD mediante la alternativa de diseño propuesta por (Shum, 2009). Asumiendo una razón de amortiguamiento de la estructura del 2%* ($\xi_p = 0.02$), con los valores anteriormente especificados para μ y α del 5% y 0.7 respectivamente, el valor para la frecuencia óptima sintonizada λ de acuerdo a la Tabla D.4† es de 0.95993.

A partir de λ y reemplazando en la ecuación 1.13, se puede determinar la frecuencia óptima del amortiguador w_a :

$$w_a = \lambda \times w_p = 0.95993 \times 9.4515 = 9.073 \text{ rad/s}$$

Despejando de la ecuación 1.14, se puede establecer la longitud total del amortiguador de columna líquida:

$$L_T = \frac{2 \times 9.81}{9.073^2} = 0.2384 \text{ m} = 23.84 \text{ cm}$$

Posteriormente se calcula el área de la sección transversal del dispositivo mediante la ecuación 1.15:

* Amortiguamiento determinado según el análisis realizado en el Anexo E.

† Anexo D: Tablas de diseño de un TLCD elaboradas por (Shum, 2009)

$$A = \frac{\mu \times M_p}{\rho \times L_T} = \frac{0.05 \times 17.992}{997 \times 0.2384} = 3.7848 \times 10^{-3} m^2 = 37.85 \text{ cm}^2$$

Siendo $M_p = \tilde{m}_1$ para el sistema de un grado de libertad equivalente.

Para el cálculo anterior se asume que el líquido contenido en el dispositivo es agua con una densidad de 997 [kg/m³]. A su vez, considerando que la sección transversal es rectangular, una de las aristas se asume de 3.6 [cm] y por tanto la otra arista es de 10.51 [cm]. Finalmente, se determina la longitud horizontal de las columnas del dispositivo L_h como $\propto L_T$, lo que equivale a 16.69 [cm] y la longitud de cada columnas vertical es por tanto $(L_T - L_h)/2$, que corresponde a 3.576 [cm].

El segundo diseño se realiza mediante la metodología planteada por (Rozas, 2009). Para este caso lo primero en determinar es la masa total de la estructura M_T , por tanto las masas \tilde{m}_1 , m_l y m_c deben estar establecidas.

Sabiendo que μ es la razón de masas entre la estructura y el disipador, se tiene:

$$m_l = \mu \tilde{m}_1 = 0.05 \times 17.992 = 0.899 \text{ [kg]}$$

Con el fin de hacer un estimativo de la masa de las columnas del dispositivo, se asumen como un porcentaje de la masa del líquido y se realiza un procedimiento iterativo, el cual después de determinar las dimensiones finales del disipador, se verifica que la masa de las columnas no se aleje en gran proporción del que se supuso inicialmente.

Para el presente diseño se requirieron dos iteraciones, de las cuales se obtuvo que la masa de las columnas corresponde al 40% de la masa del líquido:

$$m_c = 40\% m_l = 0.40 \times 0.899 = 0.359 \text{ [kg]}$$

Por tanto, la masa total es igual a:

$$M_T = 17.992 + 0.899 + 0.359 = 19.251 \text{ [kg]}$$

Reemplazando los valores en las ecuaciones 1.18 y 1.19, se obtienen la frecuencia natural de vibrar de la estructura y su razón de amortiguamiento equivalente:

$$\widehat{W}_p = \sqrt{\frac{1607.24}{19.251}} = 9.137 \text{ [rad/s]}$$

$$\hat{\xi}_p = \frac{6.802}{2 \times 19.251 \times 9.137} = 0.0193 \text{ (1.93\%)}$$

A continuación se calcula el valor de $\hat{\mu}$ correspondiente a la razón entre la masa de líquido en la columna horizontal y la masa total del sistema, como se mencionó en el capítulo 1:

$$\hat{\mu} = \frac{\alpha m_l}{M_T} = \frac{0.7 \times 0.899}{19.251} = 0.0327$$

Con el fin de obtener la razón de frecuencias óptima $f|_{OPT}$, se reemplazan los valores en la ecuación 1.21 donde resulta:

$$f|_{OPT} = \sqrt{\frac{2 - 0.0327 - 3 \times 0.7 \times 0.0327}{2(1 + 0.0327)}} + \sqrt{1 - 2 \times 0.0193^2} - 1 = 0.9584$$

La frecuencia de diseño óptima del dispositivo se determina a partir de esta razón de frecuencias empleando la ecuación 1.22:

$$w_a|_{OPT} = f|_{OPT} \widehat{W}_p = 0.9584 \times 9.137 = 8.757 \text{ [rad/s]}$$

Para concluir el diseño se hallan las dimensiones del dispositivo, para lo cual se utilizan las ecuaciones 1.14 y 1.15 para establecer la longitud total del amortiguador y el área transversal del mismo, respectivamente:

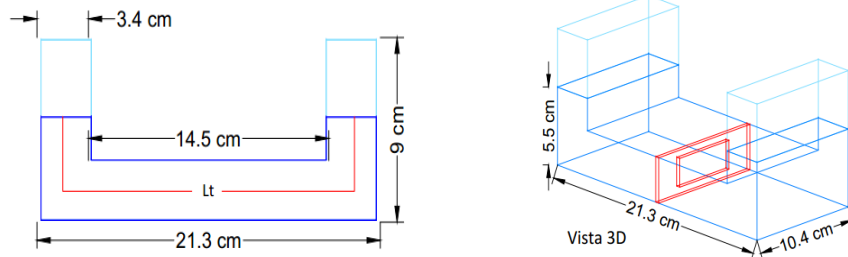
$$L_T = \frac{2 \times 9.81}{8.757^2} = 0.2558 \text{ m} = 25.58 \text{ cm}$$

$$A = \frac{\mu \times M_p}{\rho \times L_T} = \frac{0.05 \times 17.992}{997 \times 0.2558} = 3.527 \times 10^{-3} \text{ m}^2 = 35.27 \text{ cm}^2$$

Siendo $M_p = \tilde{m}_1$ para el sistema de un grado de libertad equivalente.

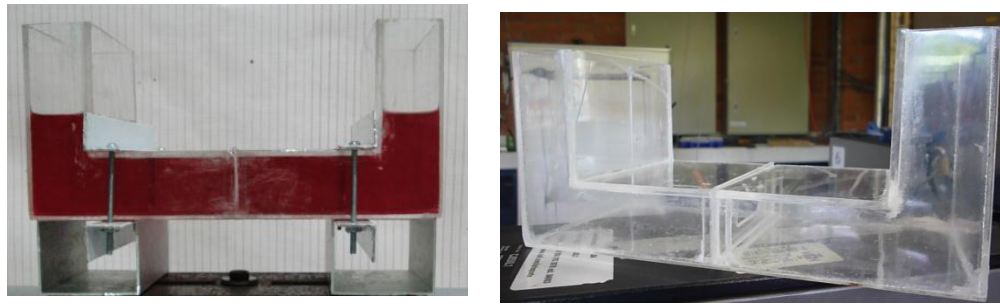
Para el cálculo anterior se asume que el líquido contenido en el dispositivo es agua con una densidad de 997 [kg/m³]. A su vez, considerando que la sección transversal es rectangular, una de las aristas se asume de 3.4 [cm] y por tanto la otra arista es de 10.37 [cm]*.

Finalmente, se determina la longitud horizontal de las columnas del dispositivo L_h como $\alpha * L_T$, lo que equivale a 17.91 [cm] y la longitud de cada columna vertical es por tanto $(L_T - L_h)/2$, que corresponde a 3.84 [cm].



(a)

* Las dimensiones de las aristas son definidas según el diseñador, siempre y cuando se cumpla con el área transversal requerida.



(b)
Figura 8. (a) Esquema gráfico amortiguador de columna líquida sintonizada TLCD para el caso de diseño según (Rozas, 2009) (b) Fotografías del TLCD real.
 Fuente: Los autores del proyecto

Con el fin de verificar las suposiciones iniciales, se calcula la masa del contenedor en base a las dimensiones halladas, siendo el material del contenedor una lámina de acrílico de espesor igual a 3 mm. Esta masa equivale a 0.353 kg, lo cual es aproximado al valor inicial supuesto de 0.359 kg.

En la siguiente tabla se comparan las dos alternativas de diseño propuestas, mostrando las dimensiones obtenidas para cada uno de ellos. Como puede observarse ambos diseños son bastante similares y por tanto la elección se basa principalmente en el hecho de que para lograr una reducción mayor en las vibraciones, la masa del líquido debe incrementarse, por tanto, se escoge el diseño propuesto por (Rozas, 2009), el cual requiere un volumen total de agua mayor.

Parámetros de diseño establecidos para el TLCD*		
Alternativa	(Shum, 2009)	(Rozas, 2009)
Amortiguamiento ξ_p	0.02	0,02
Radio de masa μ	5 %	5 %
Factor de forma α	0.7	0.7
Densidad del agua	997 Kg/m3	997 Kg/m3

* Las dimensiones del TLCD son aproximadas según la precisión del instrumento de medida con el cual se construyó.

Parámetros de diseño establecidos para el TLCD		
Área sección transversal A	37.85 cm ²	35.27 cm ²
Aristas sección transv.	3.6 x 10.51	3.4 x 10.37
Longitud horizontal L_h	16.69 cm	17.91 cm
Longitud vertical L_v	3.57 cm	3,84 cm
Longitud Total L_T	23.84 cm	25.58 cm
Volumen de agua	901.96 cm ³	902.56 cm ³

Tabla 5. Comparación entre los parámetros de diseño establecidos por (Shum, 2009) y (Rozas, 2009)

Fuente: Los autores del proyecto

Continuando con la determinación de los demás parámetros del amortiguador de acuerdo con la metodología de diseño seleccionada (Rozas, 2009), se procede a determinar la razón óptima de amortiguamiento crítico $\xi_a |_{OPT}$. Para esto se requiere establecer previamente los valores de a_1, a_2, \dots, a_5 . Reemplazando el valor de $\alpha = 0.7$ y $\hat{\xi}_p = 0.0193$ en las ecuaciones 1.25 a 1.30 se obtiene:

$$a_1 = -0.5395 \qquad a_5 = -0.3905$$

$$a_2 = 0.085 \qquad a_6 = 0.1124$$

$$a_3 = 0.4627 \qquad a_4 = -0.0166$$

$$\Delta \xi_a = 0.003082$$

Y por tanto, sustituyendo en la ecuación 1.24:

$$\xi_a |_{OPT} = 0.0965 = 9.65 \%$$

Para concluir con el diseño del TLCD se deben establecer el coeficiente de pérdida de cabeza y el área del angostamiento central. Debido a que estos parámetros dependen de la señal de excitación a la cual está sometido el sistema; como ejemplo se propone una frecuencia de excitación de 1.5 Hz y de amplitud 0.2 m en el ensayo, con lo cual se obtiene reemplazando en las ecuaciones 1.32 y 1.35 los siguientes valores:

$$H_{10} = 0.746$$

$$\eta |_{OPT} = 55.61$$

Finalmente con el valor de $\eta |_{OPT}$ se halla la razón de bloqueo $\bar{\varphi}$ a partir de la ecuación 1.36:

$$\bar{\varphi} = 0.807$$

Este valor indica que el área del orificio central debe ser equivalente al 19.3 % del área de la sección transversal del disipador. De esta manera, el área de bloqueo corresponde a:

$$\varphi_0 = 6.79 \text{ cm}^2$$

El área de angostamiento hallada anteriormente no será óptima si se cambia la frecuencia y la amplitud de excitación del ensayo. Debido a que se desea realizar pruebas experimentales a diferentes frecuencias de excitación con el fin de obtener la respuesta de la estructura ante distintos rangos de frecuencias, se sabe que el área de angostamiento central tendrá un buen funcionamiento pero no será el óptimo para cada ensayo.

CAPÍTULO 3. DESCRIPCIÓN DEL EXPERIMENTO

3.1. Esquema experimental

Con el fin de verificar la reducción de la respuesta dinámica que se alcanza con la implementación del disipador de columna líquida, el modelo a escala descrito en el capítulo 2 se somete a la acción de diferentes señales sinusoidales aplicadas en su base por medio de una mesa sísmica propiedad del Grupo de Investigación DICBOT de la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad Industrial de Santander.

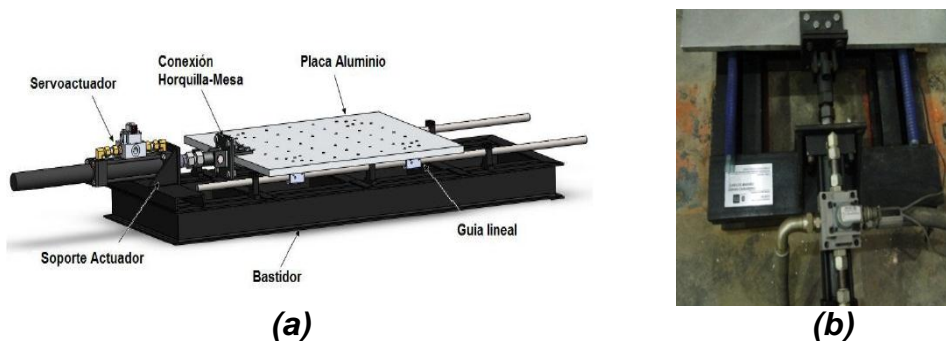


Figura 9. (a) Esquema de la mesa sísmica uniaxial utilizada en el ensayo experimental.
(b) Fotografía de la mesa sísmica.

Fuente: (a) (Chavarro & Mariño, 2010) (b) Los autores del proyecto

Para la creación de la señal de estímulo de los ensayos, se conecta a la mesa sísmica un generador de funciones modelo CFG253, el cual tiene la capacidad de generar señales cuadradas, triangulares y sinusoidales, con una frecuencia desde 0.03 Hz hasta 3 MHz.



Figura 10. Generador de funciones modelo CFG253

Fuente: Los autores del proyecto

Con objeto de medir la respuesta de la estructura bajo la acción de cada señal de excitación, se ubica un acelerómetro piezoeléctrico modelo 352C33* conectado por medio de un perfil en L a cada uno de los pisos. Estos se encargan de medir la aceleración en la estructura, y arrojan una señal de respuesta.



Figura 11. (a) Acelerómetro piezoeléctrico modelo 352C33 (b) Conexión acelerómetro-estructura.

Fuente: Los autores del proyecto

Las señales de respuesta de los acelerómetros son leídas mediante una tarjeta de adquisición de datos NI-USB 9234† que cuenta con 4 canales, cada uno de los cuales soporta la conexión de un acelerómetro a través de un cable coaxial.



Figura 12. (a) Tarjeta de adquisición de datos NI-USB 9234 (b) cable coaxial.

Fuente: Los autores del proyecto

* Ver Anexo F: Manual y especificaciones acelerómetro piezoeléctrico 352C33.

† Ver Anexo G: Manual y especificaciones tarjeta de adquisición de datos de sonido y vibración NI-USB 9234.

Cabe resaltar que tanto los acelerómetros, la tarjeta de adquisición de datos y la guía de evaluación del software, fueron facilitados por el grupo INME para la realización de este trabajo.

Por último, la tarjeta de adquisición de datos se conecta a un computador a través de un puerto USB, y mediante el Toolkit NI Sound and Vibration Assistant, el cual es un complemento de la plataforma del Software Labview Signal Express, se programan las funciones de adquisición y procesamiento de los datos, de forma que la interfaz gráfica permita organizar, guardar y exportar las señales de respuesta obtenidas.

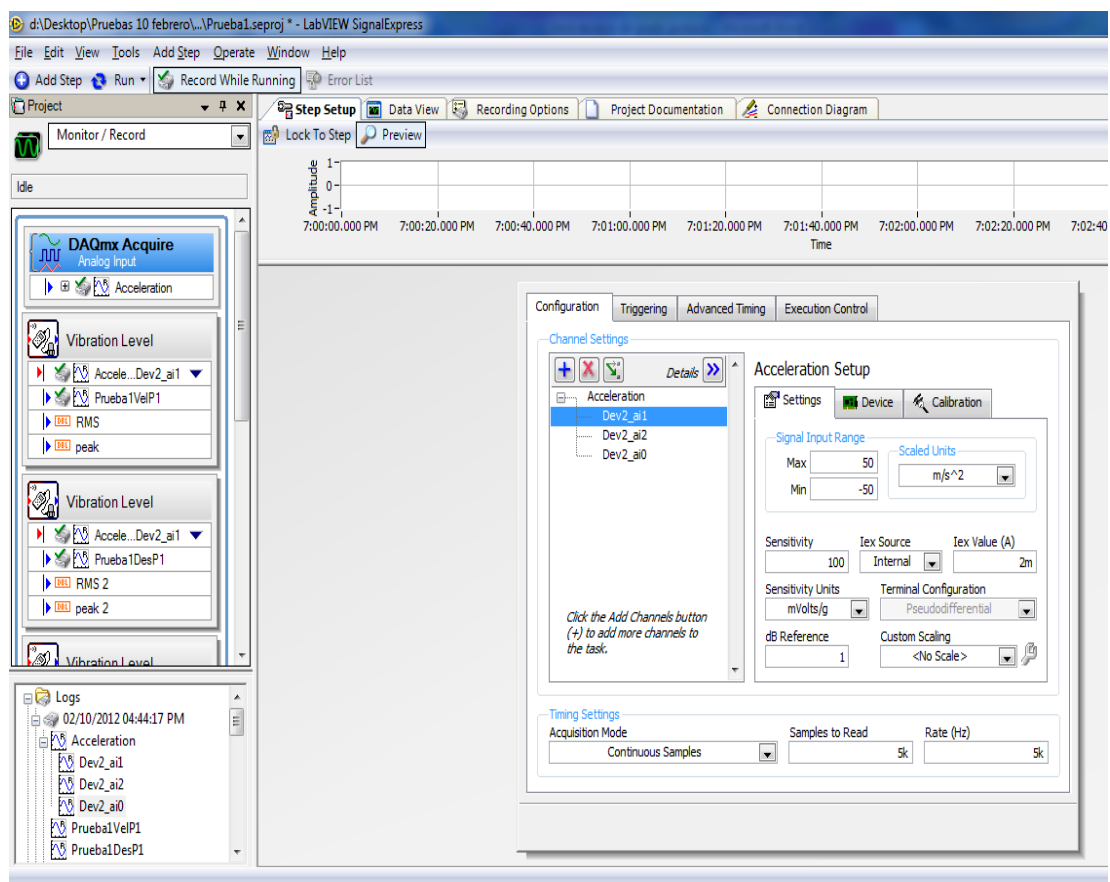
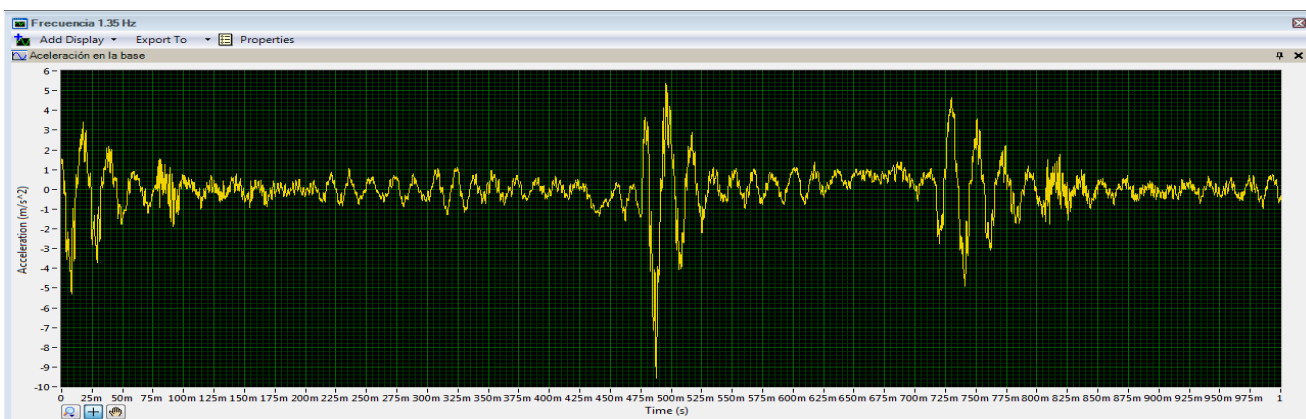


Figura 13. Interfaz gráfica de la adquisición de los datos mediante NI Sound and Vibration Assistant de Labview Signal Express
Fuente: Los autores del proyecto

3.2. Señal de excitación

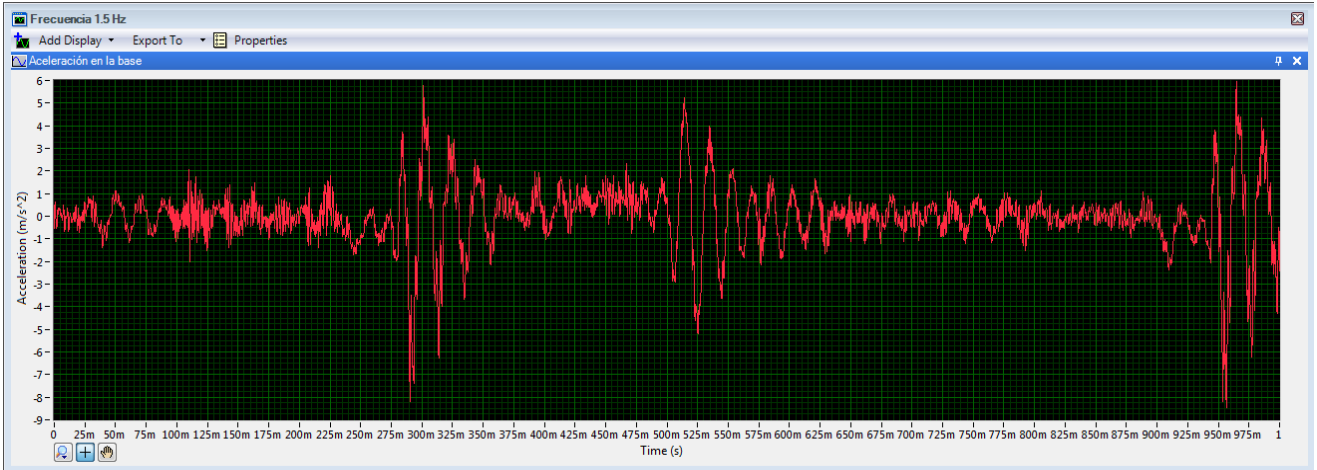
La respuesta del modelo se evaluará en sus condiciones iniciales bajo 4 registros creados por el generador de señales a diferentes frecuencias de excitación. Posteriormente se evaluará la estructura con el dispositivo de columna líquida implementado bajo los mismos 4 registros, con el objetivo de realizar análisis comparativos de ambas respuestas. Debido a que se pretende determinar el comportamiento del amortiguador en su frecuencia de diseño (correspondiente a la del primer modo de vibración de la estructura), y en frecuencias por debajo y por encima de la misma, se seleccionan frecuencias de 1.35, 1.5, 1.8 y 5 Hz, esta última con el fin de establecer la respuesta de la estructura con el disipador cuando alcanza el segundo modo de vibración.

La representación gráfica de cada uno de los registros creados por el generador de funciones y enviados a la mesa sísmica, podrían ser medidos por un osciloscopio. Debido a que en el laboratorio este instrumento de medición no se encuentra disponible, los registros que se aplican son medidos por los acelerómetros ubicados en la base de la estructura y cada uno de ellos se muestra en la figura 19. Estos registros tienen una duración total de 10 segundos para cada prueba*, pero en la siguiente figura se realiza un acercamiento a 1 segundo con el fin de ver en detalle la forma de la señal aplicada.

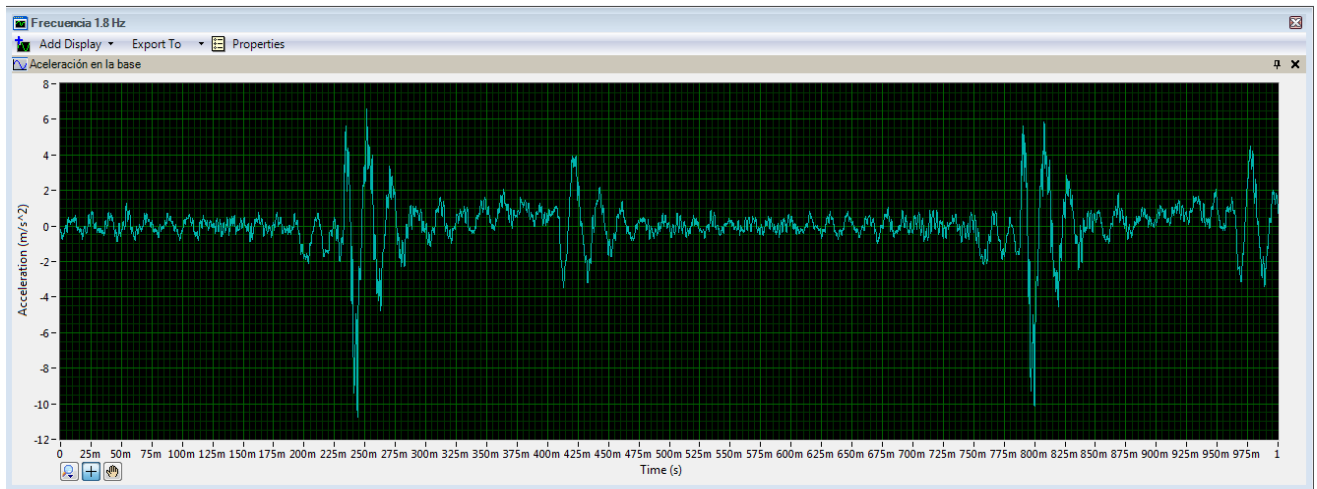


(a)

* Las gráficas de los registros durante los 10 segundos se encuentran en el Anexo H.



(b)



(c)



(d)

Figura 14. Registros de aceleraciones aplicados en la base de la estructura. (a) Frecuencia de 1.35 Hz (b) Frecuencia de 1.5 Hz (c) Frecuencia de 1.8 Hz (d) Frecuencia de 5 Hz

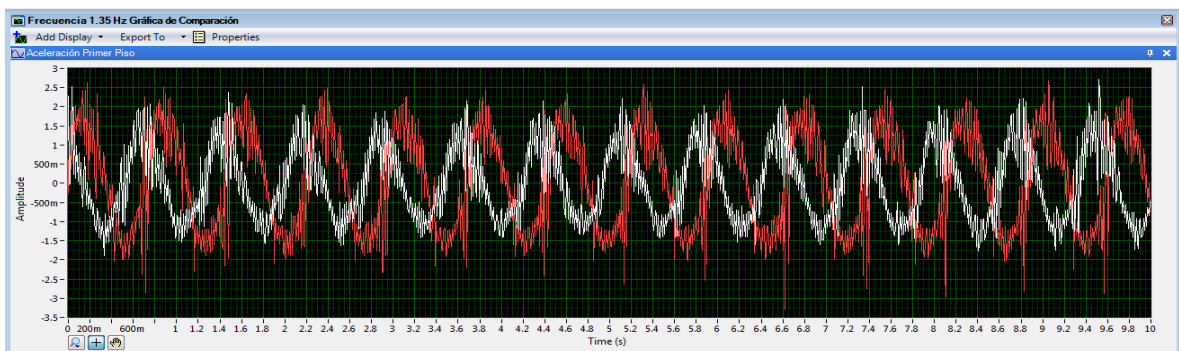
Fuente: Los autores del proyecto

CAPÍTULO 4. RESULTADOS Y ANÁLISIS DE LOS ENSAYOS EXPERIMENTALES

Los ensayos se realizaron sobre la mesa sísmica y se tomaron 5 mediciones de cada tipo de prueba con el fin de obtener un promedio* de las amplitudes máximas de respuesta que se alcanzan en cada ensayo. Esto se debe a que la mesa sísmica no tiene un sistema que garantice que cada ensayo sea igual al anterior, ya que no está controlada para oscilar en un punto fijo sobre los ejes de rodamiento. Esto es evidente en la figura 14 donde se encuentran las aceleraciones registradas por los acelerómetros ubicados en la base, ya que la señal de excitación no es sinusoidal con amplitud constante, sino que posee además una componente de desplazamiento.

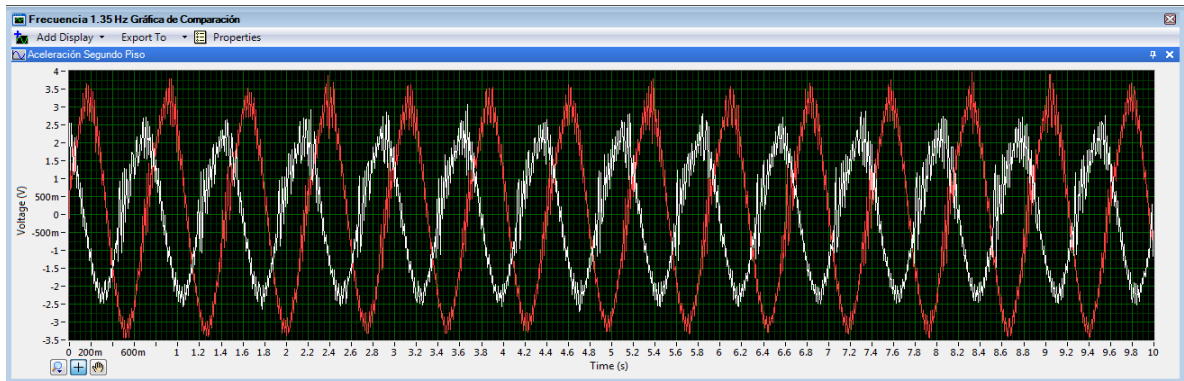
Para cada una de las frecuencias de excitación se tomaron mediciones de las aceleraciones en el primer y segundo piso de la estructura original, y se repite el procedimiento para la estructura con el amortiguador.

En la siguiente figura se muestra una comparación entre la aceleración promedio para el primer y segundo piso de la estructura bajo una excitación en su base de 1.35 (Hz). La línea blanca representa la estructura original y la línea roja la estructura con el amortiguador de columna líquida sintonizada.



(a)

* En el anexo H se presenta cada lectura tomada en las 5 mediciones de aceleraciones por cada piso, entre las cuales se escogió la señal de respuesta promedio.

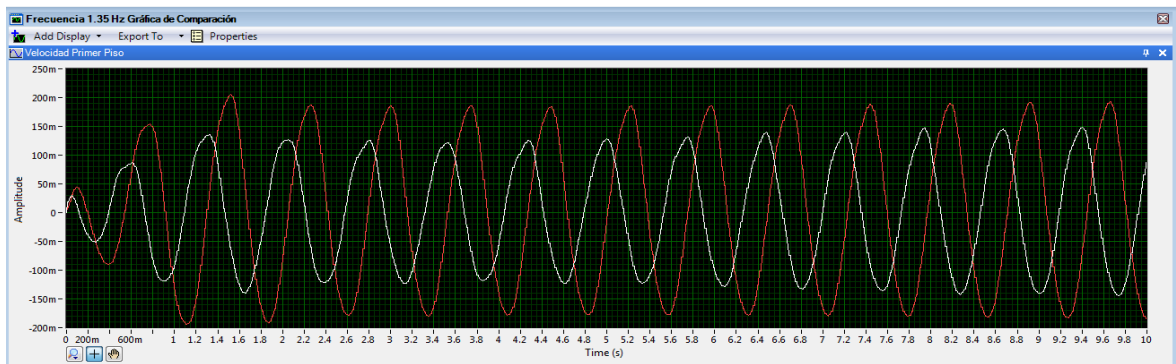


(b)

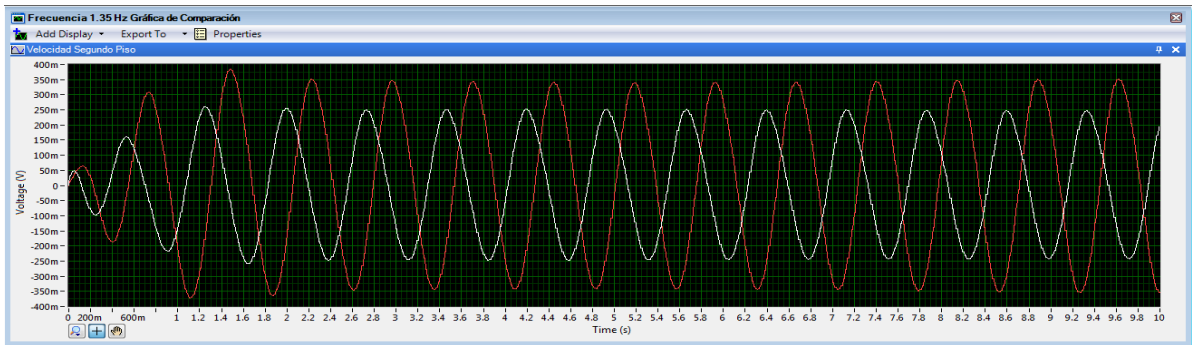
Figura 15. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.35 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

Con el objetivo de comparar también la variación en las velocidades y desplazamientos de la estructura al implementar el disipador, se utiliza la función Vibration Level del Toolkit Sound and Vibration Assistant, con la cual se realiza un tipo de integración sencillo para obtener la velocidad de la señal de respuesta, y una integración doble para obtener los desplazamientos. A partir de este proceso de integración se obtienen las gráficas de comparación de la figura 16 para las velocidades, y la figura 17 contiene las gráficas de comparación de los desplazamientos.



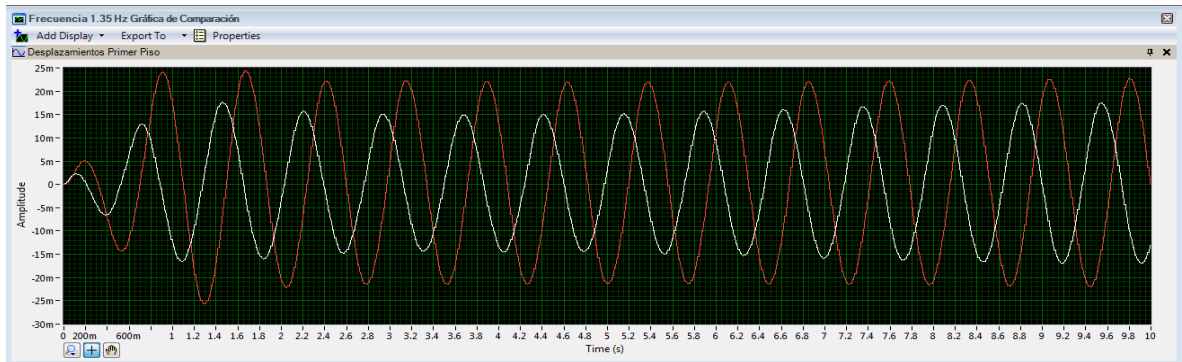
(a)



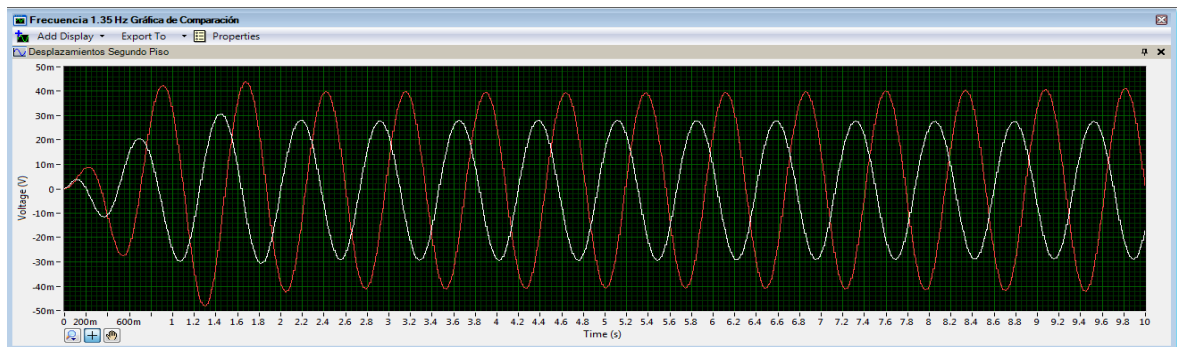
(b)

Figura 16. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.35 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto



(a)



(b)

Figura 17. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.35 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

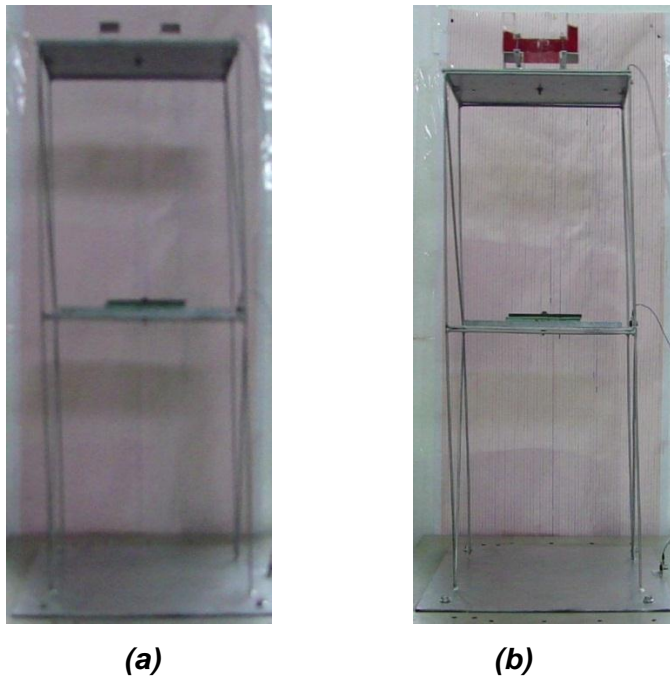


Figura 18. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 1.35 (Hz). (a) sin disipador de columna líquida (b) con disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

El análisis de los datos se fundamenta en la comparación del RMS (Root Mean Square), el cual corresponde al valor promedio entre una secuencia de valores, entre las amplitudes del ensayo promedio* sin disipador y con disipador, con el fin de establecer el efecto de este sobre la estructura excitada a la frecuencia de ensayo.

	Frecuencia 1.35 [Hz]		
	RMS Primer piso		
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	866.962 mm/s ²	1203.000 mm/s ²	-38.76
Velocidades	90.300 mm/s	124.089 mm/s	-37.42
Desplazamientos	10.582 mm	14.918 mm	-40.98

Tabla 6. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 1.35 [Hz].

Fuente: Los autores del proyecto

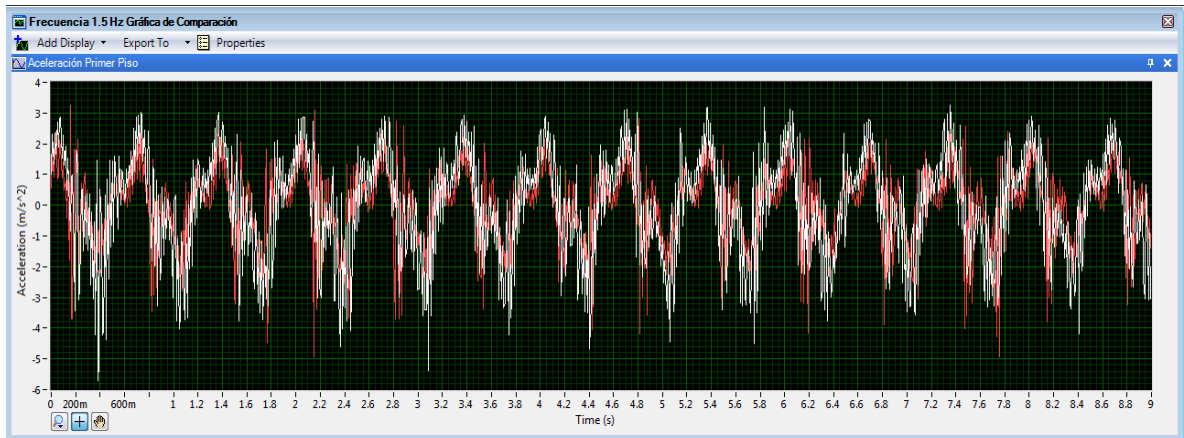
*La determinación de la prueba promedio se realizó en el Anexo H

Frecuencia 1.35 [Hz]			
RMS Segundo piso			
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	1.536 m/s ²	2.178 m/s ²	-41.83
Velocidades	165.687 mm/s	231.275 mm/s	-39.59
Desplazamientos	19.429 mm	27.748 mm	-42.82

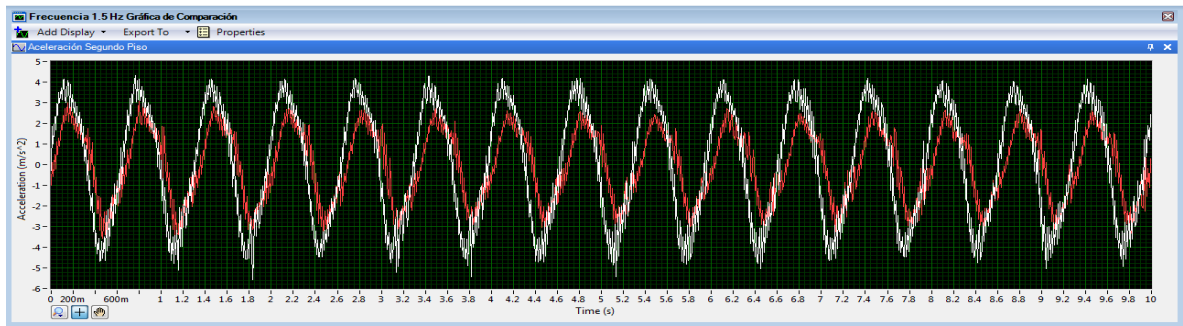
Tabla 7. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 1.35 [Hz].
Fuente: Los autores del proyecto

Los valores negativos en el porcentaje de disipación corresponden al efecto adverso que tiene este tipo de amortiguadores en frecuencias menores a la frecuencia de sintonización, ya que hay un aumento significativo en la respuesta dinámica de la estructura como se observa en las gráficas y cálculos.

Los resultados obtenidos para la frecuencia de 1.5 Hz en aceleraciones de la estructura con disipador para el primer y segundo piso se presentan a continuación. Esta frecuencia corresponde a la frecuencia de sintonización del amortiguador.



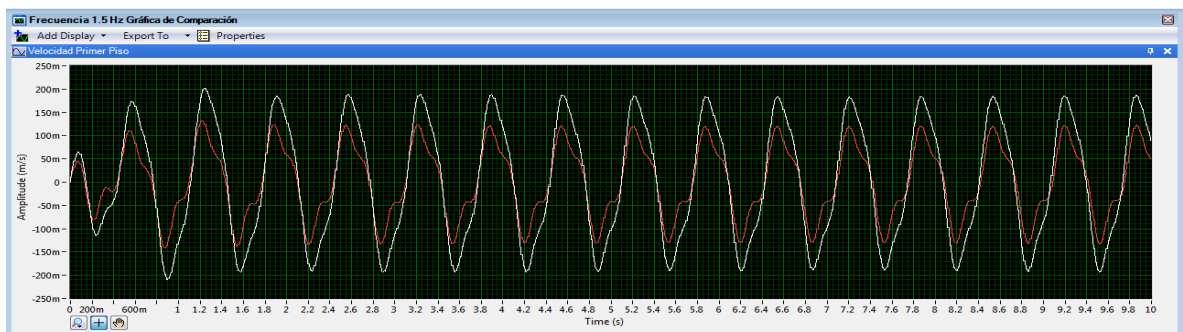
(a)



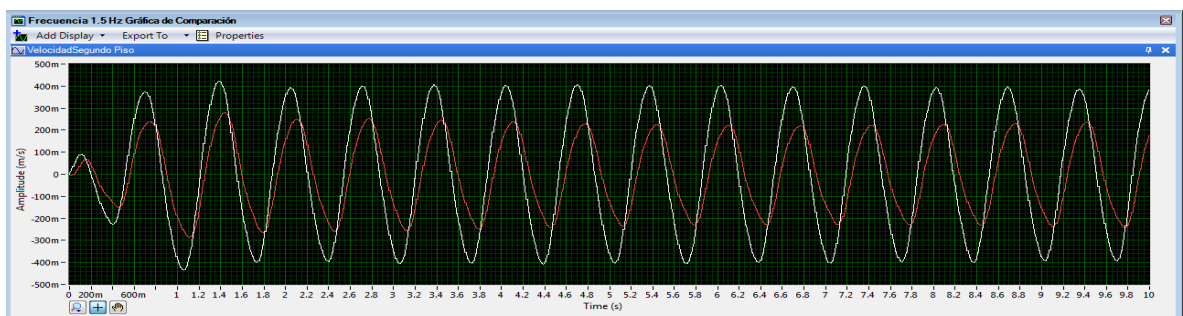
(b)

Figura 19. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto



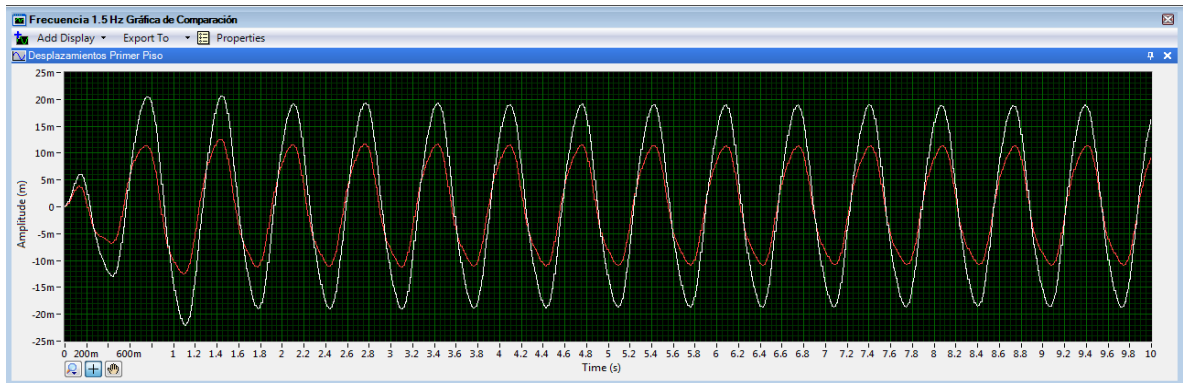
(a)



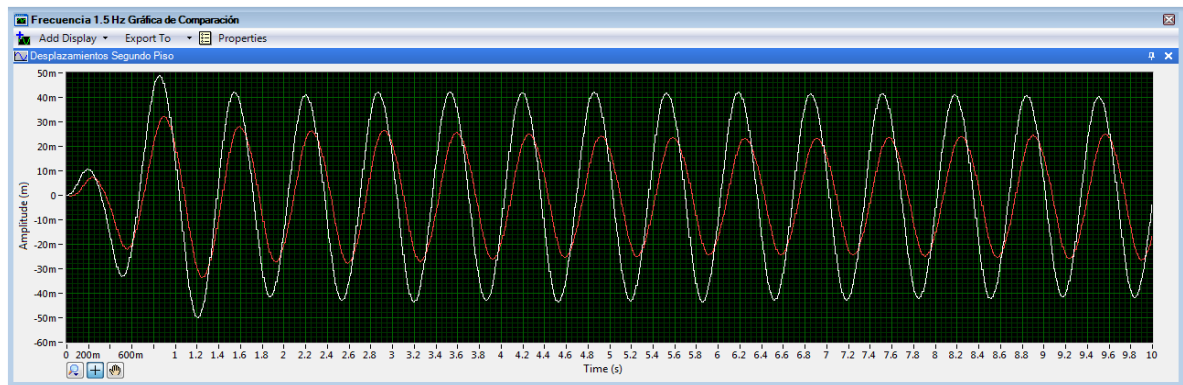
(b)

Figura 20. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto



(a)



(b)

Figura 21. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

Frecuencia 1.5 [Hz]			
RMS Primer piso			
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	1.398 m/s ²	0.997 m/s ²	28.68
Velocidades	124.980 mm/s	75.791 mm/s	39.36
Desplazamientos	13.158 mm	7.792 mm	40.78

Tabla 8. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 1.5 [Hz].

Fuente: Los autores del proyecto

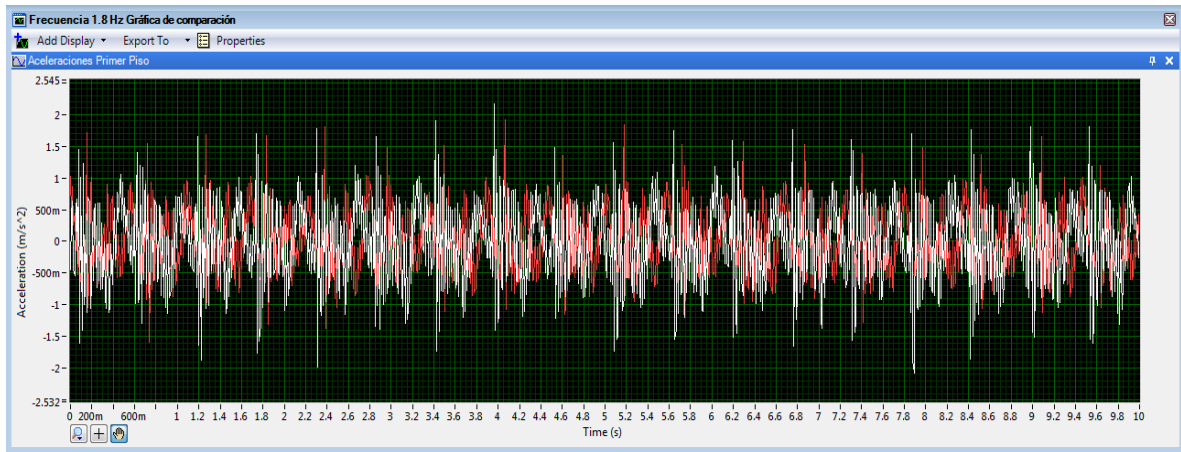
Frecuencia 1.5 [Hz]			
RMS Segundo piso			
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	2.731 m/s ²	1.692 m/s ²	38.04
Velocidades	265.308 mm/s	166.112 mm/s	37.39
Desplazamientos	28.902 mm	17.939 mm	37.93

Tabla 9. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 1.5 [Hz].
Fuente: Los autores del proyecto

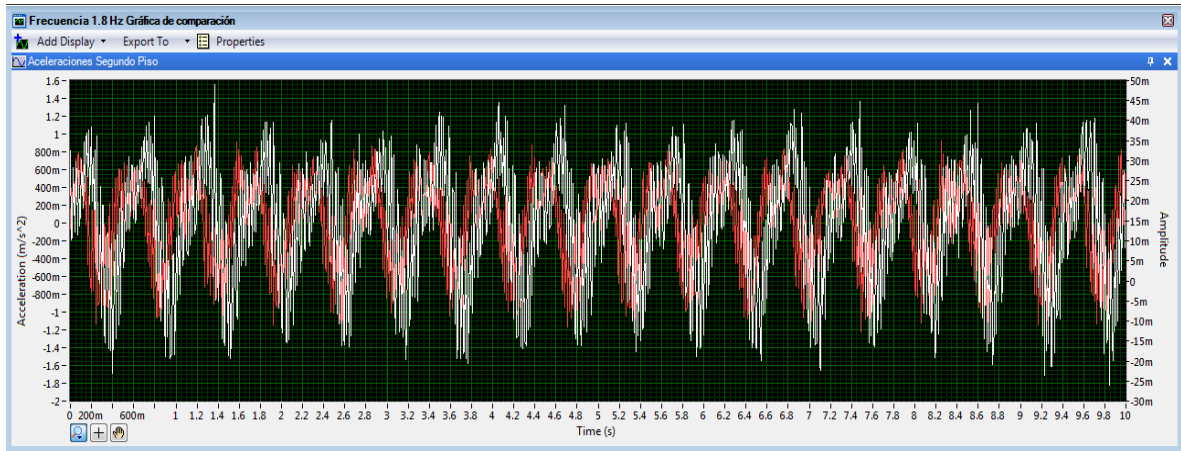


Figura 22. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 1.5 (Hz). (a) sin disipador de columna líquido (b) con disipador.
Fuente: Los autores del proyecto

La siguiente frecuencia de excitación corresponde a 1.8 Hz, la cual es superior a la frecuencia de sintonización con el fin de registrar el efecto que tiene el TLCD sobre la estructura cuando es excitada por señales con frecuencias mayores a la de diseño. Los resultados obtenidos para esta frecuencia sin disipador y con disipador, para el primer y segundo piso se presentan en las figuras 21, 22 y 23.



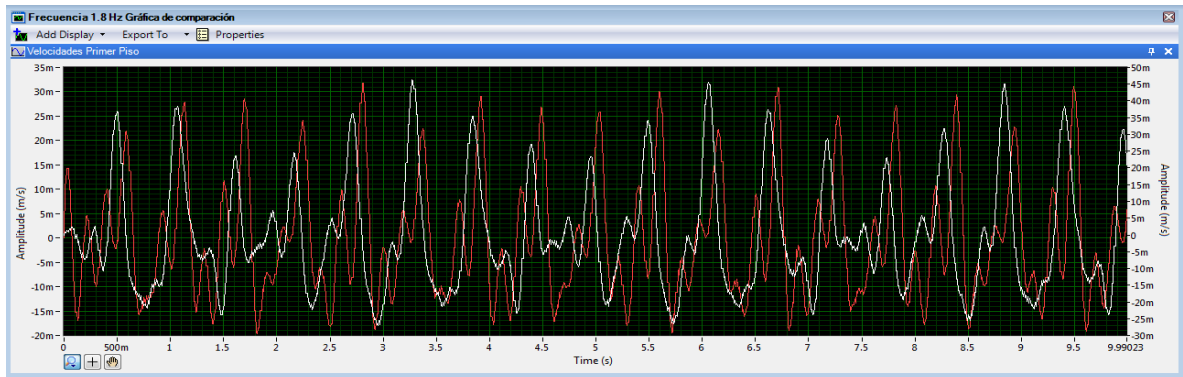
(a)



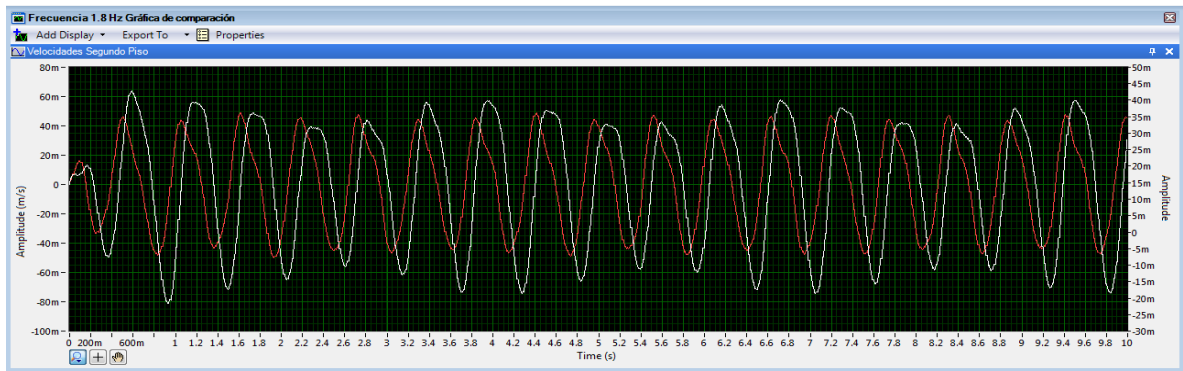
(b)

Figura 23. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.8 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

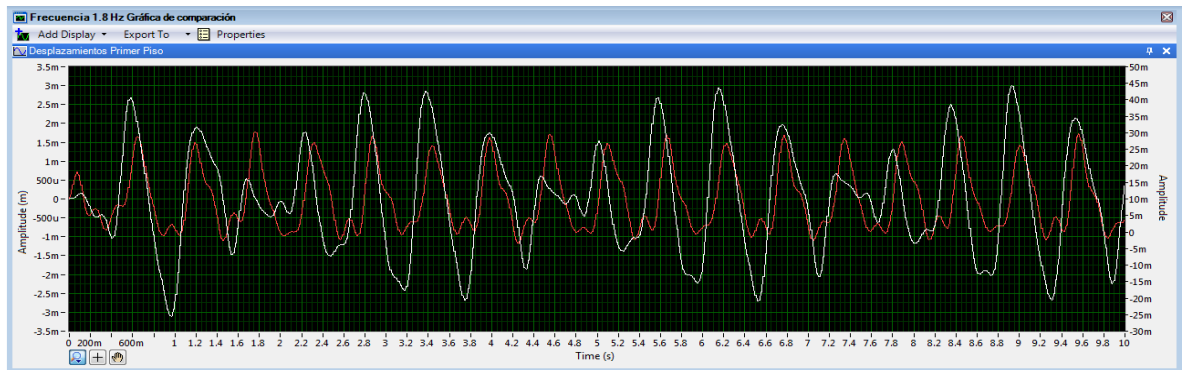


(a)

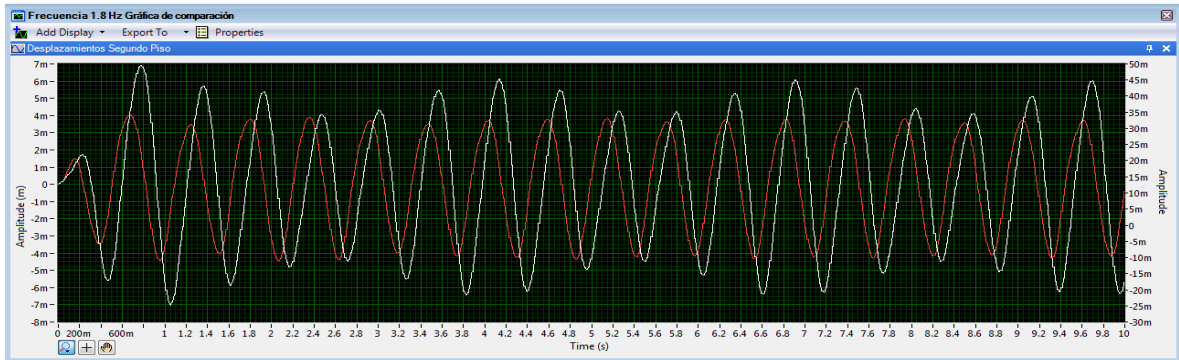


(b)

Figura 24. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.8 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.
Fuente: Los autores del proyecto



(a)



(b)

Figura 25. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 1.8 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto



(a)



(b)

Figura 26. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 1.8 (Hz). (a) sin disipador de columna líquido (b) con disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

Frecuencia 1.8 [Hz]			
RMS Primer piso			
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	0.3854 m/s ²	0.3380 m/s ²	12.30
Velocidades	16.276 mm/s	11.941 mm/s	26.63
Desplazamientos	1.388 mm	0.8145 mm	41.32

Tabla 10. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 1.8 [Hz].

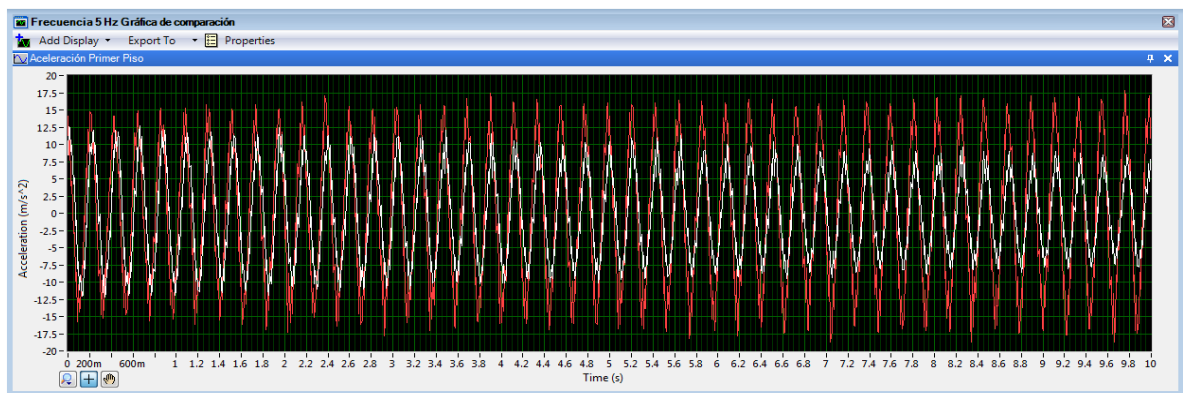
Fuente: Los autores del proyecto

Frecuencia 1.8 [Hz]			
RMS Segundo piso			
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	0.5577m/s ²	0.4136 m/s ²	25.84
Velocidades	41.839 mm/s	30.849 mm/s	26.27
Desplazamientos	3.736 mm	2.725 mm	27.06

Tabla 11. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 1.8 [Hz].

Fuente: Los autores del proyecto

Finalmente, se evalúa el efecto del TLCD cuando la estructura cambia a su segundo modo de vibración a 5 Hz. Las gráficas y cálculos obtenidos de aceleraciones, velocidades y desplazamientos se muestran a continuación:



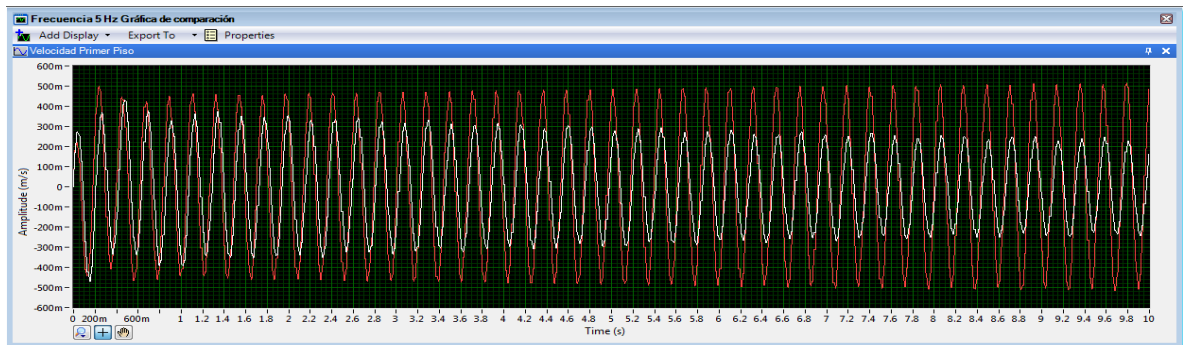
(a)



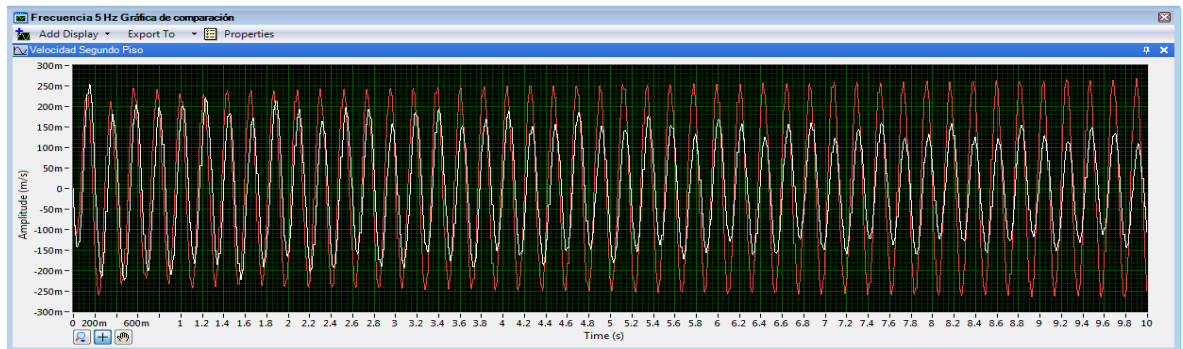
(b)

Figura 27. Comparación entre las aceleraciones (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto



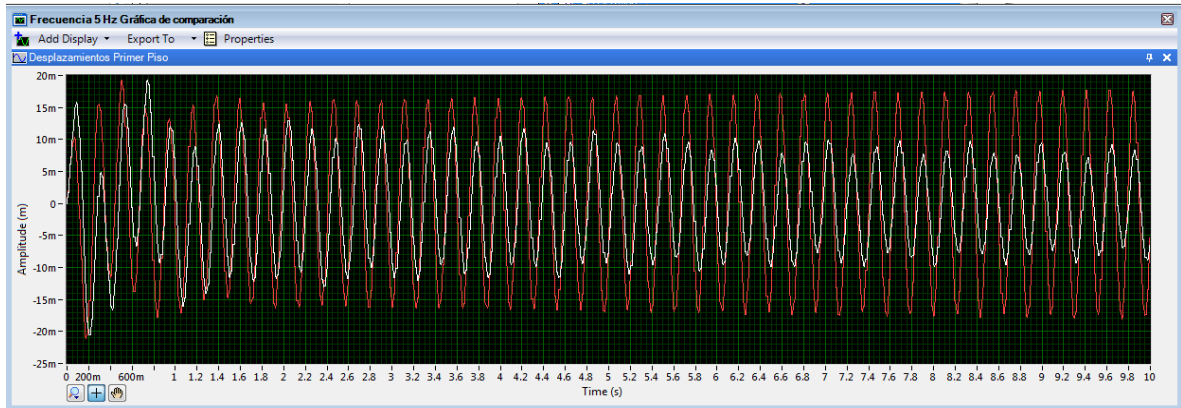
(a)



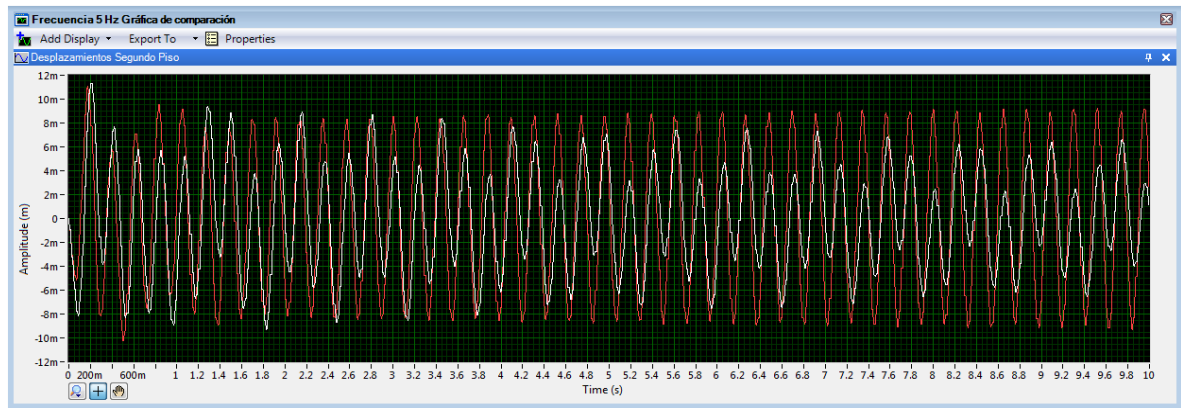
(b)

Figura 28. Comparación entre las velocidades (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto



(a)



(b)

Figura 29. Comparación entre los desplazamientos (a) del primer y (b) segundo piso, con y sin disipador. Frecuencia 5 (Hz). Línea roja respuesta con disipador. Línea blanca respuesta sin disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

	Frecuencia 5 [Hz]		
	RMS Primer piso		
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	5.859 m/s ²	9.858 m/s ²	-68.25
Velocidades	201.455 mm/s	337.54 mm/s	-67.55
Desplazamientos	7.192 mm	11.805 mm	-64.14

Tabla 12. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Primer piso, frecuencia 5 [Hz].

Fuente: Los autores del proyecto

Frecuencia 5 [Hz]			
RMS Segundo piso			
	Sin disipador	Con disipador	% Disipación
Aceleraciones	3.263 m/s ²	5.163 m/s ²	-58.23
Velocidades	111.67 mm/s	174.68 mm/s	-56.43
Desplazamientos	4.178 mm	6.118 mm	-46.43

Tabla 13. Comparación de respuesta dinámica entre la estructura original y la estructura con disipador de columna líquida. Segundo piso, frecuencia 5 [Hz].

Fuente: Los autores del proyecto

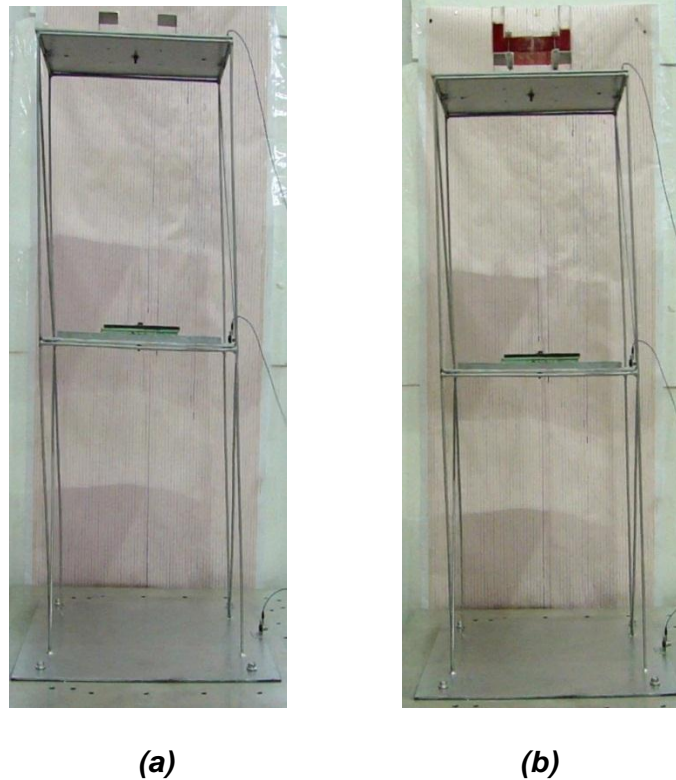


Figura 30. Fotografía de las amplitudes máximas alcanzadas por la estructura en la prueba experimental, para una frecuencia de 5 (Hz). (a) sin disipador de columna líquida (b) con disipador.

Fuente: Los autores del proyecto

De la misma forma que para frecuencias menores a la frecuencia de sintonización, cuando la estructura cambia su forma modal se presenta un aumento en la respuesta dinámica de la estructura. Esto se debe a que el disipador se encuentra diseñado para controlar el primer modo de vibración, y por tanto ya no desempeña una función de control estructural.

CAPÍTULO 5. CONCLUSIONES

Como resultado principal de esta investigación se puede resumir que:

- Se realizó un modelo a escala de un pórtico metálico de dos pisos, que simula el comportamiento de una estructura ante una fuerza de excitación aplicada en su base.
- Se diseñó y construyó el disipador de columna líquida sintonizada para controlar la respuesta estructural del pórtico metálico a escala, en base a métodos existentes propuestos por dos autores diferentes, en los cuales se busca principalmente sintonizar la frecuencia del disipador con la frecuencia de la estructura real. Este dispositivo es altamente sensible a los cambios de los parámetros dinámicos propios de la estructura, como es el caso de su masa y la frecuencia natural del modo que se pretende controlar.
- Se realizó una comparación entre la respuesta dinámica de una estructura a escala equipada con un disipador de columna líquida sintonizada, que se encuentra sometida a una excitación como se muestra en la Figura 14, suministrada por una mesa sísmica de un grado de libertad, con la obtenida en el modelo original sin el disipador bajo las mismas condiciones. Se encontró para el caso de la frecuencia de sintonización, una disminución clara en la respuesta dinámica luego de implementar el disipador de columna líquida sintonizada en el segundo piso. En cuanto a los desplazamientos se observa que para la estructura analizada se redujeron entre un 37 a 41%. Las velocidades presentaron por otro lado, una disminución entre un 37 a 40% bajo la misma señal aplicada en la base del sistema y finalmente las aceleraciones mostraron una disminución del 28 al 38 %.

- Se evidenció a partir de las pruebas experimentales, que el funcionamiento del TLCD para frecuencias menores a la de sintonización, aumenta la respuesta dinámica de la estructura. Por el contrario, para frecuencias mayores como el caso ensayado a 1.8 Hz, el disipador demostró un buen funcionamiento, pero disipó energía en menor proporción que para la frecuencia de diseño.
- Se demostró que cuando la frecuencia de excitación alcanza 5 Hz, la cual es la frecuencia del segundo modo de vibración de la estructura, la respuesta dinámica aumenta ya que el modo a controlar seleccionado para el diseño del disipador fue el primero, y por tanto, no estaría desempeñando una función de control estructural.

CAPÍTULO 6. OBSERVACIONES Y RECOMENDACIONES

- Se presentaron inconvenientes en cuanto a la operación de la mesa sísmica, ya que el sistema de control para la generación de la señal no estaba monitoreado. Por esta razón, se recomienda implementar un dispositivo que permita la manipulación de la señal de estímulo enviada.
- Aunque los acelerómetros son los dispositivos más utilizados en la actualidad en el control estructural, presentan una gran limitación en cuanto a los algoritmos para hallar desplazamientos a partir de la lectura de aceleraciones. Esto se debe principalmente a las falencias en los algoritmos existentes con los cuales no es preciso obtener valores de la verdadera respuesta en desplazamientos a partir de la doble integración numérica de la señal. Es por ello que se recomienda la utilización de dispositivos de lectura más precisos como los LVDT's
- Se debe seguir analizando el funcionamiento de este tipo de disipadores de manera experimental, con el fin de evaluar los parámetros óptimos que permitan implementarlos en una estructura a escala real en nuestro medio, permitiendo además, realizar un análisis de costo - beneficio que demuestre las ventajas de los sistemas de control respecto a otros tipos de alternativas utilizadas en estructuras de gran esbeltez para disminuir desplazamientos.
- Se propone realizar investigaciones en el campo de los sistemas de control con el fin de encontrar el tipo de disipador más eficiente, realizando por ejemplo una comparación de respuestas entre los diferentes dispositivos existentes.
- Se recomienda adquirir la licencia del NI Sound and Vibration Measurements, con el objetivo de continuar el estudio en este campo de investigación.

BIBLIOGRAFÍA

- Balendra, T., Wang, C., & Cheong, H. (1995). Effectiveness of tuned liquid column dampers for vibration control of towers. *Engineering Structures Vol 17 No. 9*, 668-675.
- Battaini, M., Yang, G., & Spencer, B. (1998). Bench-Scale Experiment for structural control.
- Chavarro, J., & Mariño, C. (2010). *Modelado y caracterización dinámica de un servoactuador hidráulico*. Bucaramanga: Universidad Industrial de Santander, Trabajo de Grado para optar al título de Ingeniero Mecánico.
- Chopra, A. (1995). *Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering*. New Jersey: Pearson Prentice Hall.
- Coral, H. (2010). *Control robusto activo para la minimización de vibraciones en una estructura flexible de tres pisos bajo excitaciones sísmicas*. Cali, Colombia: Tesis de Maestría en Ingeniería con énfasis en automática. Universidad del Valle.
- Datta, T. (2003). A state-of-the-art review on active control of structures. *ISET Journal of Earthquake Technology, Paper No. 430, Vol. 40, No. 1*, 1-17.
- Gao, H., & Kwok, K. (1997). Optimization of tuned liquid column dampers. *Engineering Structures Vol 19 No. 6*, 476-486.
- García, L. (1998). *Dinámica Estructural Aplicada al Diseño Sísmico*. Bogotá.
- Gómez, D., Marulanda, J., & Thomson, P. (2008). Sistemas de control para la protección de estructuras civiles sometidas a cargas dinámicas. *Dyna, No.155*, 77-89.
- Housner, G., Bergman, L., Chassiakos, A., Claus, R., Masri, S., Skelton, R., et al. (1997). Structural Control: Past, present and future. *Jornal of Engineering Mechanics*, Paper No.15617.
- Jung, H. (2010). *Structural Control for Civil Engineering Applications*. KAIST, Korea: Dept. of Civil & Environmental Engineering.
- Kane, J., & Sternheim, M. (2000). *Física 2da Edición*. Barcelona, España: Reverté.
- Kobori, T. (1990). Experimental Study on Active Variable Stiffness System- Active Seismic Response Controlled Structure. *Proc. Fourth World Congress of Tall Buildings and Urban Habitat*. Hong Kong.

- Kobori, T., Takahashi, M., Nasu, T., Niwa, N., & Ogasawara, K. (1993). Seismic response controlled structure with active variable stiffness system. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 925-941.
- Maldonado, E., & Chio Cho, G. (2004). *Análisis Sísmico de Edificaciones*. Bucaramanga: Ediciones Universidad Industrial de Santander.
- Molinares, N. (2003). Sistemas de control pasivos y activos de aislamiento de base para edificios sometidos a acciones sísmicas. *Ingeniería & Desarrollo. Universidad del Norte.*, 60-92.
- National Instruments, N. (2011). Sound and Vibration Measurement Suite 2011. *Evaluation DVD*.
- Oviedo, J., & Duque, M. (2006). Sistemas de control de respuesta sísmica. *Revista EIA, ISSN 1794-1237 Número 6*, 105-120.
- Rozas, L. (2009). *Reducción de la respuesta estructural por medio del uso de disipadores de masa sintonizada y disipadores de columna líquida sintonizada*. Santiago de Chile: Tesis de Maestría. Universidad de Chile, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas, Departamento de Ingeniería Civil.
- Sadek, F., Mohraz, B., Taylor, A., & Chung, R. (1996). Passive Energy Disipation Devices for Seismic Applications. *NISTIR 5923*, 1-52.
- Serway, R., & Jewett, J. (2008). *Física para ciencias e Ingeniería, 7ma Edición*. México D.F.: Cengage Learning.
- Shum, K. (2009). Closed Form optimal Solution of a tuned liquid column damper for suppressing harmonic vibration of structures. *Engineering Structures* 31, 84-92.
- Soong, T., & Spencer, B. (2002). Supplemental energy dissipation: State-of-the-art and state-of-the-practice. *Engineering Structures* 24, 243-259.
- Soong, T., Masri, S., & Housner, G. (1991). An overview of active structural control under seismic loads. *Earthquake Spectra, Vol.7, No.3*, 483-505.
- Soong, T.T. (1990). *Active Structural Control: Theory and Practice*. New York, United States: Longman Scientific & Technical.
- Spencer, B., & Sain, M. (1997). Controlling Buildings: A new frontier in Feedback. *Special Issue of the IEEE Control Systems Magazine on Emerging Technology, Vol.17, No.6*, 19-35.

- Symans, M., & Constantinou, M. (1999). Semi-Active control systems for seismic protection of structures: A state-of-the-art review. *Engineering Structures* 21, 469-487.
- Tena, A. (2007). *Análisis de estructuras con métodos matriciales*. México: Limusa, S.A.
- Universidad de Santiago de Chile Departamento de Ingeniería en Obras Civiles. (n.d.). *Aislación sísmica: Sistemas de Protección Sísmica*. Retrieved 11 3, 2011, from Estudio Comparativo Económico de Edificios con Aislamiento Sísmico en la base: <http://es.scribd.com/doc/47463832/estudio-comparativo-edificio-aislado-en-base>
- Universidad Nacional de Ingeniería, Nicaragua. (n.d.). *Guía de Diseño sísmico de aisladores elastoméricos y de fricción para la República de Nicaragua*. Retrieved 11 7, 2011, from <http://es.scribd.com/doc/32474725/DISENO-DE-AISLADORES-SISMICOS-SEGUN-ASCE>.
- Wilson, J., & Buffa, A. (2003). *Física, 5ta Edición*. México D.F.: Pearson Educación.
- Wu, J., Shih, M., Lin, Y., & Shen, Y. (2005). Design guidelines for tuned column damper for structures responding to wind. *Engineering Structures* 27 , 1893-1905.
- Yao, J. (1972). Concept of Structural Control. *ASCE J. Structural Division Vol.98*, 1567-1574.

ANEXOS

“Ver carpeta anexos”

ANEXO A. *Planos del pórtico metálico de dos pisos a escala reducida y del amortiguador de columna líquida sintonizada.*

ANEXO B. *Ecuaciones de movimiento modelo Estructural (Estructura- TLCD). (Rozas, 2009).*

ANEXO C. *Modelo de elementos finitos para el pórtico metálico de dos pisos propuesto.*

ANEXO D. *Tablas de diseño de un TLCD elaboradas por (Shum, 2009).*

ANEXO E. *Determinación de la matriz de amortiguamiento: Método de Rayleigh.*

ANEXO F. *Manual y especificaciones acelerómetro piezoeléctrico 352C33.*

ANEXO G. *Manual y especificaciones tarjeta de adquisición de datos de sonido y vibración NI-USB 9234.*

ANEXO H. *Gráficas experimentales.*