



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA
INGENIERÍA CIVIL – ESTRUCTURAS

DESARROLLO Y VALIDACIÓN DE UN PROCEDIMIENTO DE DISEÑO
SÍSMICO BASADO EN DESPLAZAMIENTOS Y CONTROL DE DAÑO
PARA EDIFICIOS CONSIDERANDO DISIPACIÓN PASIVA DE ENERGÍA

TESIS
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:
DOCTOR EN INGENIERÍA

PRESENTA:
FRANCISCO HÉCTOR BAÑUELOS GARCÍA

TUTOR PRINCIPAL
DR. A. GUSTAVO AYALA MILIÁN, INSTITUTO DE INGENIERÍA-UNAM

COMITÉ TUTOR:
DR. LUIS ESTEVA MARABOTO, INSTITUTO DE INGENIERÍA-UNAM
DRA. SONIA ELDA RUIZ GÓMEZ, INSTITUTO DE INGENIERÍA-UNAM

DR. SAÚL ESTEBAN LÓPEZ RÍOS, FES ACATLÁN -UNAM

DR. DARÍO RIVERA VARGAS, FES ACATLÁN -UNAM

CIUDAD DE MÉXICO, SEPTIEMBRE, 2019



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

JURADO ASIGNADO:

Presidente: **Dr. Esteva Maraboto Luis**

Secretario: **Dra. Ruiz Gómez Sonia Elda**

1er Vocal: **Dr. Ayala Milian A. Gustavo**

2do. Vocal: **Dr. López Ríos Saúl Esteban**

3er. Vocal: **Dr. Rivera Vargas Darío**

Lugar donde se realizó la tesis:

INSTITUTO DE INGENIERÍA-UNAM

TUTOR DE TESIS:

DR. A. GUSTAVO AYALA MILIÁN

FIRMA

DEDICATORIAS

A Dios, porque nunca me ha dejado solo, siendo mi guía y mi luz.

A mis padres **Francisco Bañuelos Ruedas y Herminia García Hoyos**, por todo lo que me enseñan y me aman gracias por ser mis padres.

A mis hermanos **Daniel, Rodrigo y Karla** por ser siempre un apoyo incondicional en mi vida.

A mis abuelos **Eutimio, Jesús, Guadalupe y Herminia** por su cariño, todas las enseñanzas que me han hecho ser una mejor persona.

Y a todos los miembros de mi familia que siempre han estado a mi lado sin condición alguna.

AGRADECIMIENTOS

A la **Universidad Nacional Autónoma de México**, por darme la oportunidad de estar en sus aulas e instalaciones para seguir aumentando mi formación personal y profesional.

Al **Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, CONACyT**, por la beca otorgada durante mis estudios de doctorado.

Al **Instituto de Ingeniería de la UNAM**. Por haberme dado la oportunidad de trabajar en sus instalaciones y con sus investigadores, de los cuales aprendí muchísimas cosas.

A mi tutor el **Dr. A. Gustavo Ayala Milián**. Por su guía, sus enseñanzas, su tiempo, su paciencia y su valioso apoyo para conseguir algo tan importante como es un doctorado.

Al proyecto PAPIIT-IA104519, "Formulación de un procedimiento de diseño sísmico basado en desplazamientos para edificios considerando efectos de torsión en planta", por el apoyo económico.

A los miembros de mi jurado: **Dr. Esteva Maraboto Luis, Dra. Ruiz Gómez Sonia Elda, Dr. López Ríos Saúl Esteban y Dr. Rivera Vargas Darío** por sus comentarios, consejos y opiniones sobre esta investigación.

A **Ma. Claudia Aguilar Hernández**, por haberme enseñado con paciencia que siempre puedo ser una mejor persona cada día.

Al profesor **Juan Carlos Álvarez**, por haberme enseñado, disciplina, humildad, carácter, y sobre todo que siempre existe una oportunidad de levantarse a pesar de todas las adversidades.

Al grupo de trabajo del **Dr. A. Gustavo Ayala Milián**, por las discusiones académicas y la retroalimentación derivadas de ellas. Un agradecimiento especial a **Marco Antonio Escamilla García** y a **Saúl Esteban López Ríos**.

Índice general

| | |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| Índice de figuras | 9 |
| Índice de tablas | 13 |
| Resumen | 15 |
| Abstract | 19 |
| 1. INTRODUCCIÓN | 23 |
| 1.1. Definición del problema | 23 |
| 1.2. Objetivo principal de la tesis | 26 |
| 1.3. Organización de la tesis | 26 |
| 2. DISEÑO SÍSMICO DE ESTRUCTURAS | 29 |
| 2.1. Diseño sísmico basado en desempeño | 29 |
| 2.1.1. Niveles de desempeño | 30 |
| 2.1.2. Niveles de demanda sísmica | 31 |
| 2.1.3. Objetivos de diseño sísmico | 32 |
| 2.2. Procedimientos de diseño sísmico | 33 |
| 2.2.1. Diseño sísmico basado en desplazamientos | 34 |
| 2.2.2. Diseño sísmico basado en deformaciones | 38 |
| 2.2.3. Comentarios de los procedimientos de diseño basados en desplazamientos y deformaciones | 41 |
| 3. Control de la respuesta sísmica de las estructuras | 43 |
| 3.1. Introducción | 43 |
| 3.2. Sistemas de control sísmico | 44 |
| 3.2.1. Control activo | 44 |

| | | |
|-----------|----------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| 3.2.1.1. | Control semi-activo | 47 |
| 3.2.2. | Control pasivo | 49 |
| 3.2.3. | Sistemas de disipación pasiva de energía | 51 |
| 3.2.4. | Disipadores activados por desplazamientos | 51 |
| 3.2.4.1. | Disipadores metálicos | 52 |
| 3.2.4.2. | Disipadores de fricción | 54 |
| 3.2.5. | Disipadores activados por velocidad | 55 |
| 3.2.5.1. | Disipadores de fluido viscoso | 55 |
| 3.2.6. | Disipadores activados por desplazamiento y velocidad | 58 |
| 3.2.6.1. | Dispositivos viscoelásticos | 58 |
| 3.2.7. | Dispositivos activados por movimiento (fuerzas inerciales) | 59 |
| 3.2.8. | Comentarios de los disipadores pasivos de energía | 61 |
| 4. | DISEÑO DE ESTRUCTURAS CON AMORTIGUADORES DE FLUIDO VISCOSO (AFVs) | 63 |
| 4.1. | Introducción | 63 |
| 4.2. | Características de los AFVs | 63 |
| 4.3. | Modelo analítico del AFV | 67 |
| 4.4. | Procedimientos de diseño de los AFVs | 68 |
| 4.4.1. | Procedimiento de distribución uniforme (DU). | 73 |
| 4.4.2. | Procedimientos de diseño de amortiguadores viscosos basados en un PDIs | 73 |
| 4.4.3. | Algoritmo simplificado de búsqueda secuencial de Diego López García ^[1] | 75 |
| 4.4.4. | Contribución de los modos superiores | 76 |
| 4.4.5. | Comentarios de los procedimientos existentes para el diseño con AFVs | 77 |
| 5. | PROCEDIMIENTO DE DISEÑO SÍSMICO PROPUESTO | 79 |
| 5.1. | Sistema de referencia de 1GDL | 79 |
| 5.2. | Modelos simplificados | 81 |
| 5.3. | Definición de la demanda sísmica. | 82 |
| 5.4. | Aproximación del amortiguamiento proporcionado por los AFVs | 83 |

| | | |
|-----------|-----------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 5.4.1. | Amortiguadores de fluido viscoso no-lineales | 89 |
| 5.4.2. | Contribución de los modos superiores en el procedimiento propuesto | 92 |
| 5.4.3. | Distribución de los amortiguadores viscosos | 93 |
| 5.4.4. | Procedimiento de diseño | 95 |
| 6. | VALIDACIÓN DEL PROCEDIMIENTO. | 105 |
| 6.1. | Descripción de los ejemplos de aplicación. | 105 |
| 6.2. | Características de los ejemplos de aplicación | 105 |
| 6.3. | Demandas sísmicas y objetivos de desempeño | 106 |
| 6.4. | Diseño y distribución de los AFVs | 111 |
| 6.5. | Distribución del daño | 111 |
| 6.6. | Análisis dinámico no-lineal paso a paso. | 114 |
| 6.7. | Evaluación de los resultados de diseño | 115 |
| 6.8. | Validación del procedimiento de diseño ante un conjunto de registros sísmicos | 134 |
| 7. | Conclusiones | 141 |
| | Referencias | 145 |
| | Lista de Símbolos | 155 |
| | Lista de Acrónimos | 159 |
| | Lista de Símbolos Griegos | 161 |

Índice de figuras

| | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 2.1. Niveles de desempeño estructural (adaptado del FEMA 273 ^[2]). | 30 |
| 2.2. Matriz de objetivos para la FDSBD (VISION 2000 ^[3]). | 33 |
| 2.3. Fundamentos del procedimiento de diseño directo basado en desplazamientos de Priestley et al ^[4] . | 36 |
| 2.4. Diagrama de flujo del procedimiento de diseño directo basado en desplazamientos de Priestley et al ^[4] . | 37 |
| 2.5. Diagrama de flujo del procedimiento de diseño directo basado en deformaciones de Kappos y Stefanidou ^[5] . | 40 |
| 3.1. Disipación de energía de un sistema estructural con demanda sísmica SCT-EW 1985. | 45 |
| 3.2. Diagrama de flujo del sistema de control activo ^[6] . | 46 |
| 3.3. Diagrama de flujo del sistema de control semi-activo ^[6] . | 47 |
| 3.4. Esquema de una estructura con un sistema de control sísmico ^[6] . | 48 |
| 3.5. Diagrama de flujo sistema de control pasivo ^[6] . | 49 |
| 3.6. Esquema de estructura con un sistema de control pasivo ^[6] . | 50 |
| 3.7. Relación fuerza-desplazamiento de los disipadores activados por los desplazamientos. | 52 |
| 3.8. Disipadores metálicos ^{[7],[8]} . | 53 |
| 3.9. Contravientos de pandeo restringido (BRBs) ^[9] . | 53 |
| 3.10. BRBs en la parte superior de un contraviento tipo chevron en la estructura de ensaye ^[10] . | 54 |
| 3.11. Relación fuerza-velocidad de los dispositivos activados por velocidad. | 55 |
| 3.12. Diagrama esquemático de un AFV ^[11] . | 56 |

| | |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 3.13. Contraventeo diagonal con AFVs ^[12] | 56 |
| 3.14. Distribución de AFVs en puentes ^[13] | 57 |
| 3.15. Torre Mayor CDMX ^[14] | 57 |
| 3.16. Relación fuerza-desplazamiento de los dispositivos activados por velocidad y desplazamiento. | 58 |
| 3.17. Ejemplo de un disipador viscoelástico ^[15] | 59 |
| 3.18. Amortiguador de masa sintonizada ^[16] | 60 |
| 3.19. TMD localizado en el edificio Taipei 101 ^[17] | 60 |
| 4.1. Relaciones de comportamiento de los AFVs. | 65 |
| 4.2. Diagrama esquemático de la respuesta de un amortiguador y una estructura ^[18] | 66 |
| 4.3. Modelación e idealización de AFVs. | 67 |
| 4.4. Aplicación del procedimiento SSSA ^[19] | 76 |
| 5.1. Sistema de referencia de un grado de libertad. | 80 |
| 5.2. Curva de comportamiento del sistema inelástico de RIGDL. | 80 |
| 5.3. Representación de los modelos simplificados. | 82 |
| 5.4. Espectro inelástico de diseño. | 83 |
| 5.5. Distribución de los amortiguadores en la estructura. | 94 |
| 5.6. Espectro inelástico de desplazamientos. | 98 |
| 5.7. Espectro de resistencia por unidad de masa para μ y α | 100 |
| 5.8. Espectro de resistencia por unidad de masa usados para el análisis modal espectral. | 102 |
| 5.9. Diagrama de flujo del procedimiento de diseño propuesto. | 103 |
| 6.1. Geometría de los marcos de concreto. | 108 |
| 6.2. Geometría del marco tridimensional. | 109 |
| 6.3. Geometría de los marcos de acero. | 110 |
| 6.4. Estados de daño y arreglo de los AFVLs para los marcos de concreto. | 112 |
| 6.5. Estados de daño y arreglo de los AFVLs en cada dirección para el marco tridimensional. | 113 |
| 6.6. Estados de daño y arreglo de los AFVNLs para los marcos de de acero. | 113 |
| 6.7. Distorsiones de entrepiso de los marcos planos de concreto. | 121 |
| 6.8. Distorsiones de entrepiso del marco tridimensional de 8 niveles. | 122 |

| | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 6.9. Distorsiones de entrepiso de los marcos planos de acero. . . | 123 |
| 6.10. Errores de las distorsiones en el entrepiso crítico de los modelos diseñados. | 124 |
| 6.11. Fuerzas cortantes de entrepiso de los marcos planos de concreto. | 128 |
| 6.12. Fuerzas cortantes de entrepiso de marco tridimensional de 8 niveles. | 129 |
| 6.13. Fuerzas cortantes de entrepiso de los marcos planos de acero | 130 |
| 6.14. Errores del cortante basal de los modelos diseñados. | 131 |
| 6.15. Fuerzas axiales para el marco de acero de 17 niveles. | 131 |
| 6.16. Diferencia en porcentaje de los coeficientes totales de amortiguamiento. | 133 |
| 6.17. Espectro sísmico escalado. | 135 |
| 6.18. Parámetros estadísticos de la respuesta estructural. | 136 |
| 6.19. Curva de densidad de probabilidad | 137 |
| 6.20. Curva de distribución lognormal acumulada de la distorsión para el entrepiso crítico | 138 |
| 6.21. Probabilidad de excedencia de la distorsión de diseño para los entrepisos del modelo de acero de 12 niveles. | 139 |

Índice de tablas

| | |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 2.1. Niveles de diseño sísmico | 32 |
| 4.1. Factores de la geometría de la instalación de los amortiguadores viscosos ^[20] | 72 |
| 6.1. Dimensiones de los elementos estructurales de los marcos genéricos | 107 |
| 6.2. Perfiles de los elementos estructurales de los marcos de acero | 107 |
| 6.3. Propiedades de las curvas de comportamiento para los ejemplos de aplicación unidades: (m,s) | 115 |
| 6.4. Coeficientes de amortiguamiento de los ejemplos de aplicación con amortiguadores viscosos lineales. | 116 |
| 6.5. Coeficientes de amortiguamiento de los modelos de acero. | 117 |
| 6.6. Características de los sismos considerados | 135 |

Resumen

Tendencias actuales en la rehabilitación, así como en el diseño de nuevas estructuras requieren que estas ofrezcan niveles de desempeño garantizados ante las demandas sísmicas que se puedan presentar durante su ciclo de vida. El control sísmico de estructuras mediante dispositivos de disipación pasiva de energía como lo son los amortiguadores de fluido viscoso, son una excelente alternativa para cumplir con dicho fin. Estos dispositivos disipan parte de la energía que entra al sistema estructural debido a una excitación sísmica lo que conduce a que se reduzca la respuesta estructural.

La mayoría de los procedimientos empleados en la actualidad para diseñar estructuras utilizan el análisis modal espectral convencional, en cual se requiere que el amortiguamiento sea proporcional. No obstante, la inclusión de estos dispositivos en la estructura proporciona amortiguamiento no-proporcional, lo que conduce a modos y frecuencias complejas, lo cual no es del todo práctico. Además, que la demanda sísmica se tiene que caracterizar mediante dos espectros sísmicos, los cuales no se indican en los códigos diseño actuales. Por tal motivo, el amortiguamiento proporcionado por estos dispositivos se aproxima como amortiguamiento proporcional adicional, lo cual no siempre es lo más apropiado, ya que se pueden presentar errores significativos en la respuesta estructural.

Los amortiguadores de fluido viscoso que se utilizan con mayor frecuencia en aplicaciones prácticas son los de comportamiento no-lineal, debido a que para velocidades relativamente pequeñas este tipo de amortiguadores presenta una fuerza de amortiguamiento mayor con respecto al lineal, además de que se reduce de manera significativa la carga axial en las co-

lumnas, lo cual repercute directamente en la cimentación de la estructura. Sin embargo, existe la dificultad de considerar este tipo de amortiguadores en procedimientos de diseño en los que se involucra la ecuación del movimiento para un sistema dinámico, puesto que es complicado parametrizar dicha ecuación.

Debido a lo anterior, en esta tesis se propone un procedimiento simplificado basado en desplazamientos y control de daño, en el cual se contempla la incorporación de amortiguadores de fluido viscoso; el cual se puede aplicar tanto para la rehabilitación, así como para el diseño de nuevas estructuras. La hipótesis principal de este procedimiento de diseño es que el desempeño de un sistema no-lineal de múltiples grados de libertad equipado con amortiguadores viscosos se puede aproximar a través de un sistema de referencia no-lineal de un grado de libertad con amortiguamiento adicional. Para considerar el amortiguamiento proporcionado por amortiguadores de fluido viscoso en la estructura, que de hecho es no-proporcional, se considera que la matriz de amortiguamiento se puede aproximar mediante una matriz de amortiguamiento proporcional y una complementaria representativa del amortiguamiento no-proporcional. Lo anterior, con el propósito de utilizar el análisis modal espectral tal y como se estipula en los códigos de diseño.

Aunque existe una considerable variedad de disipadores pasivos de energía, los amortiguadores de fluido viscoso son uno de los dispositivos más utilizados, ya que proporcionan únicamente amortiguamiento a la estructura, por esta razón las propiedades dinámicas de la estructura no se modifican (*e.g.*, periodo fundamental de vibrar). Los amortiguadores de fluido viscoso no-lineales son los más utilizados en aplicaciones prácticas, ya que para velocidades relativamente pequeñas estos dispositivos producen fuerzas mayores que las producidas por amortiguadores de fluido viscoso lineales, además de las fuerzas axiales en las columnas se reducen significativamente, lo que puede tener un impacto directo en la cimentación de las estructuras. Sin embargo, existe la dificultad de considerar este tipo de dispositivos en procedimientos cuya formulación implica la solución aproximada de la ecuación de movimiento de la estructura utilizando directamente análisis espectrales modales.

Debido a lo anterior, en esta tesis se presenta un procedimiento aproximado de diseño sísmico basado en desplazamientos para estructuras nuevas, así como y existentes equipadas con amortiguadores de fluido viscoso lineales y no-lineales, en los que la participación de estos dispositivos se incorpora en el análisis espectral modal. Para considerar el amortiguamiento no-proporcional generado por estos dispositivos dentro de un análisis espectral modal convencional, se aproxima su efecto mediante la suma de una matriz de amortiguamiento proporcional y una matriz de amortiguamiento complementario no-proporcional.

Para considerar la inclusión de los amortiguadores viscosos no-lineales dentro del procedimiento de diseño se propone una equivalencia, la cual consiste en determinar el tamaño de un amortiguador (coeficiente de amortiguamiento) no-lineal a partir del tamaño de un amortiguador lineal, así como de las propiedades dinámicas de la estructura. El procedimiento de diseño propuesto se basa en el concepto de que el desempeño de una estructura de múltiples grados de libertad se puede aproximar a partir del desempeño de un sistema de referencia bilineal de un grado de libertad, con propiedades generalmente asociadas a las del modo fundamental de la estructura.

Para ilustrar la aplicación del procedimiento propuesto se diseñaron seis marcos planos de concreto con amortiguadores de fluido viscoso lineales de 8, 12, 17, 20 y 25 niveles; dos marcos planos de acero de 12 y 17 niveles con amortiguadores de fluido viscoso no-lineales; y un marco tridimensional de 8 niveles de concreto con amortiguadores de fluido viscoso lineales, para una demanda sísmica en particular. Con el propósito de validar los resultados del procedimiento de diseño, las distorsiones, las fuerzas cortantes de entrepiso y las distribuciones de daño se compararon con las correspondientes, calculadas mediante un análisis dinámico no-lineal paso a paso. La demanda sísmica considerada para el diseño de cada modelo fue el espectro de respuesta correspondiente a un registro sísmico en particular. En el caso del marco tridimensional, así como el marco plano de concreto de ocho niveles se consideró el sismo de Morelos - Puebla de 2017 registrado en el sitio de Culhuacán. Para las estructuras restantes se consideró la componente Este-Oeste (EW) del sismo de Michoacán de 1985 registrado en la estación SCT. Además se compararon los resultados obtenidos con el procedimiento

de diseño para amortiguadores de fluido viscoso indicado en documentos técnicos tales como ASCE 7-10^[21].

Como parte de la validación del procedimiento propuesto, se presenta el diseño de un marco de acero irregular de 12 niveles en el plano equipado con amortiguadores viscosos. La validación de los resultados proporcionados por el procedimiento de diseño propuesto se lleva a cabo a través de un análisis probabilístico considerando un conjunto de 22 registros sísmicos obtenidos de suelos blandos de la colonia Roma de la Ciudad de México.

De la validación de los resultados del procedimiento de diseño sísmico propuesto se infiere que este proporciona resultados más aproximados que los obtenidos en documentos técnicos tales como ASCE 7-10^[21] tanto para el caso de los amortiguadores de fluido viscoso lineales como para los no-lineales. La diferencia más significativa se presentó en la suma de los coeficientes de amortiguamiento de los dispositivos, el procedimiento propuesto proporciona valores inferiores para todos los modelos para un mismo objetivo de diseño asociado a una distorsión de entrepiso.

Palabras clave: *amortiguadores de fluido viscoso, control de daño, diseño basado en desplazamientos, análisis dinámico no-lineal paso a paso.*

Abstract

Recent tendencies in earthquake engineering have as one of their main objectives for the rehabilitation of existing and the design of new buildings to guarantee acceptable level of resilience are when they are subject seismic design demands during their life cycle. To satisfy this this objective the control seismic performance of structures with fluid viscous dampers is an excellent alternative. These devices dissipate part of the energy that enters the structural system subject to seismic excitation which leads to a reduction in the structural response.

Most of the seismic analysis procedures currently used to design structures use modal spectral analysis, which requires for its direct application that the damping matrix be proportional. However, the inclusion of these devices leads to a non-proportional damping matrix and an eigen-value analysis leading to complex modes and frequencies, and the requirement of two spectra to characterize the seismic demand, which is a procedure, not stipulated in the current design codes. For this reason, the effect of these devices is modeled as an equivalent proportional damping, which is not always the most appropriate option, since significant errors can occur in the structural performance obtained.

Even though there is a considerable variety of passive energy dissipation devices, the fluid viscous dampers are one of the most used devices, since they only provides damping to the structure, for this reason the dynamic properties of the structure are not modified. The non-linear fluid viscous dampers are the most used in practical applications, since for relatively small velocities these devices produce larger forces than those produced by

linear fluid viscous dampers, in addition to the axial forces in the columns are significantly reduced, which It can have a direct impact on the foundations of the structures. However, there is the difficulty of considering this type of devices in procedures whose formulation involves the approximate solution of the equation of motion of the structure directly using modal spectral analyses.

To overcome this problem, this paper presents an approximate seismic displacement-based design procedure for new and existing structures equipped with linear and no-linear viscous dampers, in which the participation of these devices is incorporated in the modal spectral analysis. To consider the non-proportional damping produced by these devices within a conventional modal spectral analysis their effect is approximated as the sum of a proportional damping matrix and a residual non-proportional damping matrix. In order to consider the inclusion of non-linear viscous dampers in the design procedure, equivalence is proposed, which consists in determining the size (damping coefficient) of a non-linear damper from the size of a linear damper, also the dynamic properties of the structure. The framework of the design procedure proposed is based on the concept that the performance of a multiple degree of freedom structure may be approximated from the performance of a reference bilinear single degree of freedom system, with properties generally those of the fundamental mode of the structure.

To illustrate the application of the proposed procedure, the displacement design of 6 reinforced concrete plane frames equipped with linear viscous dampers of 8, 12, 17, 20 and 25-storey; 2 steel plane frames equipped with non-linear viscous dampers 12 and 17- storey; and an 8-storey building are designed with linear viscous dampers. The seismic demand used for the design of the frames was the EW component of the SCT record of the 1985 Michoacán earthquake; for the 8-storey plane frame and building the 2017 Morelos - Puebla earthquake in Mexico recorded at the Culhuacán site was employed. In order to validate the proposed procedure, the performances and damage distributions used as design targets was compared with the corresponding results of the nonlinear step-by-step analyses of the designed structures subjected to the same seismic demand.

In addition, the results obtained were compared with the design procedure for viscous fluid dampers indicated in technical documents such as ASCE 7-10^[21].

As part of the validation of the proposed procedure, the displacement design of an in-plan irregular 12-storey steel frame equipped with viscous dampers is presented. The validation of results produced by the design procedure proposed is carried out through a probabilistic analysis considering as seismic demands a set of 22 seismic records from soft soil sites in the Roma district of Mexico City.

From the analysis and discussion of the results obtained, it is concluded that the procedure proposed allows the design of structures equipped with viscous dampers that satisfy a displacement-based design objective. The procedure provides approximate results compared to results obtained in technical documents such as ASCE 7-10^[21] considering linear viscous dampers and non-linear viscous dampers. The most significant difference was presented in the sum of the damping coefficients of the devices, the proposed procedure provided inferior values for all models for the same design objective associated with an interstorey drift. Therefore, it can be concluded that the proposed procedure is a reliable and easily implemented tool that leads to acceptable results for the models considered. Therefore it is concluded that the proposed procedure is a reliable and easily implemented tool that leads to acceptable results for the models considered.

Keywords: Fluid viscous dampers, damage control, displacement-based design, non-linear dynamic step-by-step analyses.

Capítulo 1

INTRODUCCIÓN

1.1. Definición del problema

El enfoque actual en la rehabilitación y diseño de nuevas estructuras, pretende garantizar un comportamiento adecuado ante los eventos sísmicos que pueden ocurrir durante su ciclo de vida. De acuerdo con este enfoque el comportamiento se evalúa mediante el cumplimiento de los llamados niveles de desempeño o estados límite (ELs), en términos de Parámetros de Demanda de Ingeniería (PDIs) energía, ductilidad, daño, desplazamientos, ante distintos niveles de intensidad sísmica. El conjunto de ELs que deben satisfacer las estructuras ante distintas intensidades sísmicas se conoce como objetivo de desempeño o de diseño (OD), el cual se define de acuerdo con la importancia de la estructura.

En este contexto se han desarrollado una gran cantidad de procedimientos de diseño sísmico con los cuales se busca controlar el daño de una estructura a partir de los PDIs. Dentro de estos parámetros los desplazamientos los que han adquirido una especial relevancia en virtud de que los desplazamientos se pueden relacionar con las deformaciones, y estas a su vez con el daño estructural. Como ejemplos de procedimientos de diseño sísmico basados en desplazamientos están los propuestos por: Panagiotakos y Fardis ^[23], Chopra y Goel^[24], Priestley et al^[4], Ayala et al^[25], López et al^[26], Vamvatsikos y Aschheim^[27], Katsanos y Vamvatsikos^[28], entre otros.

En la aplicación de procedimientos tanto basados en desplazamientos como en fuerzas, existen situaciones donde no es posible satisfacer el OD ; *e.g.*, cuando se presentan restricciones arquitectónicas en las dimensiones de los elementos estructurales. Debido a lo anterior es necesario considerar alternativas de diseño, como es el caso los dispositivos de disipación pasiva de energía, entre los que se encuentran los amortiguadores de fluido viscoso (AFVs). Estos dispositivos disipan parte de la energía que entra en la estructura debido a una excitación sísmica, con lo cual se reduce la respuesta estructural.

La mayoría de los códigos de diseño sísmico empleados en la actualidad utilizan el análisis modal espectral con un modelo de amortiguamiento convencional para determinar las fuerzas de diseño de la estructura. Sin embargo, cuando se analizan estructuras reforzadas con AFVs, se presenta una matriz de amortiguamiento no-proporcional (*i.e.*, la matriz de amortiguamiento no se diagonaliza), esto conduce a que se presenten frecuencias y modos propios de vibrar que no permiten el análisis modal espectral convencional.

Constantinou y Symans^[11] desarrollaron un procedimiento para aproximar el amortiguamiento suplementario generado por los AFVs como amortiguamiento proporcional. En esta formulación la cantidad de amortiguamiento adicional al viscoso inherente, asociado a los disipadores de energía, se determina con facilidad en términos de las propiedades dinámicas de la estructura, tales como formas modales o el periodo fundamental. Debido a su facilidad de aplicación, este procedimiento es la base de algunos de documentos técnicos más utilizados para el diseño de AFVs, tales como: FEMA 273^[2], FEMA 356^[29], ASCE 7-10^[21]. A partir de este enfoque se han desarrollado procedimientos de diseño de AFVs en los cuales el objetivo principal no es definir la cantidad de amortiguamiento adicional, sino el número, el tamaño (coeficiente de amortiguamiento), así como la distribución de estos dispositivos en la estructura. Estos procedimientos generalmente están definidos en función de un PDI, *e.g.*, la energía de deformación elástica asociada la fuerza cortante de cada entrepiso^[30], la fuerza cortante de entrepiso^[31], distorsiones de entrepiso^[32].

Asimismo, se han desarrollado procedimientos iterativos, en los cuales se busca obtener una distribución “óptima” mediante la colocación de los AFVs en el nivel donde se presente el mayor PDI, el proceso se repite hasta que se satisfaga el OD. Tal es el caso del algoritmo de búsqueda secuencial de García et al^{[1],[19]} en el cual se calcula la distribución y los coeficientes de amortiguamiento, de acuerdo con las velocidades de entrepiso de la estructura. En este mismo sentido Levi et al^[33] propone un procedimiento iterativo de análisis y rediseño en el cual se utilizan las distorsiones de entrepiso para distribuir los coeficientes de amortiguamiento de los dispositivos.

El diseño convencional de los AFVs es determinar tamaño adecuado de los disipadores de energía de tal manera que la estructura permanezca en el rango elástico. Sin embargo, con las nuevas demandas sísmicas indicadas en los códigos de diseño actuales (*e.g.*, NTCDS-17^[22]), se pueden producir elementos estructurales con dimensiones no aceptables, o bien con requisitos altos de amortiguamiento adicional (*i.e.*, valores mayores 15%^[30]) que eleven de manera importante el costo de la estructura^[34]. Debido a lo anterior, es necesario aceptar que la estructura con un nivel de amortiguamiento adicional presente comportamiento inelástico en determinados elementos estructurales ante demandas sísmicas de diseño. En Liang et al^[35] se presenta un procedimiento basado en desplazamientos^[4], en el cual se contempla la adición de amortiguadores viscosos^[36]; así como daño en la estructura. Sin embargo, no se considera de forma explícita control de daño en los elementos estructurales.

1.2. Objetivo principal de la tesis

Debido a lo anterior en esta tesis se propone el desarrollo y validación de un procedimiento de diseño sísmico simplificado basado en desplazamientos y control de daño, en el que se contemple el uso de amortiguadores viscosos lineales y no-lineales. El procedimiento de diseño sísmico descrito en este trabajo es una evolución del propuesto por Ayala et al^[25]. El principio fundamental de este procedimiento es que el desempeño de un sistema no – lineal de múltiples grados de libertad (MGDL) se puede aproximar a través del desempeño de un sistema de referencia simplificado no–lineal de un grado de libertad (1GDL) asociado a un modo de vibrar de la estructura. El desempeño y la respuesta máxima del sistema se definen de tal manera que, se cumpla con el OD. Con el propósito de utilizar el análisis modal convencional se considera mediante la suma de dos matrices; una de amortiguamiento proporcional y una complementaria la contribución de los AFVs en la estructura. Como demanda sísmica se considera un espectro de diseño, tal y como se recomienda en la mayoría los códigos de diseño.

1.3. Organización de la tesis

En el *presente capítulo* se muestra la introducción así como los antecedentes del problema y el objetivo principal de esta investigación.

En el *segundo capítulo* se presenta un resumen de las principales características de procedimientos simplificados más relevantes para el diseño de estructuras, enfocándose principalmente en los basados en desplazamientos y deformaciones.

En el *tercer capítulo* Se presenta el concepto de control sísmico de estructuras; así como un resumen de las principales características de los sistemas más utilizados para el control sísmico de estructuras, al final del capítulo se discuten las principales ventajas y desventajas de estos sistemas.

En el *cuarto capítulo* se presenta el modelado del amortiguamiento en estructuras, poniendo énfasis en el amortiguamiento no-proporcional para representar el amortiguamiento proporcionado de los amortiguadores de fluido viscoso. Posteriormente se presentan los principales procedimientos para el diseño de estructuras con estos dispositivos. En la parte final del capítulo se discuten los principales enfoques actuales en el diseño con estos dispositivos.

En el *quinto capítulo* se muestra cómo se modela el amortiguamiento proporcionado por los amortiguadores viscosos en la estructura mediante una matriz de amortiguamiento proporcional y una complementaria. Así como, las hipótesis y fundamentos considerados en el desarrollo del procedimiento de diseño sísmico basado en desplazamientos y control de daño, considerando AFVs. Posteriormente se presenta con detalle el procedimiento de diseño propuesto, poniendo especial énfasis en el cálculo del tamaño y la distribución de los disipadores de energía en la estructura.

En el *sexto capítulo* se presenta los resultados de la validación del procedimiento propuesto, aplicándolo al diseño de siete marcos planos de concreto, así como un marco tridimensional. En todos los modelos se consideró como demanda sísmica el espectro correspondiente a un registro de un sismo particular; con el propósito de que con esta misma demanda se lleven a cabo los análisis dinámicos no-lineales paso a paso para la validación. Además, se realizó un análisis probabilístico de la respuesta estructural de un marco plano de 12 niveles de acero sometido a 22 registros sísmicos del valle de México. Este marco fue diseñado con el procedimiento propuesto utilizando como demanda sísmica el espectro de diseño indicado en las NTCDS-17^[22].

En el *séptimo capítulo* se presentan las conclusiones del procedimiento propuesto basado en desplazamientos y control de daño, de acuerdo con los ejemplos de aplicación.

Capítulo 2

DISEÑO SÍSMICO DE ESTRUCTURAS

2.1. Diseño sísmico basado en desempeño

En la actualidad, la mayor parte de los documentos técnicos de diseño tales como: FEMA 273^[2], FEMA 356^[29], ASCE 7-10^[21] se fundamentan en la filosofía del diseño sísmico basado en desempeño (FDSBD), la cual se define como: *“la selección de los criterios de diseño, de los sistemas y configuraciones estructurales apropiadas, del dimensionamiento y detallado de los elementos estructurales, no estructurales y del contenido; de la garantía y el control de la calidad durante la construcción y el mantenimiento a largo plazo, de manera tal que para niveles especificados de movimiento del terreno y con niveles definidos de confiabilidad, la estructura no experimentará daños más allá de ciertos estados límite u otros estados de utilidad”* VISION 2000^[3].

El principal objetivo de la filosofía FDSBD es: diseñar estructuras seguras, económicas, en las cuales sea posible garantizar sus desempeños ante las diversas demandas de diseño que se puedan presentar durante su vida útil. Para satisfacer este objetivo se han desarrollado una serie de procedimientos en los cuales se incluyen criterios de diseño con el propósito de tener un control adecuado sobre los objetivos de diseño para los diferentes

niveles de desempeño o estados límite.

2.1.1. Niveles de desempeño

Con estos niveles es posible indicar el daño tanto de los elementos estructurales como los no estructurales, para una demanda sísmica determinada. En el documento FEMA 273^[2] se representan los niveles de desempeño mediante la denominada curva de capacidad. Esta curva describe la variación entre un PDI y una medida de intensidad *e.g.*, desplazamiento máximo de azotea vs cortante basal. A partir de esta curva se puede caracterizar el desempeño sísmico de una estructura sometida a una demanda sísmica de intensidad creciente. En la Fig.2.1 se muestran tres niveles de desempeño: ocupación inmediata, seguridad de vidas y prevención de colapso.

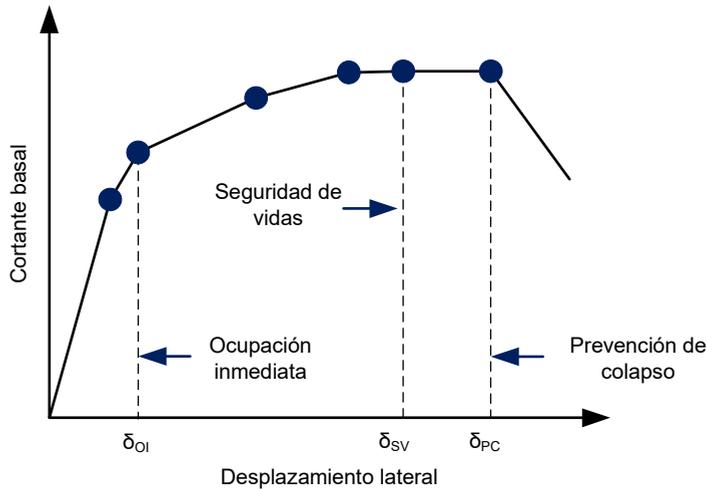


Figura 2.1: Niveles de desempeño estructural (adaptado del FEMA 273^[2]).

El comité VISION 2000^[3] propone cuatro niveles de desempeño:

- Completamente funcional (servicio). Las instalaciones continúan en operación y funcionamiento normal, el daño es insignificante.
- Funcional. Las instalaciones continúan en operación con daño estructural menor e interrupciones mínimas en servicios no esenciales para el correcto funcionamiento de la estructura.
- Seguridad de vidas. Se relaciona con la ocurrencia de daño moderado en elementos estructurales y no estructurales. Los daños producidos pueden impedir que la estructura sea ocupada inmediatamente. Es posible rehabilitar la estructura; sin embargo, no es práctico repararla, desde el punto de vista económico.
- Cercano al colapso. Este nivel se asocia con la ocurrencia de daño severo en elementos estructurales y no estructurales, el colapso de la estructura es prevenido.

El daño estructural se puede cuantificar mediante los PDIs, los cuales son parámetros de la respuesta estructural con los cuales se puede obtener una medida de daño, *e.g.*, desplazamientos, ductilidad, energía, entre otros.

2.1.2. Niveles de demanda sísmica

Estos niveles representan el peligro sísmico de la zona donde se localiza la estructura, y se caracteriza por un grupo de eventos sísmicos con intensidades de acuerdo con el periodo de retorno T_r o la probabilidad de excedencia. En la tabla 2.1 se muestra la clasificación de los niveles de demanda sísmica de acuerdo con el documento VISION 2000^[3]:

Tabla 2.1: Niveles de diseño sísmico

| Sismo | T_r (años) | Probabilidad de excedencia |
|-----------|--------------|----------------------------|
| Frecuente | 43 | 50 % en 30 años |
| Ocasional | 72 | 50 % en 50 años |
| Raro | 475 | 10 % en 50 años |
| Muy raro | 970 | 10 % en 100 años |

2.1.3. Objetivos de diseño sísmico

Estos se definen en función de la importancia y uso de la estructura a diseñar, son una combinación entre el OD y un nivel de diseño sísmico. En el caso particular de las edificaciones estos objetivos se seleccionan de acuerdo con la ocupación, las actividades que se ejecuten en el inmueble, consideraciones económicas *e.g.*, costo de reparaciones, así como el costo que puede tener por considerarse patrimonio histórico o cultural para la sociedad. El comité VISION 2000^[3] propone una matriz de objetivos de diseño para edificios, en donde el nivel de desempeño está asociado al daño máximo permitido. Por su parte el nivel de demanda sísmica, tal y como se mencionó en la sección anterior representa el peligro sísmico caracterizado mediante un grupo de eventos sísmicos con intensidades de acuerdo con su T_r . Cada casilla representa un objetivo de diseño asociado a un sismo y a un estado de daño máximo permitido en la estructura. Se considera que la estructura deberá de resistir los sismos de diferentes magnitudes durante su vida útil con un estado de daño de acuerdo con las diagonales de dicha matriz (ver Fig.2.2).

| | | NIVEL DE DESEMPEÑO SÍSMICO | | | |
|-------------------------|---------------------|----------------------------|-------------------------------------|--------------------|--------------------|
| | | Completamente Funcional | Funcional | Seguridad de vidas | Cercano al colapso |
| NIVEL DE DISEÑO SÍSMICO | Frecuente (43 AÑOS) | ● | Desempeño inaceptable | | |
| | Ocasional (72 AÑOS) | ● | Estructuras de ocupación estándar | | |
| | Raro (475 AÑOS) | ● | Estructuras esenciales / peligrosas | | |
| | Muy raro (970 AÑOS) | | ● | ● | ● |

Figura 2.2: Matriz de objetivos para la FDSBD (VISION 2000^[3]).

2.2. Procedimientos de diseño sísmico

Los procedimientos de diseño sísmico han evolucionado a través de los años, los primeros en cobrar gran notoriedad fueron los basados en fuerzas. Estos procedimientos consisten en diseñar las estructuras con los elementos mecánicos obtenidos de un análisis lineal utilizando fuerzas derivadas de espectros elásticos de diseño afectados por factores de reducción que consideran, entre otros aspectos, el comportamiento inelástico de las estructuras, intrínseco a la aceptación de daño en ciertos elementos estructurales durante sismos severos. Estos procedimientos incluyen una revisión de los desplazamientos o distorsiones de entrepiso (parámetros que se utilizan comúnmente en el diseño de estructuras). A pesar de ello, este enfoque no es el más adecuado, ya que el OD no se satisface en muchos casos ante las demandas de diseño, esto se ha hecho más evidente con los eventos sísmicos recientes *e.g.*, terremoto de Morelos – Puebla del 2017.

Debido a lo anterior, se han desarrollado diversos procedimientos de diseño sísmico basados en la FDSBD, en los cuales se tiene como propósito principal garantizar un OD propuesto ante demandas que puedan presentarse durante su ciclo de vida. Para alcanzar este objetivo, estos procedimientos de diseño utilizan uno o varios PDIs para controlar el desempeño estructural. Entre los parámetros más utilizados están: la ductilidad, la energía, los desplazamientos. Siendo estos últimos los que han cobrado mayor relevancia en virtud a que se pueden relacionar directamente con el daño estructural.

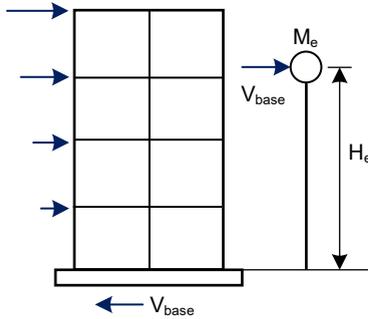
2.2.1. Diseño sísmico basado en desplazamientos

Basados en la FDSBD el procedimiento más referenciado en la literatura especializada es el procedimiento de diseño directo basado en desplazamientos (DDBD, por sus siglas en inglés) propuesto por Priestley et al^[4]. Este procedimiento está basado en la denominada estructura sustituta^{[37],[38]}, en el cual un sistema de múltiples grados de libertad MGDL es caracterizado a través de un sistema 1GDL con una rigidez efectiva, secante al máximo desplazamiento del sistema de MGDL, y un amortiguamiento viscoso equivalente, a través del cual se toma en cuenta la energía disipada por comportamiento histerético en los elementos estructurales. En la Fig.2.4 se muestra los fundamentos del este procedimiento de diseño.

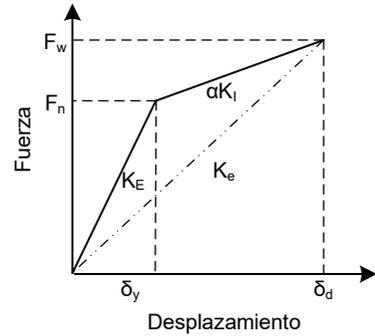
Los pasos seguidos para implementar este procedimiento se muestran en el diagrama de flujo de la Fig.2.4. La aplicación de este método implica el cálculo del desplazamiento de diseño (δ_d), la masa equivalente (M_e), la altura efectiva (H_e), la ductilidad (μ) y el Desplazamiento de fluencia (δ_y) de un sistema equivalente de 1GDL. El periodo efectivo de la estructura sustituta T_e , se determina utilizando el valor de δ_d en el espectro de desplazamientos asociado a la relación de amortiguamiento viscoso equivalente ξ_{eq} y, a partir de ella, se determina la rigidez efectiva K_e . Con esta información, se puede calcular el cortante basal del sistema simplificado V_{base} . Este cortante se distribuye en todos los entrepisos en proporción a sus masas y desplazamientos supuestos. Una vez que se calcula el vector de fuerza, las fuerzas de diseño de los elementos estructurales se determinan a partir

de un análisis estático lineal convencional de la estructura sometida a este vector de fuerzas.

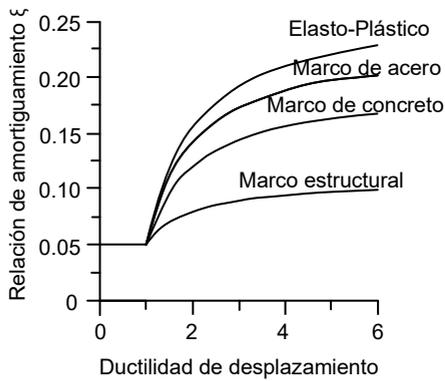
El diseño final de los elementos estructurales se define a partir de un diseño de capacidad, destinado a garantizar que se logre este mecanismo, que debe ocurrir bajo las demandas de diseño (*i.e.*, un comportamiento consistente con el principio columna fuerte – viga débil). La aparente simplicidad de este procedimiento lo ha hecho muy atractivo para el diseño sísmico en la práctica sin embargo, su aplicación tiene algunas limitaciones, puesto que su formulación se basa en la validez de algunas suposiciones discutibles, *e.g.*, la caracterización del comportamiento de un sistema no lineal MGDG por un sistema visco-elástico equivalente de 1GDG. Esta suposición no siempre es apropiada, ya que se ignoran ciertos aspectos importantes tales como la re-estructuración, así como la relación de amortiguamiento equivalente, la cual se determina en función únicamente de la demanda de ductilidad y del material estructural. Esto puede llevar a una aproximación deficiente del desempeño estructural, ya que ignora otros aspectos que intervienen en el procedimiento de diseño. Uno de estos aspectos es la modificación las fuerzas de diseño de los elementos estructurales, en los que se utilizan criterios de diseño de capacidad, puesto que se modificaría el diseño, y por ende no se garantizaría el OD.



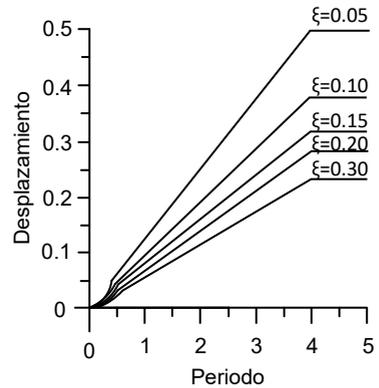
a) Sistema equivalente de 1GDL



b) Rigidez efectiva



c) Amortiguamiento equivalente vs ductilidad



d) Espectro de diseño de desplazamientos

Figura 2.3: Fundamentos del procedimiento de diseño directo basado en desplazamientos de Priestley et al^[4].

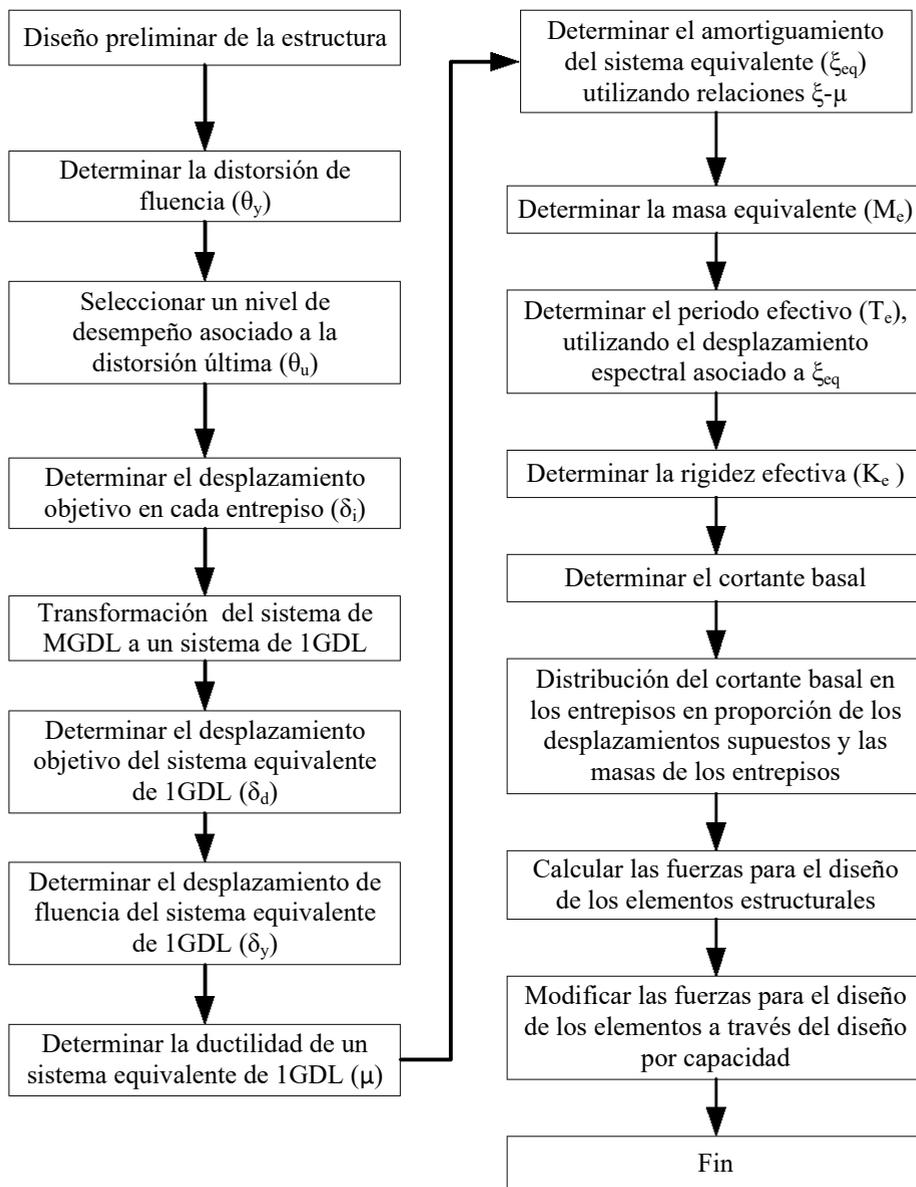


Figura 2.4: Diagrama de flujo del procedimiento de diseño directo basado en desplazamientos de Priestley et al.^[4].

2.2.2. Diseño sísmico basado en deformaciones

Otro de los procedimientos de diseño sísmico que ha sido ampliamente referenciado en la literatura especializada es el propuesto por Kappos y Stefanidou^[5]. Este procedimiento está basado deformaciones directas; puede ser aplicado a estructuras conformadas por marcos reticulares regulares e irregulares, muros de cortante, sistemas duales (marcos reticulares y muros). Para estimar la respuesta estructural se utilizan análisis dinámicos no-lineales paso a paso para un conjunto de registros escalados adecuadamente de acuerdo a dos ELs. Se utilizan análisis dinámicos no-lineales paso a paso, dado que estos son la herramienta más sofisticada actualmente disponible, ya que posee una base matemática rigurosa. Los pasos necesarios para implementar el método se muestran en el diagrama de flujo de la Fig.2.5.

En la aplicación de este procedimiento, primero se realiza un análisis elástico convencional del modelo estructural considerando inercias reducidas en las vigas debidas al agrietamiento; para el caso de las columnas se consideran las inercias brutas con el propósito de obtener las fuerzas de diseño de las secciones del elemento que presentarán daños bajo el estado límite de servicio (ELS). Todas las vigas están diseñadas para flexionarse solamente, considerando un factor de reducción para tener en cuenta una definición más general del diagrama Momento – Curvatura ($M - \varphi$)^[5]. Los requisitos de refuerzo mínimo se consideran de acuerdo con especificaciones en los códigos de diseño.

Posteriormente, basándose en la información disponible de las propiedades de los elementos estructurales (rigidez y resistencia), se construye un modelo parcialmente inelástico, en el que se aceptan deformaciones inelásticas para todas las vigas y columnas en la base, mientras que el resto de columnas se considera que se comportan elásticamente. A partir de esta información, se llevan a cabo análisis dinámicos no-lineales del modelo estructural, considerando como demanda un conjunto de no menos de tres registros sísmicos representativos del sitio y verificando que las derivadas y las demandas de ductilidad obtenidas estén dentro del rango de valores permitidos de acuerdo con el ELS. Si este no es el caso, el diseño debe mo-

dificarse hasta que los valores sean aceptables para estos parámetros estén de acuerdo con el OD. Una vez que se cumple esta condición, se lleva a cabo un nuevo conjunto de análisis dinámicos no-lineales paso a paso del modelo diseñado, utilizando como demanda un conjunto de registros asociados con el estado límite de prevención de colapso (ELPC).

Con los resultados obtenidos, las columnas están diseñadas para flexionarse y todos los elementos estructurales están diseñados por cortante. Finalmente, el diseño de todos los elementos se detalla para que el sistema estructural en su conjunto pueda desarrollar los niveles inelásticos considerados en el diseño. Debido a que, la aplicación del este procedimiento implica el uso de resultados de análisis dinámicos no-lineales de la estructura, su aproximación es aceptable y en general, mejor que la de otros procedimientos existentes. Sin embargo, tiene como inconvenientes que, para aplicarlo, el diseñador debe tener suficiente conocimiento y experiencia en la ejecución de estos análisis no-lineales, definición de los parámetros histeréticos y en la selección de los registros de sísmicos requeridos para este análisis, lo cual no son tareas sencillas de realizar.

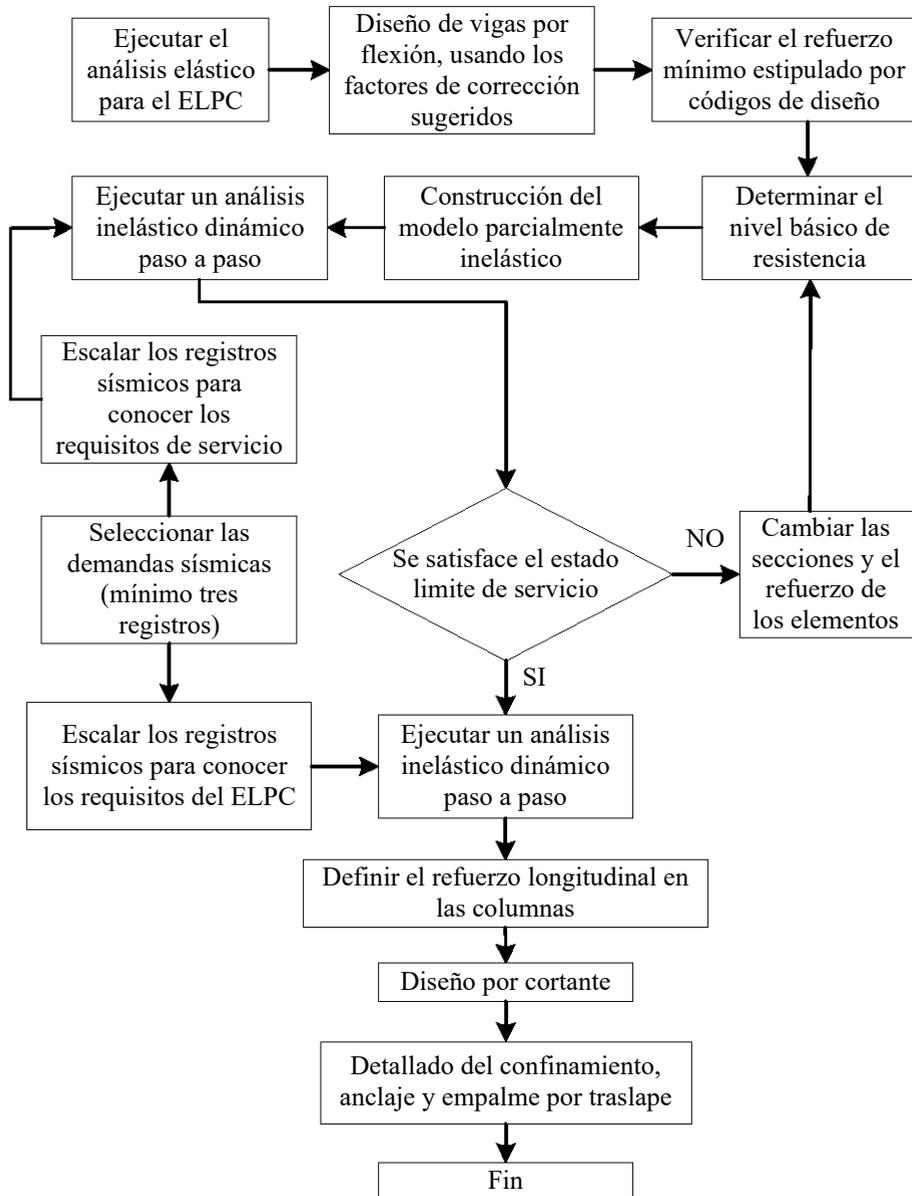


Figura 2.5: Diagrama de flujo del procedimiento de diseño directo basado en deformaciones de Kappos y Stefanidou^[5].

2.2.3. Comentarios de los procedimientos de diseño basados en desplazamientos y deformaciones

Los procedimientos de diseño basados en desplazamientos y deformaciones presentan resultados aceptables, en el caso del procedimiento propuesto por Kappos y Stefanidou ^[5] presenta una buena aproximación del desempeño estructural. No obstante este procedimiento es complejo y difícil de aplicar en la práctica del diseño sísmico, debido a que se utilizan análisis dinámicos no-lineales paso a paso; los cuales tienen como inconveniente la selección de los registros sísmicos adecuados y la sensibilidad de la respuesta a las reglas y parámetros de comportamiento que son requeridos^[39]. Por otra parte en el procedimiento de Priestley et al^[4] no se garantiza el desempeño, esto debido al uso de ecuaciones empíricas, algunas de las cuales fueron deducidas considerando comportamiento elasto-plástico con procedimientos poco claros. Asimismo, es necesario ajustar el diseño de las columnas por medio de criterios de capacidad para cumplir con el mecanismo de comportamiento columna fuerte-viga débil, lo cual conduce a que se modifique la rigidez y por ende, las propiedades son diferentes a las que se consideraron al inicio del diseño. Por tal motivo, no se garantiza de manera adecuada el control del desempeño estructural.

Además, en la aplicación de estos procedimientos de diseño sísmico existen situaciones en donde no es posible satisfacer el OD, a causa de restricciones arquitectónicas, o bien por las especificaciones recomendadas en los códigos de diseño con respecto a las dimensiones de los elementos estructurales. Por tal motivo, surge un enfoque alternativo para el diseño de estructuras, el cual se basa en una “adecuada” distribución de la disipación de energía en estructuras^[11].

Capítulo 3

Control de la respuesta sísmica de las estructuras

3.1. Introducción

Durante un evento sísmico la energía que entra en la estructura derivada del movimiento del terreno, se le conoce como energía de entrada (E_I). En un sistema estructural convencional esta energía se distribuye en:

- Energía cinética (E_k)
- Energía disipada debido al amortiguamiento inherente de la estructura (E_ξ)
- Energía disipada debido a las deformaciones elásticas (E_s)
- Energía disipada debido a las deformaciones las inelásticas (E_y)

Cuando una estructura se daña en un sismo severo la E_y disipa gran parte de la E_I , tal y como se puede apreciar en la Fig.3.1a. Una alternativa para disminuir el daño, es mediante el uso sistemas de control sísmico, con estos sistemas se incrementa el amortiguamiento (y en algunos casos la rigidez) de la estructura (E_d) y por consiguiente, se reducen sus deformaciones en la estructura ver Fig.3.1b. Esto queda reflejado en la ec.3.1,

la cual muestra el balance de la disipación de energía^[40] para un sistema estructural con dispositivos suplementarios.

$$E_I = E_k + E_s + E_y + E_{xi} + E_d \quad (3.1)$$

Los sistemas de control sísmico han cobrado gran relevancia en la rehabilitación de estructuras, ya que se puede alcanzar los OD sin modificar el diseño original de los elementos estructurales. En la siguiente sección, se describen las características de los sistemas más utilizados para el control sísmico.

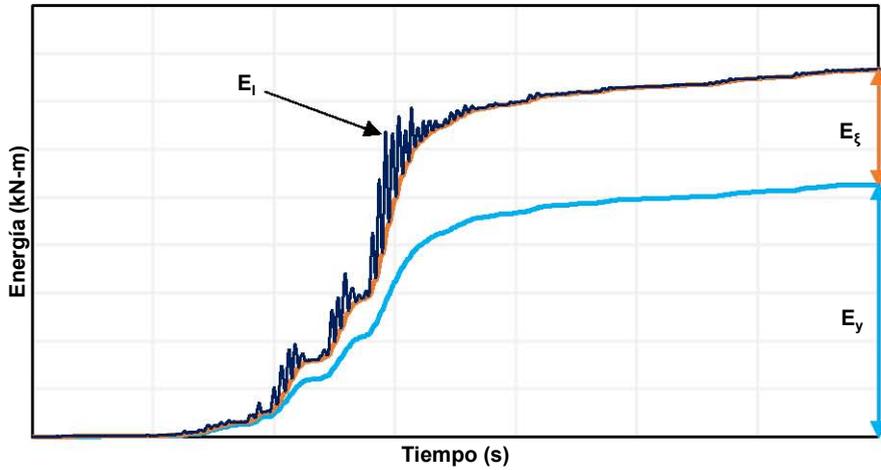
3.2. Sistemas de control sísmico

De acuerdo con Bishay-Girges^[6] los dispositivos de control sísmico se pueden clasificar de acuerdo con su comportamiento, de la siguiente manera:

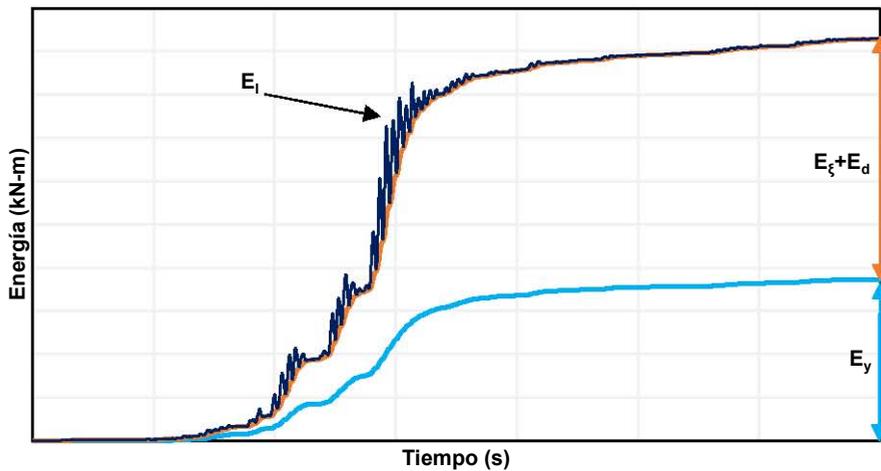
- Activo
- Semi-activo
- Pasivo

3.2.1. Control activo

Los sistemas activos de protección sísmica, son sistemas que incluyen sensores de movimiento, sistemas de control y procesamiento de datos, y actuadores dinámicos. En la Fig.3.2 se muestra un diagrama de flujo del mecanismo de operación de los sistemas de protección sísmica activos. El comportamiento de los sistemas activos consiste en determinar las excitaciones externas debida a sismos y la respuesta de la estructura a través sensores, principalmente acelerómetros, instalados en puntos estratégicos de la estructura; posteriormente un algoritmo de control procesa en tiempo



(a) Sistema convencional



(b) Sistema con disipadores de energía

Figura 3.1: Disipación de energía de un sistema estructural con demanda sísmica SCT-EW 1985.

real la información obtenida por los instrumentos, y determina las fuerzas necesarias que los actuadores deben aplicar para contrarrestar los efectos sísmicos en la estructura^[6].

Una de las principales desventajas de estos sistemas, es su costo, además de que necesitan de una fuente de alimentación externa para su funcionamiento. En la Fig.3.4a se muestra una estructura protegida con sistemas activos.

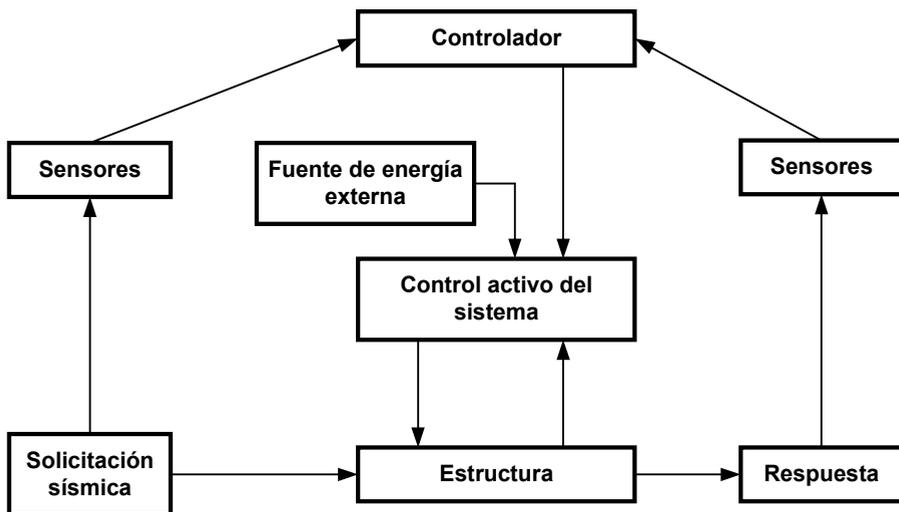


Figura 3.2: Diagrama de flujo del sistema de control activo^[6].

3.2.1.1. Control semi-activo

Los sistemas semi-activos de protección sísmica, al igual que los activos, cuentan con un mecanismo de monitoreo en tiempo real con el cual se determina la respuesta estructural. La Fig.3.3 muestra un diagrama de flujo muestra del mecanismo de operación de los sistemas de protección sísmica semi-activos. A diferencia de los sistemas activos, estos sistemas no aplican fuerzas de control directamente sobre la estructura sino sobre los disipadores de energía. En otras palabras estos sistemas modifican las propiedades mecánicas de los dispositivos de disipación de energía, de tal manera que estos dispositivos absorban parte de la engia de entrada debido a una excitación externa. Ejemplos de estos sistemas son los amortiguadores de masa semi-activos, los dispositivos de fricción controlable, y los disipadores con fluidos electro- o magneto-reológicos. En la Fig.3.4b se muestra una estructura protegida con sistemas semi-activos ^[6].

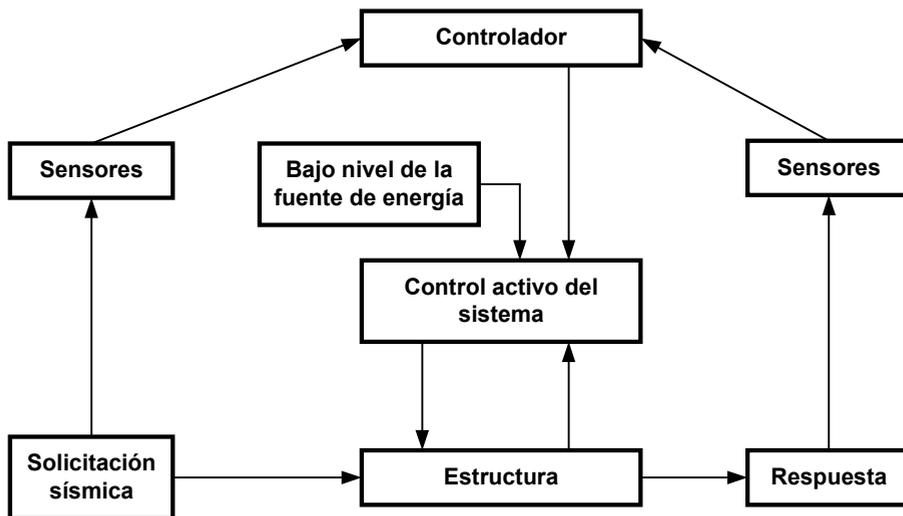
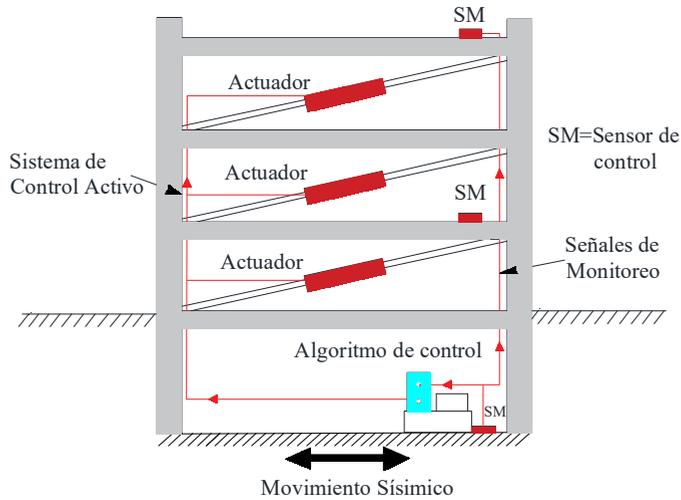
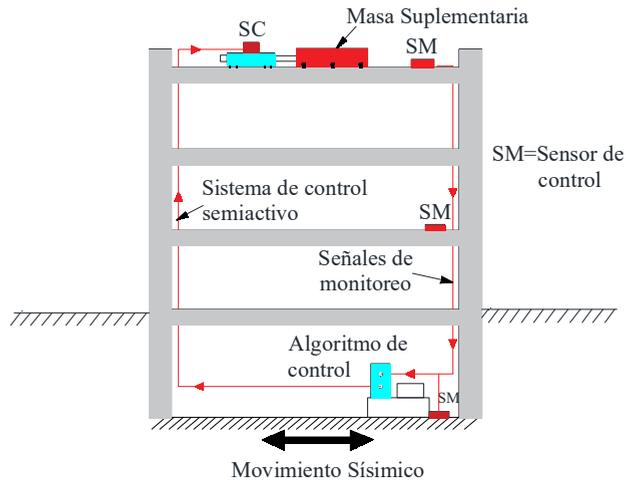


Figura 3.3: Diagrama de flujo del sistema de control semi-activo^[6].



(a) Sistema activo



(b) Sistema semi-activo

Figura 3.4: Esquema de una estructura con un sistema de control sísmico^[6].

3.2.2. Control pasivo

Estos sistemas son los que se utilizan con mayor frecuencia para el control sísmico de estructuras debido a su simplicidad y al “bajo costo” de instalación y mantenimiento; dentro de este tipo de dispositivos se tienen los sistemas de aislación sísmica de base, así como los disipadores de energía. Estos sistemas permiten reducir la respuesta dinámica de las estructuras mediante sistemas mecánicos especialmente diseñados para disipar energía por medio de calor. La Fig.3.5 muestra el diagrama de flujo del mecanismo de operación de los sistemas de protección sísmica pasivos. Los principales disipadores pasivos de energía más utilizados se analizan en la sección 3.2.3. Las principales ventajas de estos sistemas son:

- No requiere una fuente de alimentación externa para funcionar.
- Por lo general, son “relativamente” económicos y fáciles de sustituir después de la acción de un sismo severo.
- Funcionan durante la acción de un sismo de cualquier intensidad.

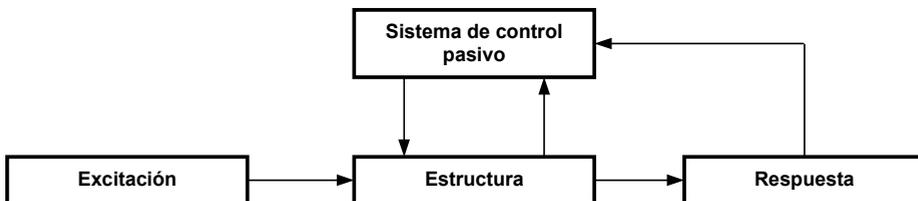


Figura 3.5: Diagrama de flujo sistema de control pasivo^[6].

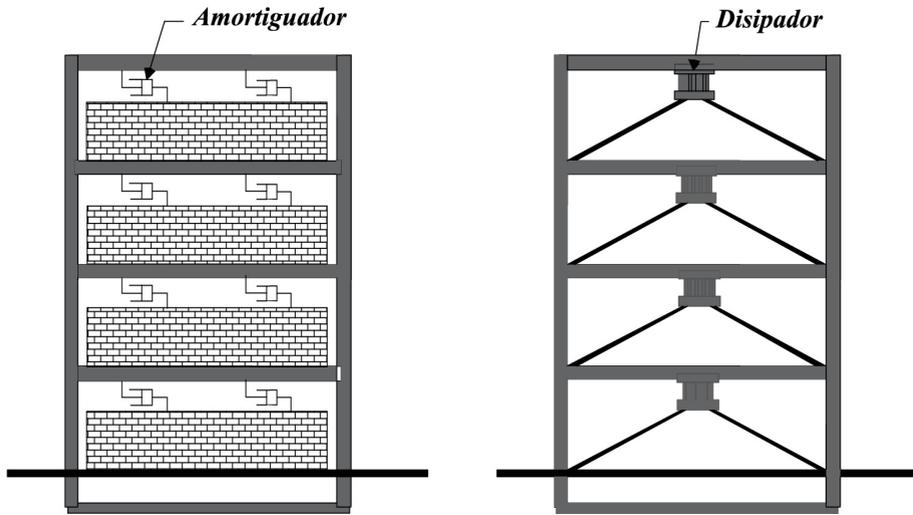


Figura 3.6: Esquema de estructura con un sistema de control pasivo^[6].

3.2.3. Sistemas de disipación pasiva de energía

Estos dispositivos disipan parte de la energía producida por una excitación lateral (*e.g.*, sismo), de viento u otras acciones de origen dinámico. Estos dispositivos ubicados de manera “estratégica” permiten aumentar la cantidad de amortiguamiento de la estructura y en algunos casos la rigidez de la estructura, con lo cual se reduce la respuesta estructural (*e.g.*, desplazamientos), y por ende los daños tanto como en elementos estructurales como en los no-estructurales. Los disipadores pasivos de energía han sido ampliamente utilizados a nivel mundial en el diseño de estructuras nuevas estructuras, al igual que en la rehabilitación de estructuras existentes^[6].

De acuerdo con ^[6] los sistemas pasivos de disipación de energía pueden ser clasificados en cuatro categorías, según sean estos activados por:

- Desplazamientos
- Velocidades
- Combinación de desplazamientos y velocidades,
- Movimiento (fuerzas inerciales).

A continuación se describe brevemente las características principales de cada una de estas categorías.

3.2.4. Disipadores activados por desplazamientos

Estos disipadores se activan por medio de los desplazamientos relativos de los extremos del dispositivo, los cuales son inducidos por los movimientos de la estructura durante un sismo. Estos dispositivos disipan energía a través de las deformaciones de sus componentes o mediante la fricción entre superficies especialmente diseñadas para estos fines. Bajo esta clasificación, estos dispositivos pueden clasificarse en ^[6]:

- Metálicos histeréticos
- De fricción

La Fig.3.7 muestra las relaciones de fuerza-desplazamiento de disipadores activados por desplazamientos. El área encerrada por la curva corresponde a la energía disipada por el dispositivo.

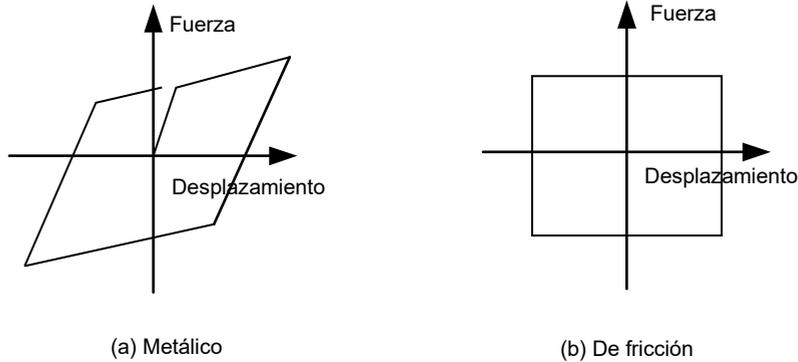


Figura 3.7: Relación fuerza-desplazamiento de los disipadores activados por los desplazamientos.

3.2.4.1. Disipadores metálicos

Estos dispositivos disipan energía por medio de la fluencia de metales sometidos a esfuerzos de flexión, corte, torsión, o una combinación de ellos. Los disipadores metálicos presentan, en general, un comportamiento predecible, estable, y confiable a largo plazo. La Fig.3.8 muestran los ejemplos más representativos de este tipo de dispositivos, *e.g.*, ADAS (*Added Damping/Added Stiffness*) y TADAS (*Triangular-plate Added Damping and Stiffness*). Este tipo de dispositivos permite añadir, simultáneamente, rigidez y amortiguamiento a la estructura. Los disipadores metálicos tipo ADAS/TADAS pueden ser fabricados con materiales de uso frecuente en construcción^[6]. La geometría de estos dispositivos está especialmente definida para permitir la disipación de energía mediante la deformación plástica uniforme de las placas de acero.

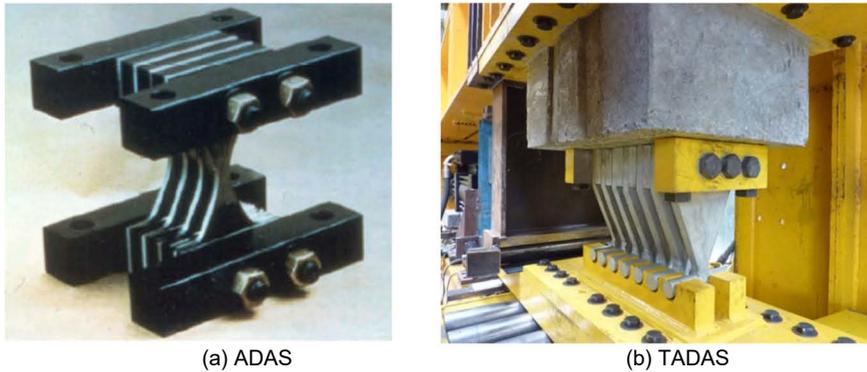


Figura 3.8: Disipadores metálicos [7],[8].

Dentro de esta categoría también se encuentran los contravientos de pandeo restringido, BRBs (*Buckling restrained brace*). Este tipo de dispositivos no presentan deterioro debido al el número de ciclos de carga o efectos climáticos. La desventaja de estos dispositivos se encuentra en que pueden aumentar la probabilidad de observar deformaciones residuales al término del sismo, ver Fig.3.9.



Figura 3.9: Contravientos de pandeo restringido (BRBs)[9].

3.2.4.2. Disipadores de fricción

Estos dispositivos disipan energía por medio de la fricción que se produce durante el desplazamiento relativo entre dos o más superficies en contacto. Estos disipadores son diseñados para activarse una vez que se alcanza un determinado nivel de carga en el dispositivo. Mientras la solicitación no alcance dicha carga, el mecanismo de disipación se mantiene inactivo. Estos disipadores pueden ser materializados de varias maneras, incluyendo conexiones deslizantes con orificios ovalados o mediante una conexión atornillada con ranuras, SBC (*Slotted Bolted Connections*), ver Fig.3.10 Una desventaja importante de este tipo de dispositivos es la incertidumbre en la activación de los dispositivos durante un sismo y en el aumento de la probabilidad de observar deformaciones residuales en la estructura.

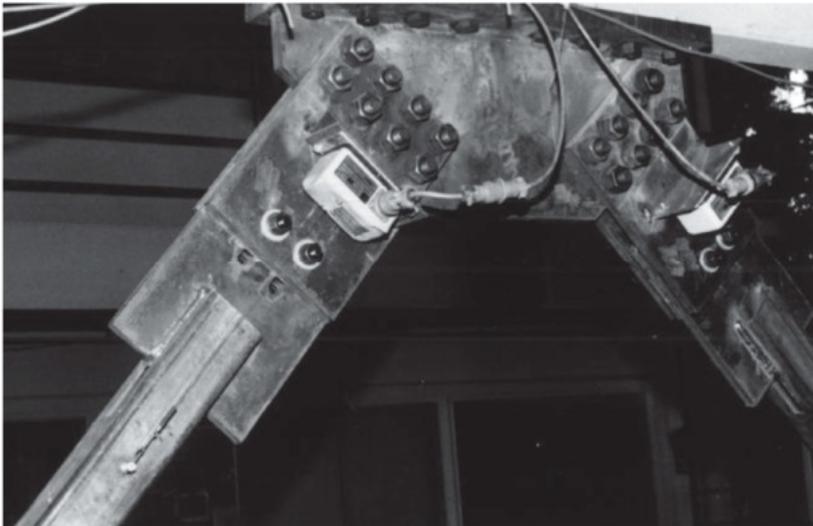


Figura 3.10: BRBs en la parte superior de un contraviento tipo chevron en la estructura de ensaye^[10].

3.2.5. Disipadores activados por velocidad

Los disipadores de esta categoría se activan a partir de las velocidades relativas de los extremos del dispositivo, las cuales inducidas por los movimientos de la estructura debido un sismo. Estos sistemas, únicamente proporcionan amortiguamiento suplementario al sistema, sin afectar su rigidez lateral, por lo que las propiedades dinámicas del sistema no se modifican (*e.g.*, periodo fundamental de vibrar). La Fig.3.11 muestra el diagrama de fuerza-desplazamiento de un disipador activado por velocidad.

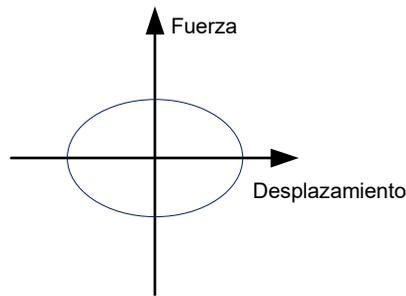


Figura 3.11: Relación fuerza-velocidad de los dispositivos activados por velocidad.

3.2.5.1. Disipadores de fluido viscoso

El amortiguador de fluido viscoso (AFV) es uno de los sistemas de disipación pasiva de energía que se utiliza con mayor frecuencia para la protección sísmica de estructuras. Estos dispositivos consisten en un cilindro que contiene un fluido viscoso, por lo general un líquido a base de silicona, que es forzado a fluir a través de pequeños orificios dentro de un recipiente cerrado (Fig.3.12). La energía se disipa debido a la fricción entre el fluido y las paredes del orificio. Los amortiguadores de fluidos viscosos se instalan dentro del esqueleto de un marco de un edificio, por lo regular alineado con los contravientos (Fig.3.13), o entre las columnas y en las cubiertas de los puentes. Este tipo de dispositivos son uno de los disipadores de energía más utilizados para el diseño de nuevas estructuras, *e.g.*, Torre

Mayor CDMX (Fig.3.15).

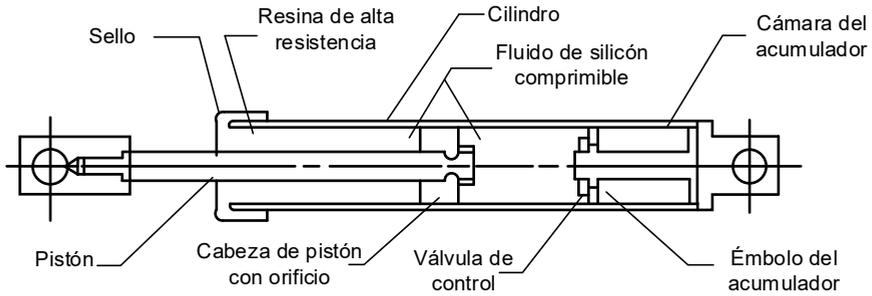


Figura 3.12: Diagrama esquemático de un AFV^[11].

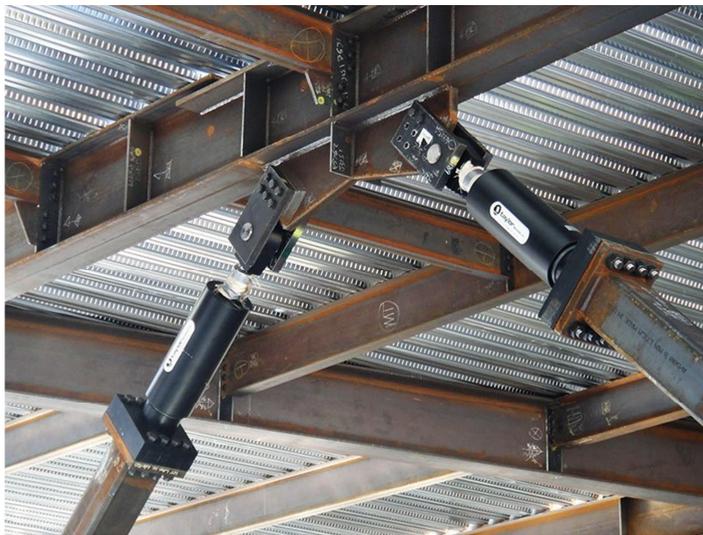


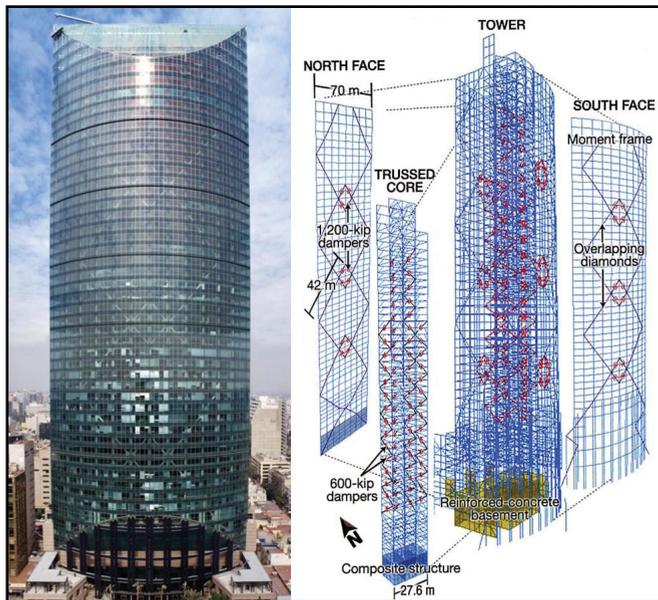
Figura 3.13: Contraventeo diagonal con AFVs^[12].



(a) Puente Dong-Yun, Corea del Sur



(b) Amortiguador viscoso instalado transversalmente en el Puente Dong-Yun, Corea del Sur

Figura 3.14: Distribución de AFVs en puentes^[13].Figura 3.15: Torre Mayor CDMX^[14].

3.2.6. Disipadores activados por desplazamiento y velocidad

Los disipadores de esta categoría se activan a partir de la acción combinada de los desplazamientos y velocidades relativas de los extremos del dispositivo, inducidos por los movimientos de la estructura producidos durante un sismo. Estos sistemas, típicamente añaden, simultáneamente, amortiguamiento y rigidez a las estructuras. La Fig.3.16 muestra una gráfica de la relación fuerza-desplazamiento para este tipo de dispositivos.

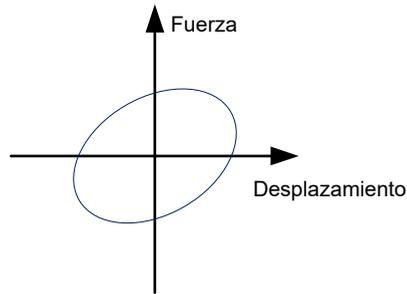


Figura 3.16: Relación fuerza-desplazamiento de los dispositivos activados por velocidad y desplazamiento.

3.2.6.1. Dispositivos viscoelásticos

Estos dispositivos están formados por material viscoelástico ubicado entre placas de acero, disipan energía a través de la deformación del material viscoelástico que se produce por el desplazamiento relativo de las placas. Estos dispositivos se ubican generalmente acoplados en arriostres que conectan distintos niveles de la estructura. El comportamiento de los amortiguadores viscoelásticos sólidos puede variar según la frecuencia y amplitud del movimiento, del número de ciclos de carga, y de la temperatura. La Fig.3.17 muestra esquemáticamente un disipador sólido viscoelástico.

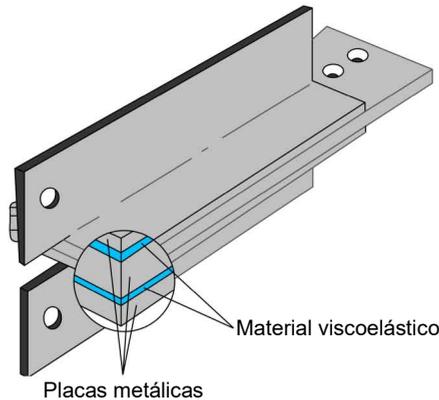


Figura 3.17: Ejemplo de un disipador viscoelástico^[15].

3.2.7. Dispositivos activados por movimiento (fuerzas inerciales)

Esta categoría de sistemas de protección sísmica incluye los osciladores resonantes o amortiguadores de masa sintonizada, TMD (*tuned mass damper*). Estos sistemas, que generalmente se montan en la parte superior de las estructuras y son activados por las fuerzas inerciales transmitidas por la estructura. Un TMD está constituido por una masa, elementos resititativos, y mecanismos de disipación de energía. Para reducir la respuesta de un sistema estructural debe existir una coincidencia de las frecuencias naturales de vibración con las del oscilador resonante. Este tipo de dispositivos son generalmente utilizados en edificios de gran altura para reducir las vibraciones inducidas por el viento a pesar de que, también existen aplicaciones para mejorar el comportamiento de estructuras ante eventos sísmicos. La Fig.3.18a muestran un diagrama de un amortiguador de masa sintonizada; en la Fig.3.19 se muestra un edificio equipado con uno de estos dispositivos. La gran ventaja de este tipo de dispositivos es que se pueden instalar a nivel de techo de las estructuras, minimizando el impacto en la arquitectura.

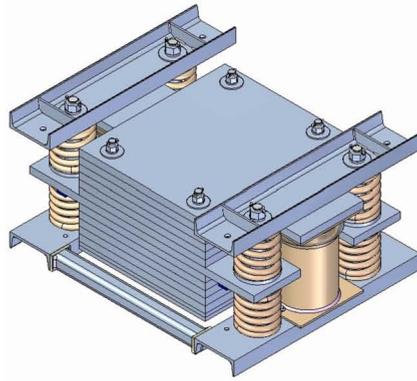


Figura 3.18: Amortiguador de masa sintonizada^[16].

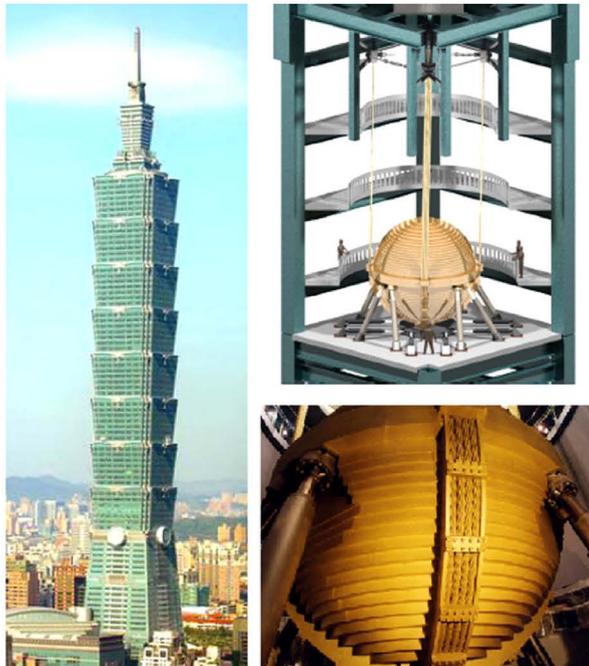


Figura 3.19: TMD localizado en el edificio Taipei 101^[17].

3.2.8. Comentarios de los disipadores pasivos de energía

Como se mencionó en párrafos anteriores existe un número considerable de dispositivos para el control sísmico de estructuras. Los disipadores pasivos de energía son los más utilizados ya que, tienen la ventaja de que no requieren una fuente de energía externa para funcionar durante la ocurrencia de un sismo. Dentro de estos dispositivos, los que han cobrado mayor relevancia son los AFVs puesto que, entre otras ventajas, únicamente proporcionan amortiguamiento suplementario al sistema estructural, *i.e.*, en consecuencia no se modifican las propiedades dinámicas del sistema estructural. Por tal motivo, en esta tesis se seleccionaron estos dispositivos para el desarrollo de un procedimiento para la rehabilitación; así como el diseño de nuevas estructuras. En el próximo capítulo se detalla el comportamiento de este tipo de dispositivos.

Capítulo 4

DISEÑO DE ESTRUCTURAS CON AMORTIGUADORES DE FLUIDO VISCOSO (AFVs)

4.1. Introducción

Los AFVs fueron desarrollados en principio para la milicia e industria aeroespacial; sin embargo, no fue sino hasta finales de 1980 y a principios de 1990 se utilizaron para la protección sísmica de estructuras^[41]. Como se mencionó en el capítulo anterior estos dispositivos funcionan mediante el desplazamiento de un pistón a través de un fluido viscoso; la fricción del pistón con el líquido genera fuerzas que se oponen al movimiento del elemento cuya magnitud es proporcional a la velocidad de reacción (Fig.3.12).

4.2. Características de los AFVs

Estos dispositivos se caracterizan por generar una fuerza resistente expresada por la ec.4.1, la cual depende de la velocidad, de la viscosidad del fluido, y del tamaño de los orificios del pistón.

$$P = C_d (\dot{u}_d)^\alpha \sin(\dot{u}_d) \quad (4.1)$$

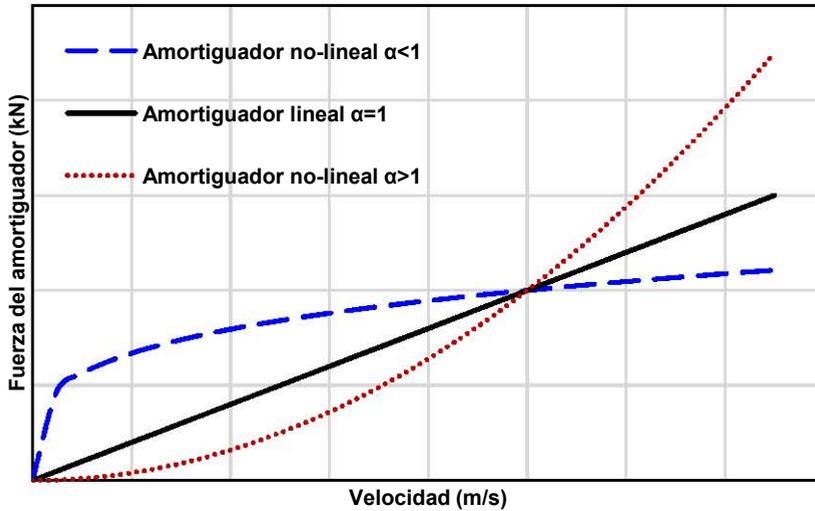
con:

$$u_d(t) = u_0 \sin(\Omega t) \quad (4.2)$$

donde:

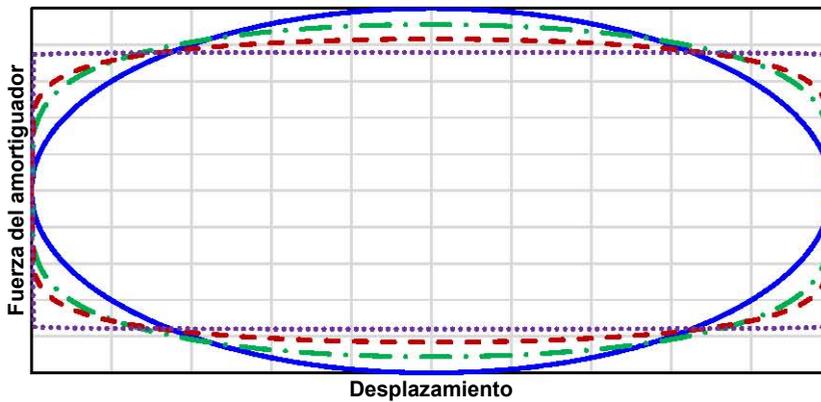
- P = Fuerza del amortiguador viscoso
- C_d = Coeficiente de amortiguamiento del dispositivo
- u_d = Velocidad relativa entre los extremos del dispositivo
- u_0 = Amplitud del desplazamiento
- Ω = Frecuencia de la carga
- t = Tiempo
- α = Exponente que depende de las propiedades de la viscosidad del fluido y del pistón del dispositivo

Un AFV con exponente $\alpha = 1$ se le denomina *amortiguador de fluido viscoso lineal*, (AFVL), puesto que la fuerza del amortiguador es directamente proporcional a la velocidad. Los amortiguadores con valores $\alpha > 1$, no se utilizan en aplicaciones prácticas. El amortiguador con valores $\alpha < 1$, se le denomina *amortiguador de fluido viscoso no-lineal*, (AFVNL), el cual es eficaz para minimizar vibraciones de alta velocidad. La Fig.4.1a muestra las relaciones de fuerza - velocidad para los tres tipos diferentes de AFVs; aquí se demuestra la eficiencia de los AFVNLs, ya que para una velocidad “relativamente” pequeña el amortiguador con $\alpha < 1$ presenta una fuerza mayor que la de los otros, por lo tanto el tamaño del amortiguador será menor. La Fig.4.1b muestra el ciclo de histéresis del comportamiento del amortiguador viscoso para distintos valores de α , el área bajo cada curva representa disipación de energía de cada amortiguador. Cuando el valor de α tiende a cero, se trata de un amortiguador de fricción.



(a) Relación fuerza-desplazamiento para amortiguadores de fluido viscoso

— $\alpha=1$ - - $\alpha=0.5$ - - $\alpha=0.3$ ··· $\alpha=0$ (Amortiguador de fricción)



(b) Ciclo de histéresis para amortiguadores de fluido viscoso

Figura 4.1: Relaciones de comportamiento de los AFVs.

La fuerza resistente de un AFV se puede describir mediante la ec.4.3:

$$P = K_1 u_d + C_d \frac{du_d}{dt} \quad (4.3)$$

con

$$C_d = \frac{K_2}{\Omega} \quad (4.4)$$

donde:

$$\begin{aligned} K_1 &= \text{Rigidez de almacenamiento del dispositivo} \\ K_2 &= \text{Rigidez de pérdida del dispositivo} \end{aligned}$$

El primer término de la ec.4.3 representa la fuerza del amortiguador debida a la rigidez del dispositivo, que está en fase de movimiento, el segundo término representa la fuerza debida a la viscosidad del dispositivo, la cual forma un ángulo de 90° en la fase de movimiento. En la Fig.4.2 se presenta la relación fuerza-desplazamiento para cada término de la ec.4.3.

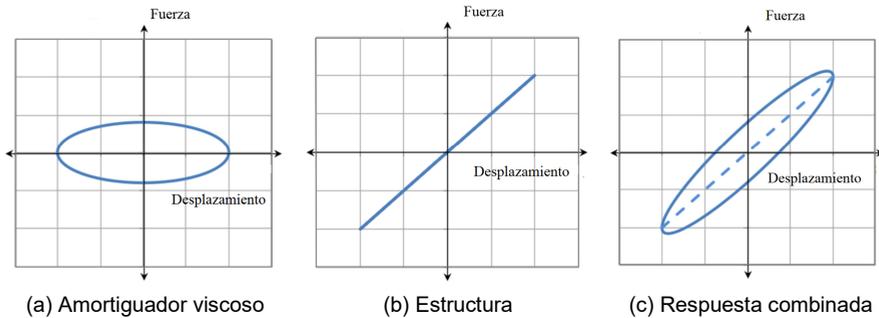


Figura 4.2: Diagrama esquemático de la respuesta de un amortiguador y una estructura^[18].

Los AFVs disipan energía, esto se puede ver con mayor claridad en el diagrama del ciclo histerético de la Fig.4.2a, el cual se aproxima a una elipse, considerando un comportamiento viscoso lineal puro. La escasa rigidez del dispositivo conduce a que la frecuencia natural de la estructura incorporada con estos dispositivos sea prácticamente la misma. Esta es una ventaja

importante para el diseño de estructuras con estos dispositivos dado que, no se tiene que encontrar un balance entre la rigidez y el amortiguamiento para diseñar.

4.3. Modelo analítico del AFV

Los AFVs exhiben un comportamiento viscoelástico, el cual puede describirse a partir del modelo de Maxwell y Kelvin para modelos lineales y no-lineales respectivamente (Fig.4.3)

El modelo puede ser descrito con la ec.4.5:

$$P(t) + \lambda \frac{dP(t)}{dt} = C_d \frac{d u_d(t)}{dt} \quad (4.5)$$

con

$$\lambda = \frac{C_d}{K_1} \quad (4.6)$$

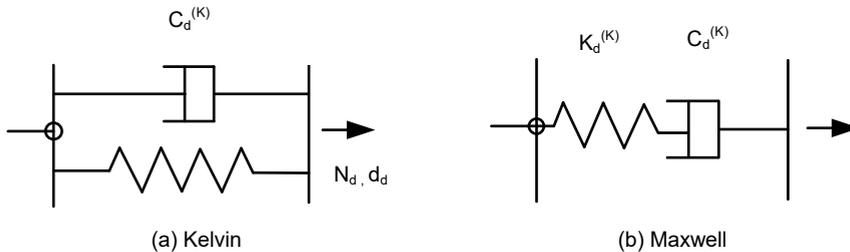


Figura 4.3: Modelación e idealización de AFVs.

Para describir el comportamiento del amortiguador, el modelo clásico de Maxwell se generaliza con la ec.4.7:

$$P(t) + \lambda D^r [P(t)] = C_d D^y [u_d(t)] \quad (4.7)$$

donde:

$D^r [P(t)]$ y $D^g [u_d(t)] =$ Derivadas fraccionales de orden ryg ,
 las cuales dependen de las propiedades
 del material viscoso

En el caso de los AFVLs este modelo se puede simplificar con $r = g = 1$, y el modelo pasaría a describirse con la ec.4.5. Si la frecuencia de vibración está por debajo de la carga, entonces se elimina el segundo término de la ec.4.7, y el modelo del amortiguador se simplifica con la ec.4.8:

$$P(t) = C_d \frac{du_d(t)}{dt} \quad (4.8)$$

4.4. Procedimientos de diseño de los AFVs

El diseño sísmico de estructuras con AFVs puede dividirse en dos fases; la primera se enfoca en determinar la cantidad de amortiguamiento adicional con la cual se satisface el OD; la segunda se enfoca en determinar el número, el tamaño (coeficiente de amortiguamiento), y la distribución de los AFVs en la estructura. Para la distribución de estos dispositivos se han desarrollado procedimientos de diseño; los cuales se pueden dividir en dos categorías, en la primera están los algoritmos que buscan distribuir el amortiguamiento adicional proporcionado por los AFVs de manera “*óptima*”. Dentro de esta categoría se encuentran los algoritmos genéticos para la colocación de los amortiguadores Singh y Moreshi^[42], Wongprasert y Symans^[43] y Dargush y Sant^[44]; o bien algoritmos con los que se determina la fase mínima de la función de transferencia de las distorsiones de entrepiso y/o las aceleraciones de la azotea, con el objetivo de encontrar la distribución “*óptima*” de los amortiguadores viscosos en la estructura Takewaki^{[45],[46]}.

Dentro de la categoría de distribución “*óptima*” se encuentran los algoritmos de búsqueda secuencial, (SSA por sus siglas en inglés) propuesto por Zhang y Soong^[47], así como un algoritmo simplificado de búsqueda secuencial (SSAA, por sus siglas en inglés) propuesto por García^[1] y García y Soong^[19], el cual consiste en determinar la localización de los AFVs en

función de la velocidad mínima de fluencia de cada nivel de la estructura. Aunque los procedimientos de diseño de esta categoría son sistemáticos y eficientes para diseñar AFVs, no son simples ni prácticos.

Debido a lo anterior surge la segunda categoría, que corresponde a los procedimientos de diseño *simplificados* de AFVs. Una estructura equipada con estos dispositivos presenta distintos niveles de amortiguamiento (*i.e.*, con componentes con distintas cantidades de amortiguamiento), lo cual conduce a una matriz de amortiguamiento no-proporcional, y por ende a modos y frecuencias complejas, por lo que el análisis modal espectral convencional no es “estrictamente” válido. Además, se requiere dos espectros para caracterizar la demanda sísmica, pese a que en los códigos de diseño solo se estipula un espectro para el diseño de estructuras. El enfoque más comúnmente utilizado para resolver este problema es aproximar el amortiguamiento proporcionado por los AFVs como amortiguamiento proporcional, el de Constantinou y Symans^[11].

Este procedimiento sentó las bases para las ecuaciones de diseño de los AFVs que se indican en documentos técnicos tales como: *e.g.*, FEMA-273^[2], FEMA 356^[29], ASCE-7^[21]. El cual proporciona elementos simples y convenientes a los ingenieros de la práctica para calcular los coeficientes de amortiguamiento de los AFVs asociados a una relación de amortiguamiento adicional. A continuación, se describe este procedimiento:

La relación de amortiguamiento efectivo de una estructura equipada con AFVs se compone por la relación de amortiguamiento viscoso inherente y por la relación de amortiguamiento proporcionado por los disipadores de energía (la cual se modela como amortiguamiento proporcional), ec. 4.9:

$$\xi_{effi} = \xi_0 + \xi_{di} \quad (4.9)$$

donde:

- ξ_{effi} = Relación de amortiguamiento efectivo correspondiente al modo i
 ξ_{0i} = Relación de amortiguamiento viscoso inherente
 ξ_{di} = Relación de amortiguamiento de los disipadores de energía correspondiente al modo i

La relación del amortiguamiento proporcionado por los AFVLs está definida por la ec.4.10.

$$\xi_{di} = \frac{T_i \sum_{j=1}^{nd} C_j f_j^2 \phi_{rj,i}^2}{4 \pi \sum_{q=1}^n m_q \phi_{q,i}^2} \quad (4.10)$$

donde:

- T_i = Periodo de vibración de la estructura asociado al modo i
 f_j = Factor de que depende de la geometría de la instalación del amortiguador j (ver tabla 4.1)
 $\phi_{rj,i}$ = Diferencia entre los desplazamientos modales entre los extremos del amortiguador j asociada al modo i
 $\phi_{q,i}$ = Desplazamiento modal del entrepiso q asociado al modo i
 C_j = Coeficiente de amortiguamiento del dispositivo j
 m_q = Masa correspondiente al entrepiso q
 nd = Número de amortiguadores viscosos
 n = Número de niveles de la estructura

En la tabla 4.1 se presenta las distintas configuraciones de los amortiguadores viscosos en función del ángulo θ . Para el caso de los amortiguadores viscosos no-lineales, la relación de amortiguamiento está definida por la ec.4.11, Seleemah and Constantinou^[48]:

$$\xi_{di} = \frac{\sum_{j=1}^{nd} (2 \pi)^{\alpha_j} (T_i)^{2-\alpha_j} \lambda_j C_j f_j^{1+\alpha_j} D_{azotea}^{\alpha_j-1} \phi_{rj,i}^{1+\alpha_j}}{(8\pi)^3 \sum_{q=1}^n m_q \phi_{q,i}^2} \quad (4.11)$$

con

$$\lambda = 2^{2+\alpha} \frac{\Gamma^2\left(1 + \frac{\alpha}{2}\right)}{\Gamma(2 + \alpha)} \quad (4.12)$$

donde:

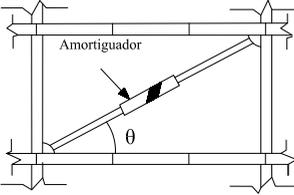
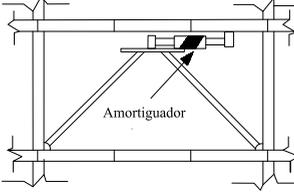
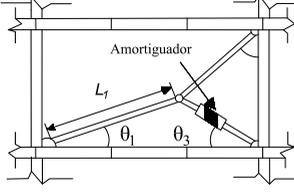
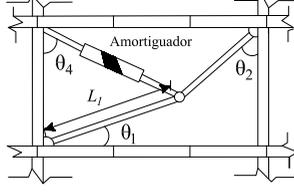
| | | |
|--------------|---|------------------------------------------|
| D_{azotea} | = | Amplitud del desplazamiento de la azotea |
| α | = | Exponente del amortiguador j |
| Γ | = | Función gama |

Dado que, los amortiguadores carecen de rigidez, las propiedades dinámicas de la estructura, como el periodo fundamental, las formas modales, entre otras no se verán afectadas por la instalación de los AFVs, asumiendo la teoría clásica de amortiguamiento^[49]. En el caso de la rehabilitación de estructuras se tiene el procedimiento de Rivera y Ruiz^[50].

Para una estructura con parámetros conocidos tales como: T_i, f_j, ϕ_i , y m_q , existe un número de infinito de combinaciones del C_j asociado para una misma demanda de amortiguamiento suplementario. Por lo que, se han desarrollado procedimientos, en los cuales el principal objetivo es distribuir el amortiguamiento suplementario en la estructura en función de algún PDI *e.g.*, velocidad de entrepiso^{[1],[19]}, energía de deformación elástica asociada la fuerza cortante de cada entrepiso^[51], la fuerza cortante de entrepiso^[31], distorsiones de entrepiso^[32]. En Santiago et al ^{[52],[53]}, se realiza una comparación entre dos procedimientos de diseño tanto para acciones sísmicas como de viento. Además en Santiago et al ^[53] se realiza un análisis de fragilidad para un modelo de 28 niveles equipado con AFVNL.

A continuación, se presentan algunos de procedimientos más referenciados en la literatura especializada; cabe destacar que estas formulaciones son para los AFVLs; pero se puede extender a para los AFVNLs.

Tabla 4.1: Factores de la geometría de la instalación de los amortiguadores viscosos^[20]

| Configuración de instalación | Diagrama | Factor de la geometría |
|----------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------|
| Amortiguador Contraviento-Diagonal |  | $\cos(\theta)$ |
| Amortiguador Contraviento-Chevron |  | 1 |
| Amortiguador Contraviento-“Palanca inferior” |  | $\frac{\sin(\theta_2)\sin(\theta_2+\theta_3)}{\cos(\theta_2+\theta_3)}$ |
| Amortiguador Contraviento-“Palanca superior” |  | $\frac{\sin(\theta_2)\cos(\theta_4-\theta_1)}{\cos(\theta_2+\theta_3)}$ |

4.4.1. Procedimiento de distribución uniforme (DU).

Por practicidad y conveniencia, con frecuencia se asume que el coeficiente de amortiguamiento es igual en todos los entrepisos de la estructura, además que solo contribuye el modo fundamental en la respuesta de la estructura. Siendo así, se despeja el coeficiente de amortiguamiento (C_j) de la ec.4.10, de la siguiente manera:

$$C_j = \frac{\xi_{d,1} 4\pi \sum_{q=1}^n m_q \phi_{q,1}^2}{T_1 \sum_{j=1}^{nd} f_j^2 \phi_{rj,1}^2} \quad (4.13)$$

Debido a que, la respuesta estructural es diferente en cada entrepiso de la estructura, entonces el amortiguamiento suplementario por cada nivel debería de ser diferente; por tal motivo, este procedimiento puede no ser consistente. Esto es particularmente cierto, cuando se considera incluir amortiguadores en estructuras irregulares en elevación^{[54],[55],[56]} como es el caso de las estructuras que tienen pisos blandos. Para estos niveles la demanda de amortiguamiento requerido es grande en comparación a la de los pisos “relativamente” rígidos. Por lo tanto, el procedimiento DU puede no generar una proporción adecuada para los coeficientes de amortiguamiento a lo largo de la altura de este tipo de estructuras.

4.4.2. Procedimientos de diseño de amortiguadores viscosos basados en un PDI .

A partir de la formulación de Constantinou y Symans^[11], se han desarrollado procedimientos enfocados en calcular el tamaño y la distribución de los dispositivos en la estructura en función de un PDI. Entre los parámetros más utilizados están, fuerza cortante^[31], energía de deformación elástica^[51], distorsiones de entrepiso^[32]. A continuación, se presenta la modificación general la ecuación original de Constantinou y Symans^[11] para diseñar los AFVLs de acuerdo con un PDI.

Considerando que los coeficientes de amortiguamiento son proporcionales a un determinado parámetro genérico por entrepiso (χ_k):

$$C_k = p\chi_k \quad (4.14)$$

donde:

p = Constante de proporcionalidad

El coeficiente total de amortiguamiento de la estructura es igual a la suma de los coeficientes de cada entrepiso

$$\sum_{j=1}^{nd} C_j = p \sum_{j=1}^{nd} \chi_j \quad (4.15)$$

Sustituyendo la ec.4.15 en la ec.4.14, se puede obtener la relación entre los coeficientes de amortiguamiento de cada entrepiso y el coeficiente total de amortiguamiento total de la estructura.

$$C_k = \frac{\chi_k}{\sum_{j=1}^{nd} \chi_j} \sum_{j=1}^{nd} C_j \quad (4.16)$$

Sustituyendo la ec.4.16 en la ec.4.10 y considerando que la estructura responde al modo fundamental, el amortiguamiento proporcionado por los disipadores de energía quedaría como:

$$\xi_{dc1} = \frac{T_1 \sum_{j=1}^{nd} \chi_j f_j^2 (\phi_{rj,1})^2 \sum_{j=1}^{nd} C_j}{4\pi \sum_{q=1}^n m_q (\phi_{q,1})^2 \sum_{j=1}^{nd} \chi_j} \quad (4.17)$$

Resolviendo el coeficiente total de amortiguamiento de cada entrepiso donde se asinará amortiguador en el entrepiso k de la ec.4.17 y sustituyendo en la ec.4.16 se obtiene:

$$C_k = \frac{4\pi \chi_k \xi_{dc1} \sum_{q=1}^n m_q (\phi_{q,1})^2}{T_1 \sum_{j=1}^{nd} f_j^2 \chi_j (\phi_{rj,1})^2} \quad (4.18)$$

A partir de las ecuaciones anteriores se pueden determinar los coeficientes de amortiguamiento en función de un PDI determinado. En Landi et al^[32] se evalúa la influencia de distintos parámetros, concluyendo que la respuesta estructural no presenta variaciones significativas; no así en la

en el coeficiente de amortiguamiento total, donde se presentan diferencias considerables.

4.4.3. Algoritmo simplificado de búsqueda secuencial de Diego López García^[4].

Este procedimiento es un algoritmo simplificado de búsqueda secuencial (SSSA, por sus siglas en inglés), el cual es considerado uno de los procedimientos más útiles, por su simplicidad, practicidad y eficiencia para el cálculo y distribución de los AFVLs en estructuras.

En el SSSA la distribución de los amortiguadores se define utilizando como parámetro de control las velocidades de entrepiso. Consiste en colocar un amortiguador en el entrepiso crítico, *i.e.*, el entrepiso donde se presente la máxima velocidad la estructura, y modificar el coeficiente de amortiguamiento del dispositivo hasta que la velocidad de ese entrepiso no sea la máxima de la estructura. Posteriormente se determina el nuevo entrepiso crítico, y nuevamente se coloca un dispositivo y se modifica el coeficiente de amortiguamiento. El procedimiento se repite hasta que se defina el coeficiente de amortiguamiento total (sumatoria de todos los coeficientes de amortiguamiento de los dispositivos de la estructura) de la estructura requerido para satisfacer el OD.

EL SSSA considera que todos los niveles de la estructura tienen la misma altura, además que los desplazamientos asociados al primer modo forma un alineamiento recta a lo largo de toda la estructura. Estas suposiciones pueden ser inapropiadas para edificios “altos” y para estructuras con irregularidades en elevación, puesto que la forma modal no es parecida a una línea recta a lo largo de la altura del edificio. Este procedimiento ha demostrado que presenta mejores resultados en comparación con el procedimiento de DU, *i.e.*, es decir el SSSA proporcionan un menor número de amortiguadores viscosos que el procedimiento de DU para satisfacer un mismo OD, asociado a una distorsión de entrepiso, ver Fig.4.4. Aunque hay menos dispositivos, la demanda de amortiguamiento asociado a los amortiguadores viscosos es mayor, en comparación con el proporcionado por el procedimiento de DU (Ver Fig.4.4). Sin embargo cuando se aplican ambos procedimientos para

una misma cantidad de amortiguamiento suplementario (ξ_d), la respuesta estructural no presenta diferencias significativas.

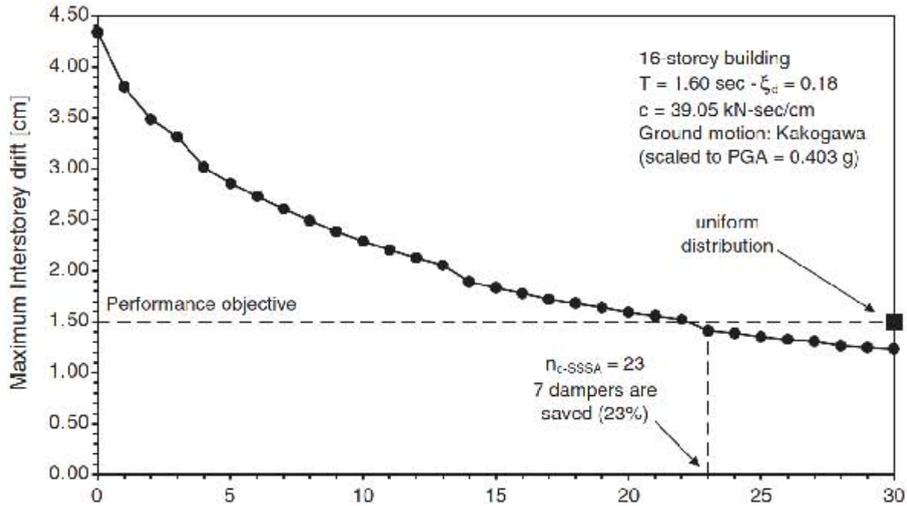


Figura 4.4: Aplicación del procedimiento SSSA^[19].

4.4.4. Contribución de los modos superiores

Uno de los procedimientos más referenciados en la literatura especializada para considerar aproximadamente la contribución de los modos superiores en estructuras equipadas con AFVs es el propuesto por Ramírez et al^[36], el cual ha sido adoptado por algunos documentos técnicos tales como: FEMA 750^[57], ASCE 7-10^[21]. Este procedimiento consiste en una combinación de dos componentes modales; el primero es la respuesta asociada a la relación de amortiguamiento efectivo de la estructura con AFVs, correspondiente al modo fundamental (ξ_{eff1}). Este amortiguamiento en el procedimiento de diseño propuesto se define mediante la ec.5.18, con $i = 1$:

$$\xi_{eff1} = \xi_0 + \xi_{d1} \quad (4.19)$$

El segundo componente corresponde a la respuesta del sistema con amortiguamiento asociado al denominado modo residual (ξ_R); este modo (ϕ_R) considera aproximadamente la contribución de los modos superiores de vibrar; y se determina mediante la ec.4.20:

$$\{\phi_R\} = \frac{1}{PF_R} \{\iota\} - \frac{PF_1}{PF_R} \{\phi_1\} \quad (4.20)$$

con:

$$PF_R = 1 - PF_1 \quad (4.21)$$

donde:

$$\begin{aligned} PF_R &= \text{Factor de participación del modo residual} \\ \{\phi_R\} &= \text{Modo residual} \end{aligned}$$

De acuerdo con Ramírez et al^[36] el periodo efectivo asociado al modo residual (T_R) puede definirse con el periodo del segundo modo T_2 ; o bien mediante un porcentaje del periodo del modo fundamental T_1 ; en el ASCE 7-10^[21] se recomienda considerar el 40 % de T_1 , ec.4.22:

$$T_R = 0.4 T_1 \quad (4.22)$$

La ξ_R se define mediante la suma de la ξ_0 y la relación del amortiguamiento proporcionado por los disipadores de energía, la cual está asociada al modo residual (ξ_{dR}), ec.4.23:

$$\xi_R = \xi_0 + \xi_{dR} \quad (4.23)$$

4.4.5. Comentarios de los procedimientos existentes para el diseño con AFVs

Como se mencionó al inicio del capítulo la principal hipótesis de los procedimientos simplificados de diseño para AFVs es que se considera el efecto de estos dispositivos como amortiguamiento proporcional, lo cual

puede conducir a errores significativos en la respuesta estructural Veletsos y Ventura^[58]. Así mismo, típicamente los AFVs se diseñan de tal manera que la estructura permanezca en el rango lineal, lo cual puede no ser razonable ya que, existen casos en los cuales se requiere que la relación de amortiguamiento viscoso suplementario sea muy grande, *e.g.*, con las nuevas demandas sísmicas indicadas en los códigos de diseño NTCDS-17^[22], lo cual conduciría a que tanto el tamaño de los amortiguadores viscosos, como las dimensiones de los elementos estructurales sean inadecuadas. Lo anterior se debe a que, para sistemas con amortiguamiento mayor al 20 % la respuesta de una estructural no presenta cambios significativos, por lo tanto, no es razonable sobrepasar ese valor.

Autores como Hwang et al^[51] indican que para que sea económicamente factible, el amortiguamiento asociado con los AFVs debe estar en un rango de 5 % - 15 %. por lo que, es necesario considerar como alternativa de diseño, que algunos elementos estructurales puedan ingresar en el rango inelástico. En Liang et al^[35] se presenta un procedimiento de diseño basado en desplazamientos de Priestley et al^[4] en cual se consideran AFVs, así como daño en la estructura. Sin embargo, como se mencionó en la sección 2.2.3 con este procedimiento no se garantiza el desempeño, además que no se considera de manera explícita el control de daño.

Debido a todo lo anterior en esta tesis se propone un procedimiento de diseño basado en desplazamientos y con control de daño, en el cual se contempla la adición de AFVs. Para agregar estos dispositivos en la estructura, se aproxima la matriz de amortiguamiento no-proporcional correspondiente a los amortiguadores viscosos, mediante la suma de una matriz de amortiguamiento proporcional, y una matriz complementaria asociada al amortiguamiento no-proporcional. A partir de esta aproximación se puede considerar como demanda sísmica un espectro, tal y como se estipula en los códigos de diseño. El procedimiento propuesto es aplicable para la rehabilitación, así como para el diseño de nuevas estructuras, los detalles del procedimiento propuesto se explican en el próximo capítulo.

Capítulo 5

PROCEDIMIENTO DE DISEÑO SÍSMICO PROPUESTO

5.1. Sistema de referencia de 1GDL

El procedimiento de diseño propuesto se basa en la idea de que es posible describir el comportamiento sísmico de un sistema no-lineal de MGDL equipado con AFVs mediante el comportamiento sísmico de un sistema simplificado no-lineal de 1GDL con amortiguamiento viscoso adicional, con propiedades consistentes con las de su modo fundamental de vibrar (Ver Fig.5.1), tanto en sus etapas elásticas como inelásticas^[25]. A este sistema se le denomina de referencia de un grado de libertad (R1GDL).

El procedimiento de diseño propuesto consiste en determinar el comportamiento del sistema mediante la denominada curva de comportamiento bilineal del sistema de R1GDL, la cual proporcional, la rigidez, la resistencia y el amortiguamiento requeridos para satisfacer el objetivo de diseño. Este objetivo está definido a través del estado límite de prevención al colapso (ELPC). Los puntos característicos que definen a la curva de comportamiento son: el origen $(0, 0)$, la fluencia (Sd_y, Sa_y) y el último (Sd_U, Sa_U) ^[26]. Ver Fig.5.2.

Sd_u

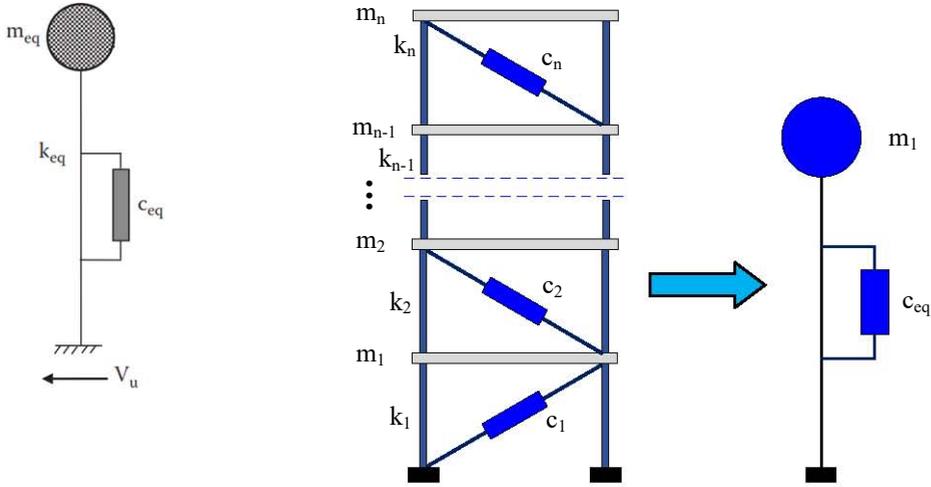


Figura 5.1: Sistema de referencia de un grado de libertad.

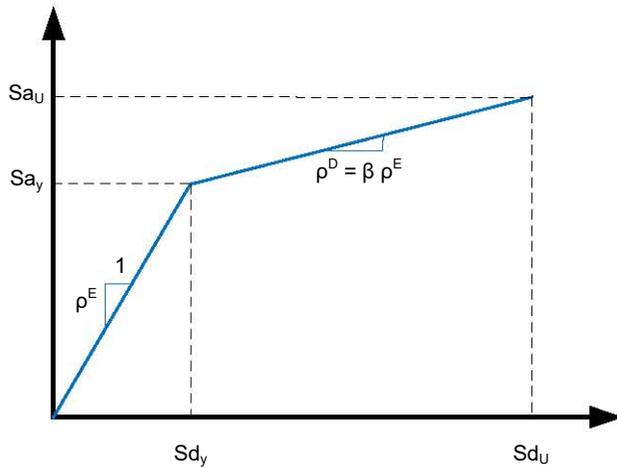


Figura 5.2: Curva de comportamiento del sistema inelástico de R1GDL.

La pendiente de la primera rama (ρ^E) de esta curva de comportamiento es la rigidez elástica del sistema de R1GDL. La pendiente de la segunda rama (ρ^D), representa el comportamiento del sistema de R1GDL correspondiente al estado de daño de diseño asociado al ELPC. La pendiente de esta rama está definida como una fracción de la rigidez elástica (β), y se le conoce como, rigidez de post-fluencia. Los puntos característicos, de fluencia y el último se definen para que la distorsión de entrepiso asociada al ELPC no exceda el nivel de demanda correspondiente. Con el propósito de satisfacer el OD de la estructura se añaden AFVs, en consecuencia es necesario modificar el amortiguamiento inherente de la estructura.

5.2. Modelos simplificados

El procedimiento de diseño propuesto utiliza dos modelos lineales simplificados para representar el comportamiento de la estructura; uno para la etapa elástica y otro para la etapa inelástica o de post-fluencia. El modelo simplificado que corresponde a la etapa elástica se define mediante las propiedades elásticas de los elementos estructurales, como la inercia en el caso de los perfiles de acero; o bien las inercias agrietadas para los elementos de concreto (Fig.5.3a).

El modelo simplificado que representa el comportamiento no-lineal es una réplica del modelo elástico, en donde se asignan articulaciones plásticas de acuerdo con un estado de daño *e.g.*, columna fuerte-viga débil. (Fig.5.3b). Estas articulaciones se representan mediante resortes con capacidad de rotación con rigidez asociada a la de post-fluencia de cada elemento estructural.

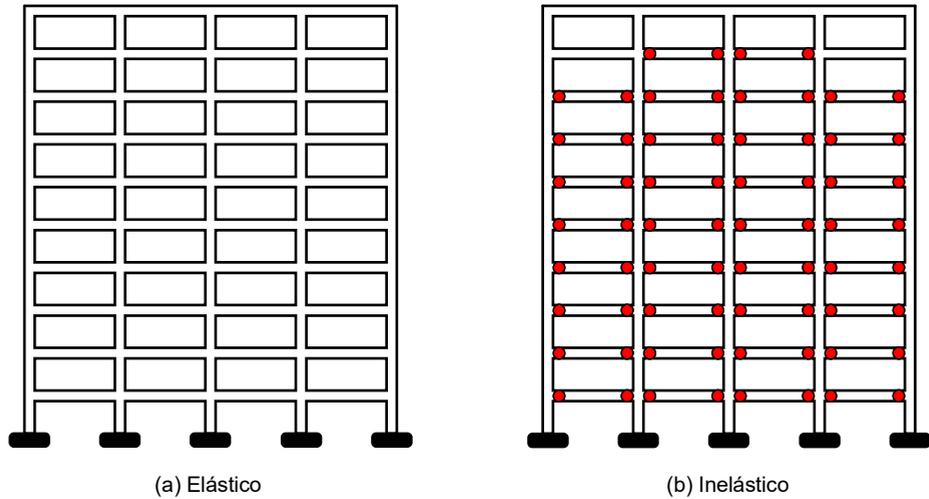


Figura 5.3: Representación de los modelos simplificados.

5.3. Definición de la demanda sísmica.

El procedimiento de diseño propuesto utiliza un sistema inelástico de R1GDL para describir el desempeño de un sistema inelástico de MGD, por lo que, las demandas sísmicas utilizadas durante el proceso de diseño se determinan mediante espectros inelásticos, como los que se especifican en los códigos de diseño. Estos espectros inelásticos se definen en función de tres parámetros:

1. Ductilidad constante (μ)
2. Relación de rigidez de post-fluencia (β)
3. Relación de amortiguamiento (ξ)

La relación de amortiguamiento requerida para satisfacer el OD es la suma del amortiguamiento inherente y el amortiguamiento suplementario generado por los AFVs ver Fig.5.4. La cantidad de amortiguamiento adicional al inherente (*i.e.*, $\xi_{Diseño} - \xi_0$) será la que aporten los disipadores de energía (ξ_d).

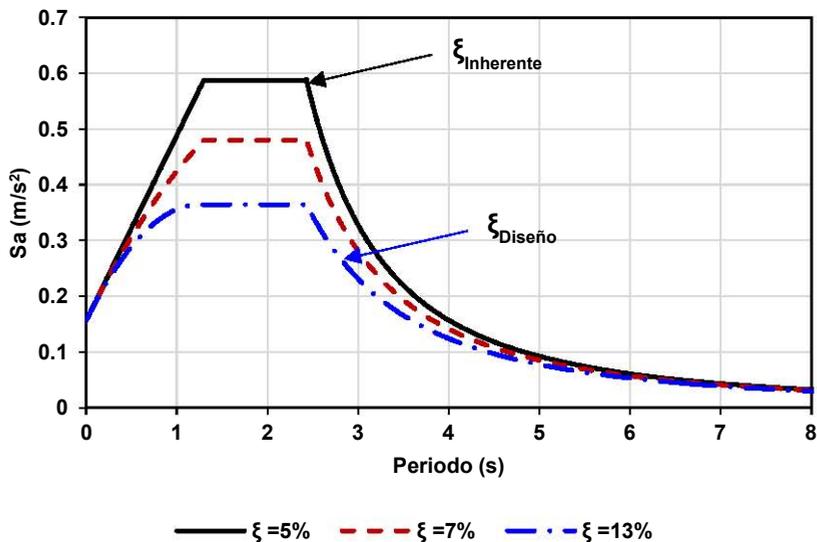


Figura 5.4: Espectro inelástico de diseño.

5.4. Aproximación del amortiguamiento proporcionado por los AFVs

El diseño de los AFVs se puede dividir en dos fases; la primera de ellas se enfoca en determinar la cantidad de amortiguamiento adicional para satisfacer el OD; la segunda consiste en determinar el número, tamaño, así como la distribución de los amortiguadores en la estructura. La primera fase de diseño tiene dos enfoques, con los cuales se puede representar el comportamiento de los AFVs en la estructura. El primero de ellos, considera que la estructura equipada con estos dispositivos presenta diferentes niveles de amortiguamiento, *i.e.*, amortiguamiento no-proporcional, que es el más adecuado^{[59],[10]}. Sin embargo, este enfoque conduce a que el análisis modal espectral convencional no sea aplicable, ya que en el análisis de valores propios del sistema con amortiguamiento no-proporcional se presentan modos y frecuencias complejas.

Por tal motivo, surge el segundo enfoque, el cual consiste en considerar el amortiguamiento proporcionado por los AFVs como amortiguamiento proporcional. Esta suposición no siempre es la más adecuada, ya que se pueden presentar errores significativos en la respuesta estructural, tal y como se discute en Veletsos y Ventura^[58]. Debido a todo lo anterior, en esta tesis se propone una alternativa para considerar aproximadamente el amortiguamiento proporcionado por los AFVs, con la cual es posible aplicar el análisis modal espectral convencional. A continuación se describe dicha alternativa.

La ecuación que describe el movimiento de un sistema dinámico de MGDL es:

$$[M] \{\ddot{u}\} + [C] \{\dot{u}\} + [K] \{u\} = -[M] \{\iota\} \ddot{u}_g(t) \quad (5.1)$$

donde:

| | | |
|---------------------------------------|---|-----------------------------------------------------|
| $[M]$ | = | Matriz de masas |
| $[C]$ | = | Matriz de amortiguamiento |
| $[K]$ | = | Matriz de rigidez |
| $\{\ddot{u}\}, \{\dot{u}\}$ y $\{u\}$ | = | Vectores de aceleración, velocidad y desplazamiento |
| $\{\iota\}$ | = | Vector unitario |
| \ddot{u}_g | = | Aceleración del suelo |

La matriz de amortiguamiento para un sistema estructural equipado con amortiguadores viscosos se construye mediante el ensamble de dos matrices. La primera de ellas corresponde a la matriz de amortiguamiento del sistema por sí solo, sin disipadores de energía (amortiguamiento inherente), la segunda es una matriz de amortiguamiento no-proporcional, la cual se define a partir de las contribuciones de amortiguamiento de los AFVs. Por lo tanto, la matriz de amortiguamiento del sistema completo se puede escribir como:

$$[C] = [C_0] + [C_d] \quad (5.2)$$

donde:

- $[C_0]$ = Matriz del amortiguamiento viscoso inherente de la estructura
- $[C_d]$ = Matriz de amortiguamiento correspondiente a los disipadores de energía

Como se mencionó anteriormente, la $[C_d]$ típicamente se idealiza como proporcional^[11]; lo cual puede conducir a errores significativos en la respuesta estructural^[58]. Por tal motivo, en esta tesis se propone que dicha matriz se pueda aproximar mediante la suma de una matriz de amortiguamiento proporcional $[C_{dp}]$, y una matriz complementaria $[C_{dnp}]$. Siendo así, la $[C_d]$ puede escribirse como:

$$[C_d] = [C_{dp}] + [C_{dnp}] \quad (5.3)$$

donde:

- $[C_{dp}]$ = Matriz de amortiguamiento proporcional asociada a los amortiguadores viscosos
- $[C_{dnp}]$ = Matriz de amortiguamiento complementaria asociada a los amortiguadores viscosos

Dado que la $[C_{dp}]$ es una matriz de amortiguamiento proporcional, se puede aproximar con el amortiguamiento de Rayleigh:

$$[C_{dp}] = a_0 [M] + a_1 [K] \quad (5.4)$$

donde:

- a_0, a_1 = Constantes de proporcionalidad con unidades s^{-1} y s respectivamente

Dadas las consideraciones anteriores, y sustituyendo las ecs. 5.2 y 5.3 en la ec.5.1, se obtiene:

$$[M] \{\ddot{u}\} + [C_0 + C_{dp} + C_{dnp}] \{\dot{u}\} + [K] \{u\} = - [M] \{\iota\} \ddot{u}_g(t) \quad (5.5)$$

Para desacoplar el sistema de ecuaciones representado por la ec.5.5, se realiza un cambio de coordenadas, de la siguiente forma:

$$\{u\} = [\Phi] \{x\} \quad (5.6)$$

$$\{\dot{u}\} = [\Phi] \{\dot{x}\} \quad (5.7)$$

$$\{\ddot{u}\} = [\Phi] \{\ddot{x}\} \quad (5.8)$$

donde:

$$\begin{aligned} \{x\} &= \text{Vector de coordenadas modales} \\ [\Phi] &= \text{Matriz modal} \end{aligned}$$

Introduciendo las ecs. 5.6, 5.7 y 5.8 en la ec.5.1, y considerando que la inclusión de los AFVs no modifican las características modales de la estructura^[49], se obtiene:

$$[M] [\Phi] \{\ddot{x}\} + [C_0 + C_{dp} + C_{dnp}] [\Phi] \{\dot{x}\} + [K] [\Phi] \{x\} = - [M] \{\iota\} \ddot{u}_g(t) \quad (5.9)$$

Pre-multiplicando cada término de la ecuación anterior por $[\Phi]^T$, se obtiene:

$$\begin{aligned} [\Phi]^T [M] [\Phi] \{\ddot{x}\} + [\Phi]^T [C_0 + C_{dp} + C_{dnp}] [\Phi] \{\dot{x}\} + \\ + [\Phi]^T [K] [\Phi] \{x\} = - [\Phi]^T [M] \{\iota\} \ddot{u}_g(t) \quad (5.10) \end{aligned}$$

o bien:

$$\begin{aligned}
 [M^*] \{\ddot{x}\} + [C_0^*] \{\dot{x}\} + [C_{dp}^*] \{x\} + \overbrace{[\Phi]^T [C_{dnp}] [\Phi]}^{\text{Matriz no-diagonal}} \{\dot{x}\} + \\
 + [K^*] \{x\} = -[\Phi]^T [M] \{\iota\} \ddot{u}_g(t) \quad (5.11)
 \end{aligned}$$

con:

$$[M^*] = [\Phi]^T [M] [\Phi] \quad [K^*] = [\Phi]^T [K] [\Phi] \quad (5.12a)$$

$$[C_0^*] = [\Phi]^T [C_0] [\Phi] \quad [C_{dp}^*] = [\Phi]^T [C_{dp}] [\Phi] \quad (5.12b)$$

donde:

- $[M^*]$ = Matriz de masa generalizada
- $[K^*]$ = Matriz de rigidez generalizada
- $[C_0^*]$ = Matriz de amortiguamiento inherente generalizado
- $[C_{dp}^*]$ = Matriz de amortiguamiento proporcional generalizado asociado a los disipadores de energía

El término $[\Phi]^T [C_{dnp}] [\Phi]$ no es una matriz diagonal, lo cual invalida el análisis modal convencional. No obstante, con el propósito de aplicar este análisis de la misma manera que se estipula en los códigos de diseño, y de aproximar el amortiguamiento proporcionado por los amortiguadores viscosos con la ec.5.3, este término se asume como diagonal. Siendo así, y considerando la propiedad de ortogonalidad de los modos normales, el amortiguamiento generalizado de cada modo asociado a la matriz complementaria puede escribirse como:

$$C_{dnp}^* = \{\phi\}_i^T [C_{dnp}] \{\phi\}_i = 2 \xi_{dnp} \omega_i M_i^* \quad (5.13)$$

En virtud de lo anterior, las ecuaciones desacopladas son las siguientes:

$$m_i^* \ddot{x}_i + 2(\xi_0 + \xi_{dpi} + \xi_{dnp}) \omega_i m_i^* \dot{x}_i + k_i^* x_i = -[\Phi]^T [M] \{\iota\} \ddot{u}_g(t) \quad (5.14)$$

Dividiendo la ec.5.14 anterior por m_i^* , se obtiene:

$$\ddot{x}_i + 2(\xi_0 + \xi_{dpi} + \xi_{dnpi})\omega_i\dot{x}_i + \omega_i^2x_i = -PF_i \ddot{u}_g(t) \quad (5.15)$$

donde:

- ω_i = Frecuencia del modo i
- PF_i = Factor de participación del modo i
- ξ_0 = Relación de amortiguamiento inherente
- ξ_{dpi} = Relación de amortiguamiento del modo i asociada a la $[C_{dp}]$
- ξ_{dnpi} = Relación de amortiguamiento del modo i asociada a la $[C_{dnp}]$

Dada la ec.5.13, la relación amortiguamiento del modo i asociada a la matriz \mathbf{c}_{dnp} , puede escribirse como:

$$\xi_{dnpi} = \frac{\{\phi\}_i^T [C_{dnp}] \{\phi\}_i}{2 \omega_i} = \frac{\{\phi\}_i^T [C_d - C_{dp}] \{\phi\}_i}{2 \omega_i} \quad (5.16)$$

Por lo tanto la relación de amortiguamiento efectivo de la estructura para el modo i estará dada por:

$$\xi_{effi} = \xi_0 + \xi_{di} \quad (5.17)$$

o bien:

$$\xi_{effi} = \xi_0 + \xi_{dpi} + \xi_{dnpi} \quad (5.18)$$

Dado que la ξ_{dpi} representa la parte proporcional correspondiente a los AFVs, entonces puede ser calculada mediante la ec.4.10, Constantinou y Symans^[11].

5.4.1. Amortiguadores de fluido viscoso no-lineales

El comportamiento constitutivo de los AFVs se idealiza como una relación fuerza-velocidad lineal (AFVLs), debido a la simplicidad. Sin embargo, esta idealización no es la más adecuada para este tipo de dispositivos, una relación no-lineal de la fuerza-velocidad es más precisa de acuerdo con estudios experimentales^[48], a los que se les denomina amortiguadores de fluido viscoso no-lineales (AFVNLs). Este tipo de amortiguadores no solo está definido por el coeficiente de amortiguamiento, sino también por un exponente de velocidad (α), el cual para diseños prácticos, varía desde 0.1 a 0.5^[60]. La principal ventaja de los AFVNLs con respecto a los lineales es que para velocidades relativamente pequeñas se presentan fuerzas de amortiguamiento más grandes, además las fuerzas axiales en las columnas se reducen, lo cual puede repercutir directamente en el diseño de la cimentación de la estructura.

En general, los procedimientos de diseño para los AFVNLs, se derivan a partir de los desarrollados para los AFVLs, básicamente lo que se modifica es el comportamiento constitutivo del dispositivo. Entre los procedimientos más utilizados, están aquellos, que al igual que procedimientos para el diseño de los AFVLs, idealizan el amortiguamiento proporcionado por estos dispositivos como amortiguamiento proporcional; lo cual (como se mencionó en la sección 5.4) puede conducir a errores significativos en la respuesta estructural^[58].

En el caso de los procedimientos de diseño de amortiguadores viscosos en cuya formulación se deriva a partir de la ecuación del movimiento para un sistema dinámico (ec.5.19), surge la dificultad de parametrizar esta ecuación con el propósito de incorporar el comportamiento de los AFVNLs. Como ejemplo de este tipo de procedimientos se tienen los de diseño “óptimo”, *e.g.*, Takewaki^[46], o bien en el procedimiento propuesto (ver sección 5.4).

$$[M] \{\ddot{u}\} + [C] \{\dot{u}\} + \overbrace{[C_d]}^{AFVNLs} \{\dot{u}\}^\alpha + [K] \{u\} = -[M] \{u\} \ddot{u}_g(t) \quad (5.19)$$

Debido a lo anterior, surgió el concepto de “energía equivalente”, el cual consiste en que el comportamiento constitutivo no-lineal se puede idealizar mediante un modelo lineal simplificado ^{[61],[62]}. Esta idealización consiste en que los AFVNLs disipen la misma cantidad de energía que los AFVLs. En este enfoque se requiere conocer la velocidad máxima de cada dispositivo lineal para determinar las propiedades del correspondiente AFVNLs por lo que es necesario hacer uno o varios análisis dinámicos paso a paso. Además, considera que el movimiento inducido por el terremoto es armónico, pero generalmente este modela como un proceso aleatorio^[60].

Por su parte Diotallevi et al^[63] propuso una metodología directa y simplificada para la evaluación de la relación de amortiguación suplementaria debido a la presencia de AFVNLs, permitiendo el diseño del amortiguador sin iteraciones sobre la base de un parámetro adimensional llamado índice del amortiguador. El mismo principio fue adoptado más tarde por Landi et al^[64] para desarrollar un método de evaluación directa de dos pasos para la evaluación de la respuesta sísmica de estructuras equipadas con AFVNLs. Estos procedimientos tienen la particularidad de que utilizan parámetros que no son de uso común en el diseño convencional de estructuras. Por lo que, en esta tesis se propone una equivalencia entre amortiguadores de fluido viscoso lineal y no-lineal, la cual está en función de las características de un amortiguador lineal, así como las propiedades dinámicas de la estructura como es el caso la forma modal, y el exponente del amortiguador (α).

La función principal de los AFVs es aumentar el amortiguamiento de la estructura para disipar parte la energía que entra al sistema estructural debido a una excitación sísmica y con ello satisfacer un OD. Basándose en esa idea, un amortiguador lineal (ξ_{AFVL}) así como uno no-lineal (ξ_{AFVNL}) debería proporcionar la misma cantidad de amortiguamiento suplementario, ec.5.20:

$$\xi_{AFVL} = \xi_{AFVNL} \quad (5.20)$$

Considerando que la estructura responde al modo fundamental, se sustituyen las ecuaciones que definen el amortiguamiento de los dispositivos

tanto lineal como no-lineal, ec.4.10 y ec.4.11 respectivamente:

$$\frac{T_1 \sum_{k=1}^{nd} C_{Lk} f_k^2 \phi_{rk,1}^2}{4\pi \sum_{q=1}^n m_q \phi_{q,1}^2} = \frac{\sum_{k=1}^{nd} (2\pi)^{\alpha_k} T_1^{2-\alpha_k} \lambda_k C_{\alpha k} f_k^{1+\alpha_k} D_{azotea}^{\alpha_k-1} \phi_{rk,1}^{1+\alpha_k}}{(8\pi)^3 \sum_{q=1}^n m_q \phi_{q,1}^2} \quad (5.21)$$

donde:

$$\begin{aligned} C_L &= \text{Coeficiente de amortiguador lineal} \\ C_\alpha &= \text{Coeficiente de amortiguador no-lineal} \end{aligned}$$

A partir de esta igualdad, se despeja coeficiente de amortiguamiento no-lineal en el entrepiso, donde se colocará amortiguador (k):

$$C_{\alpha_k} = \frac{2^{(2+\alpha_k)} \pi^{(2+\alpha_k)} (\phi_{rk,1})^{(1+\alpha_k)} D_{azotea}^{(1-\alpha_k)} C_{Lk} (f_k)^{(1+\alpha_k)}}{\lambda_k + \left(\frac{1}{T_1}\right)^{\alpha_k}} \quad (5.22)$$

Con la ec.5.22 es posible calcular el coeficiente para un amortiguador viscoso no-lineal a partir del coeficiente de un amortiguamiento lineal.

Cuando se utilizan los AFVNLs no es suficiente con definir el coeficiente de amortiguamiento, sino también se tiene que definir el exponente del amortiguador (α). En aplicaciones prácticas este exponente por lo general, se define de manera arbitraria, entre un valor de 0.5 y 0.3 para el ELPC para diseño sísmico^[65].

5.4.2. Contribución de los modos superiores en el procedimiento propuesto

En el caso del procedimiento propuesto, la contribución de los modos superiores se hace de acuerdo con propuesto por Ramírez et al^[36] (sección 4.4.4). En el caso de la ξ_{eff1} , la relación de amortiguamiento proporcionada por AFVs (ξ_{d1}) se divide en una parte proporcional y una complementaria. Siendo así, la ec.4.19 se reescribiría como:

$$\xi_{eff1} = \xi_0 + \xi_{dp1} + \xi_{dnp1} \quad (5.23)$$

En el caso de la ξ_R , el procedimiento de diseño propuesto considera que el amortiguamiento proporcionado por los AFVs se puede dividir en una parte proporcional (ξ_{dpR}) y en una complementaria (ξ_{dnpR}). Siendo así, la ec.4.23 se reescribiría como:

$$\xi_R = \xi_0 + \xi_{dpR} + \xi_{dnpR} \quad (5.24)$$

donde:

$$\begin{aligned} \xi_{dpR} &= \text{Relación de amortiguamiento del modo } \{\phi_R\} \\ &\quad \text{correspondiente a la } [C_{dp}] \\ \xi_{dnpR} &= \text{Relación de amortiguamiento del modo } \{\phi_R\} \\ &\quad \text{correspondiente a la } [C_{dnp}] \end{aligned}$$

Con las componentes de la respuesta asociada al modo fundamental y al residual; se procede a realizar la combinación modal; *e.g.*, usando la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados (SRSS, por sus siglas en inglés). Es importante mencionar que, evidencia experimental ha mostrado que en estructuras con amortiguamiento suplementario, la contribución de los modos superiores a la respuesta estructural puede ser ignorada^{[30],[66]}. Por lo que, en aplicaciones prácticas es común considerar únicamente la contribución del modo fundamental del sistema.

5.4.3. Distribución de los amortiguadores viscosos

La distribución de los amortiguadores viscosos influye de manera significativa en la efectividad para determinar el desempeño estructural. Dado que, el procedimiento de diseño propuesto utiliza una distorsión de entrepiso como PDI a controlar para satisfacer el OD; se propone distribuir los amortiguadores viscosos en cada nivel de la estructura en función de este parámetro. En otras palabras, el coeficiente de amortiguamiento de cada nivel es proporcional a la distorsión modal de la estructura. Para definir la distribución física de los amortiguadores viscosos en la estructura, en esta tesis se recomienda lo siguiente:

1. ***Colocar como mínimo dos dispositivos por cada nivel de la estructura.*** El procedimiento de diseño propuesto consiste en determinar el coeficiente de amortiguamiento necesario por cada entrepiso de acuerdo con las distorsiones modales de la estructura. Por lo que, este coeficiente se puede distribuir en cuando menos dos dispositivos, esto con el propósito de que no se presenten incrementos en las fuerzas axiales y cortantes de las columnas donde se colocan amortiguadores. Ver Fig.5.5a.
2. ***Distribuir uniformemente de los disipadores de energía con respecto a la geometría de la estructura.*** Esto con el propósito de prevenir la transmisión de fuerzas axiales elevadas en las columnas, lo cual repercute directamente en la cimentación de la estructura. En el caso de los AFVs colocados en forma diagonal, se recomienda que distribuyan de manera secuencial, evitando irregularidades en planta. Fig.5.5b^[67].
3. ***Configurar geoméricamente los amortiguadores de acuerdo con la tabla 4.1.*** Cada configuración tiene un factor asociado a la geometría del dispositivo, las configuraciones utilizadas con mayor frecuencia en la práctica son la diagonal y la tipo Chevron (Ver Fig.5.5), siendo esta última la más eficiente, ya que se presenta un

factor igual a 1. Las configuraciones de tipo palanca no son muy utilizadas, a pesar de que proporcionan un factor mayor a 1^[68]. Por lo que, estas configuraciones son las más eficientes, a consecuencia de que disipan mayor cantidad de energía que las configuraciones tipo diagonal/Chevron para un mismo coeficiente de amortiguamiento. Lo que significa que para una misma cantidad de amortiguamiento suplementario las configuraciones de tipo palanca presentan coeficientes de amortiguamiento inferiores en comparación con las otras configuraciones.

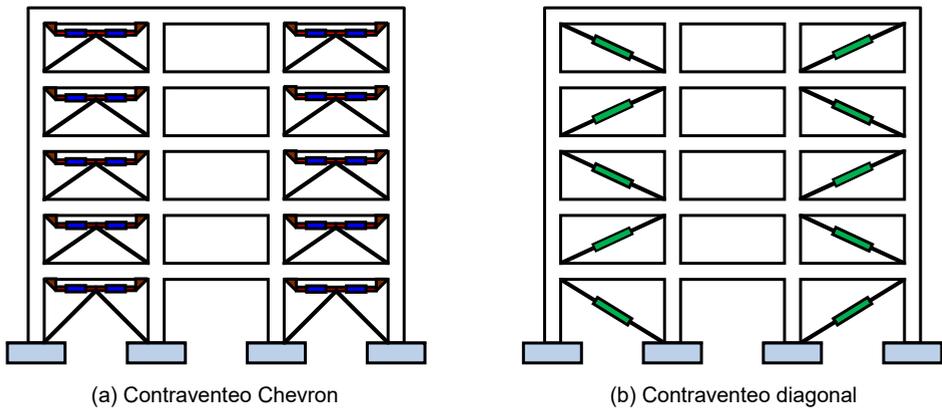


Figura 5.5: Distribución de los amortiguadores en la estructura.

5.4.4. Procedimiento de diseño

El procedimiento de diseño sísmico basado en desplazamientos y control de daño para la rehabilitación, así como para el diseño de nuevos edificios formados a partir de marcos de acero o de concreto reforzado con AFVs se presenta a continuación:

1. *Construcción del modelo sin daño.*

Dimensionamiento preliminar de la estructura de acuerdo a reglas prácticas, experiencia del diseñador, o bien mediante un análisis de cargas gravitacionales. A partir de este dimensionamiento se construye un modelo simplificado que representa la etapa elástica de la estructura (Fig.5.3a).

2. *Análisis modal del modelo sin daño.*

Se efectúa un análisis modal de la estructura pre-diseñada en el paso anterior. De este análisis se obtiene: el factor de participación (PF_1^E), el periodo (T_{E1}) y la forma modal (ϕ_1^E), los cuales están asociados al modo fundamental. Con estos parámetros se define la pendiente de la primera rama de la curva de comportamiento del sistema de R1GDL. Ver Fig.5.2.

3. *Cálculo del desplazamiento de fluencia.*

Con los datos obtenidos en el punto anterior, se determina el desplazamiento de fluencia del sistema de R1GDL (Sd_y), con la siguiente ecuación:

$$Sd_y = \frac{\Delta_y H_z}{PF_1^E (\phi_{z,1}^E - \phi_{z-1,1}^E)} \quad (5.25)$$

donde:

| | | |
|----------------|---|---------------------------------------------------------------------------------------|
| Δ_y | = | Distorsión de fluencia |
| H_z | = | Altura de entrepiso crítico z (donde se presenta la máxima distorsión de entrepiso) |
| PF_1^E | = | Factor de participación elástico del modo fundamental |
| $\phi_{z,1}^E$ | = | Desplazamiento modal elástico del entrepiso crítico z |

La distorsión de fluencia para una estructura puede definirse mediante la propuesta de Priestley et al^[4]:

$$\Delta_y = \frac{\psi \varepsilon_y L_1}{h_{v1}} \quad (5.26)$$

donde:

| | | |
|-----------------|---|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| ψ | = | Factor que depende del material y del tipo de elemento estructural, 0.5 para elementos de concreto y 0.65 para elementos de acero ^[4] |
| ε_y | = | Esfuerzo de fluencia del acero de refuerzo |
| L_1 | = | Longitud de las vigas medido desde el centro de las columnas |
| h_{v1} | = | Peralte de la viga |

4. *Construcción del modelo con daño.*

Se define una distribución de daño de acuerdo al OD considerado, utilizando el principio columna fuerte-viga débil; y considerando la inclusión de los AFVs en las crujías de la estructura. El daño se asigna en los elementos en los que se acepta comportamiento no-lineal por medio de articulaciones en los extremos. En consecuencia, se construye el modelo simplificado que representa el comportamiento inelástico de la estructura de acuerdo con la sección 5.2.

5. *Análisis modal de la estructura dañada.*

Se efectúa un análisis modal de la estructura construida en el punto anterior. De este análisis se obtiene: el factor de participación (PF_1^D), el periodo (T_{D1}) y la forma modal ($\phi_{z,1}^D$), los cuales están asociados al modo fundamental. A partir de estos parámetros, se puede definir la pendiente de la segunda rama de la curva de comportamiento del sistema de RIGDL. Ver Fig.5.2.

6. *Cálculo del desplazamiento objetivo.*

Con los datos obtenidos en el punto anterior se determina el desplazamiento objetivo del sistema de RIGDL (Sd_U), el cual está en función de una distorsión máxima permisible asociada a un OD, con la ec.5.27:

$$Sd_U = \frac{\Delta_U H_z}{PF_1^D (\phi_{z,1}^D - \phi_{z-1,1}^D)} \quad (5.27)$$

donde:

$$\begin{aligned} \Delta_U &= \text{Distorsión de máxima permisible} \\ \phi_{z,1}^D &= \text{Desplazamiento modal inelástico del entrepiso crítico, } k \end{aligned}$$

7. *Cálculo de la ductilidad y de la rigidez de post-fluencia.*

Se calcula la ductilidad (μ), así como la rigidez de post-fluencia (β), que es función de la distribución del daño, utilizando las ecs. 5.28 y 5.29 respectivamente:

$$\mu = \frac{Sd_U}{Sd_y} \quad (5.28)$$

$$\beta = \left(\frac{T_{E1}}{T_{D1}} \right)^2 \quad (5.29)$$

8. *Determinación del amortiguamiento de diseño.*

Se modifica la relación del amortiguamiento viscoso inherente de la estructura (ξ_0) hasta que el desplazamiento objetivo (Sd_U) corresponda con el obtenido del espectro inelástico de desplazamientos (Sd_E) en el periodo fundamental T_{E1} (ver Fig.5.6). Este espectro inelástico está asociado a μ y β , los cuales se calcularon en el punto anterior. La relación de amortiguamiento encontrada corresponderá a la de diseño ($\xi_{Diseño}$). En este punto se puede iniciar la rehabilitación de estructuras, ya que se tendría una estructura que requiere amortiguamiento suplementario para satisfacer un OD.

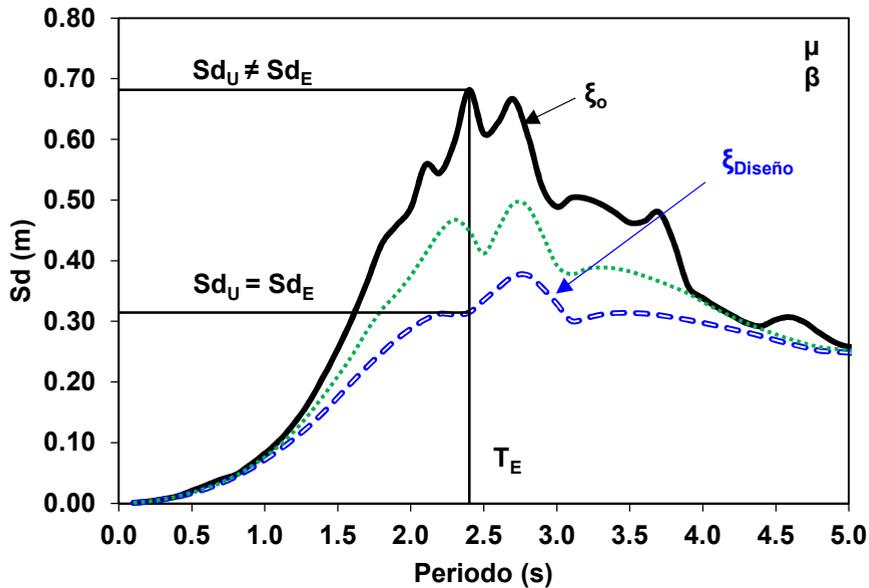


Figura 5.6: Espectro inelástico de desplazamientos.

9. Diseño de los AFVLs.

- a) Una vez determinada la ($\xi_{Diseño}$) se determina el tamaño de los AFVLs. Se calcula el coeficiente total de amortiguamiento de la estructura (C_t), de la ec.5.17 asociada la modo fundamental *i.e.*, $i = 1$ y a $\xi_{eff1} = \xi_{Diseño}$.

$$\xi_{Diseño} = \xi_0 + \frac{T_1 C_t \sum_{j=1}^{nd} (f_j)^2 (\phi_{rj,1}^D)^2}{4\pi \sum_{q=1}^n m_q (\phi_{q,1}^D)^2} + \frac{(\phi_1^D)^T [C_{dnp}] (\phi_1^D)}{2 \omega_1} \quad (5.30)$$

- b) Se determina el coeficiente de amortiguamiento de cada entrepiso en función de distorsión modal con la ec.5.31:

$$C_k = \left(\frac{\phi_{k,1}^D}{\sum_{j=1}^{nd} (\phi_{j,1}^D)} \right) C_t \quad (5.31)$$

- c) Se calcula el coeficiente del AFVNL por cada entrepiso (en caso de ser necesario), utilizando la equivalencia propuesta con la ec.5.22, la cual está en función del coeficiente del AFVL, que se calculó en el inciso 9b .

10. *Determinación de la resistencia de fluencia.*

Una vez se encuentra la ($\xi_{Diseño}$), se obtiene la resistencia de fluencia (Sa_y), correspondiente al T_E a partir del espectro inelástico de resistencia por unidad de masa, asociado al valor de ductilidad (μ) y a una rigidez de post-fluencia (β), calculados anteriormente. Ver Fig.5.7:

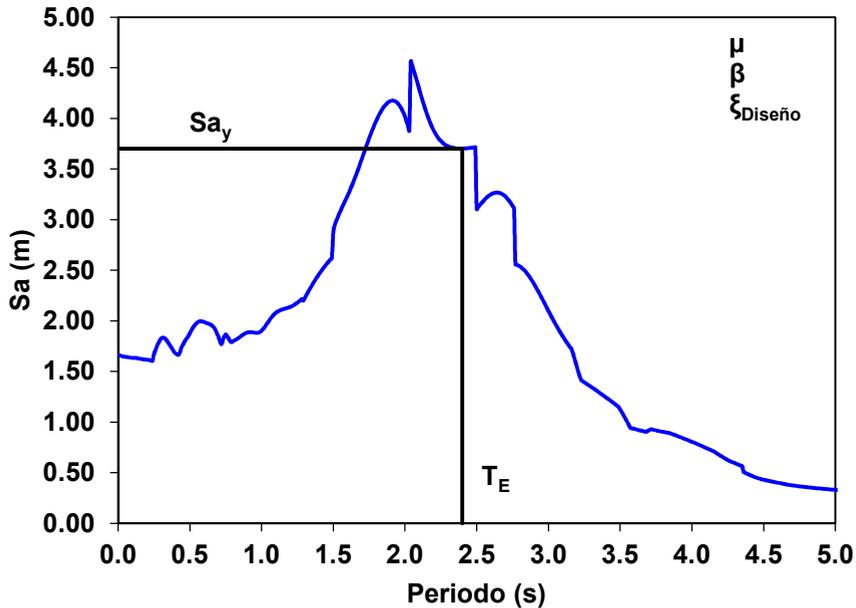


Figura 5.7: Espectro de resistencia por unidad de masa para μ y α .

11. *Cálculo de la resistencia última.*

La resistencia última del sistema de RIGDL (Sa_U) se obtiene con la ec.5.32:

$$Sa_U = Sa_y [1 + \beta(\mu - 1)] \quad (5.32)$$

12. *Determinación de las fuerzas de diseño.*

Las fuerzas de diseño de los elementos estructurales se obtienen utilizando los resultados de tres análisis:

- a) Análisis de cargas gravitacionales de la estructura sin daño.
- b) Análisis modal espectral del modelo sin daño, usando un espectro elástico de diseño escalado por la relación de la resistencia por unidad de masa de fluencia y la pseudo-aceleración del periodo elástico, (λ_E) .
- c) Análisis modal espectral del modelo dañado, usando un espectro elástico de diseño escalado por la relación de la diferencia resistencia última, la de fluencia y la pseudo-aceleración del periodo inelástico de la estructura, (λ_D) .

13. *Contribución de los modos superiores.*

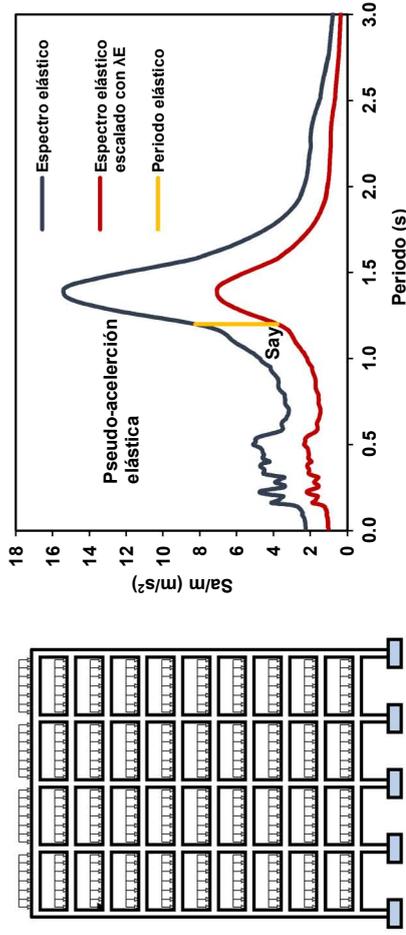
En caso de ser necesario, se determina la contribución de los modos superiores, mediante una combinación modal entre la respuesta de la estructura con amortiguamiento asociado al modo fundamental (ξ_{eff1}) ; y la respuesta asociada al amortiguamiento correspondiente modo residual (ξ_R) , con las ecuaciones de la sección 5.4.2.

14. *Diseño de los elementos estructurales.*

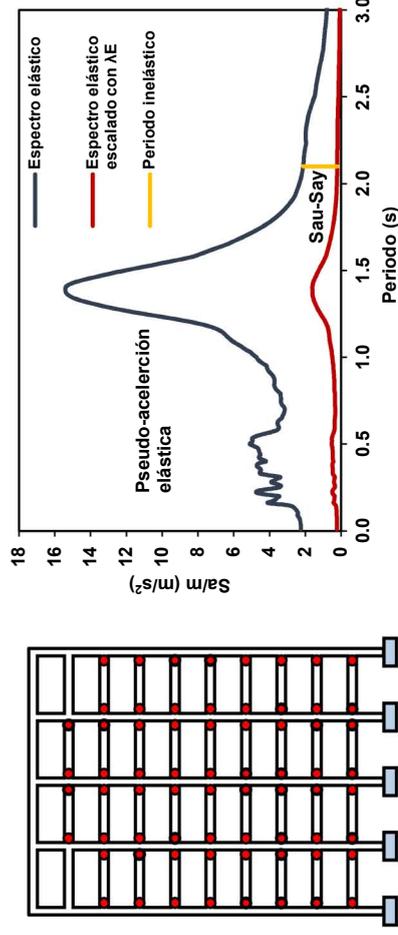
Se diseñan y se detallan de los elementos estructurales para resistir las demandas sísmicas calculadas en el punto anterior, usando los criterios y especificaciones contenidas en los códigos de diseño u otras disposiciones de diseño aceptadas.

15. *Distribución física de los amortiguadores de fluido viscoso.*

Se coloca como mínimo un amortiguador cada entrepiso de la estructura, siguiendo las recomendaciones de la sección 5.4.3.



(a) Resistencia para el modelo sin daño



(b) Resistencia para el modelo con daño

Figura 5.8: Espectro de resistencia por unidad de masa usados para el análisis modal espectral.

Los pasos del procedimiento de diseño propuesto se pueden sintetizar en el diagrama de flujo de la Fig.5.9:

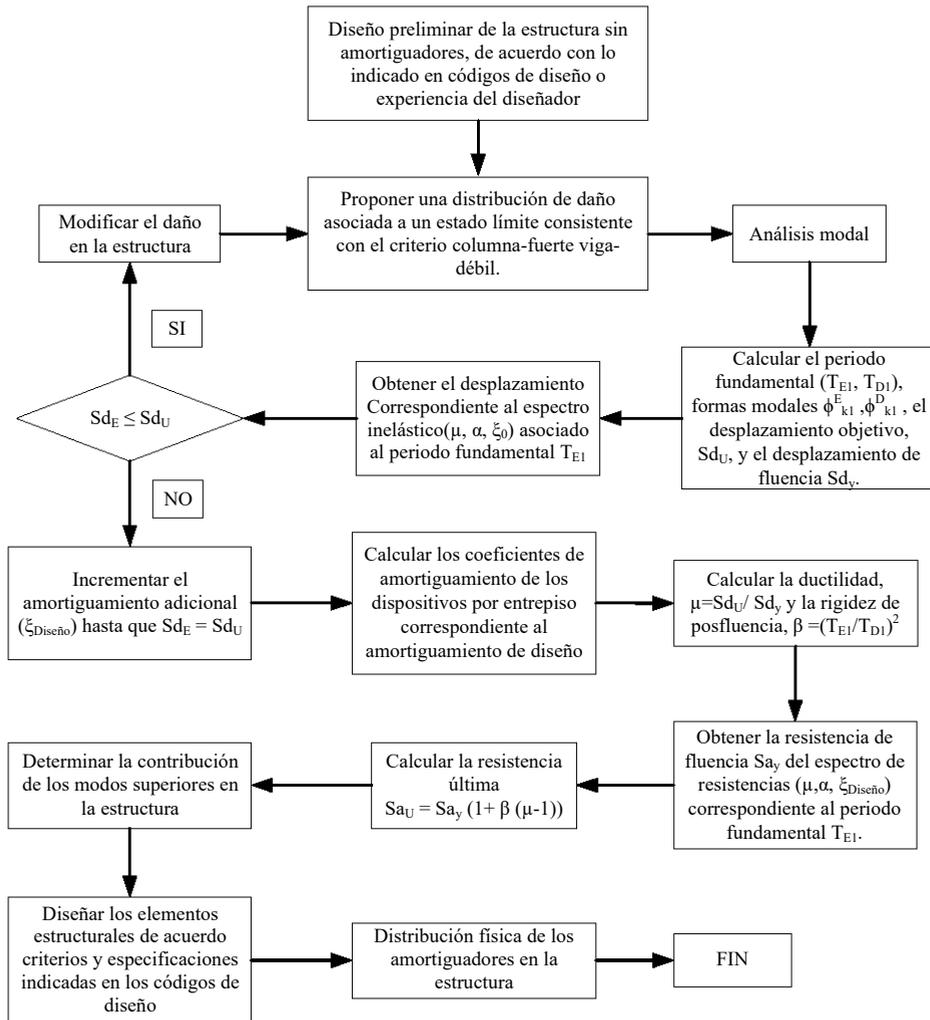


Figura 5.9: Diagrama de flujo del procedimiento de diseño propuesto.

Capítulo 6

VALIDACIÓN DEL PROCEDIMIENTO PROPUESTO.

6.1. Descripción de los ejemplos de aplicación.

Con el propósito de ilustrar la aplicación y validar los resultados obtenidos del procedimiento propuesto, se presenta el diseño de ocho estructuras. Se diseñaron cinco marcos planos y un marco tridimensional de concreto con AFVLs; así como dos marcos planos de acero con AFVNLs. Todos los marcos fueron diseñados para una demanda sísmica particular y, una vez diseñados sus desempeños sísmicos fueron evaluados usando la misma demanda sísmica mediante un análisis dinámico no-lineal paso a paso. Como parte de la validación del procedimiento de diseño se realizó un análisis probabilístico del desempeño de un marco de 12 niveles de acero diseñado con el espectro de diseño de las NTCDS-17^[22] y sometido a 22 eventos sísmicos registrados en el valle de México, los cuales se escalaron a la misma intensidad que la demanda de diseño.

6.2. Características de los ejemplos de aplicación

En las Figs. 6.1 - 6.3 se muestra la geometría de los ocho ejemplos de aplicación. En el caso de los modelos de concreto las propiedades nominales fueron las siguientes: esfuerzo a compresión del concreto $f'c = 3.00 \times 10^4 \text{ kN/m}^2$, módulo de elasticidad de $E_c = 27 \times 10^6 \text{ kN/m}^2$ y peso volumétrico de $PV = 23.53 \text{ kN/m}^3$. Para el acero de refuerzo se tiene como esfuerzo a fluencia de $f_y = 4.50 \times 10^5 \text{ kN/m}^2$, y como módulo de elasticidad $E_s = 2.00 \times 10^8 \text{ kN/m}^2$. En la tabla 6.1 se presentan las dimensiones de los elementos estructurales de los modelos de concreto.

Las propiedades nominales para los modelos de acero estructural son las siguientes: esfuerzo a la fluencia $f_y = 344703.8 \text{ kN/m}^2$, módulo de elasticidad de $E_s = 1.96 \times 10^8 \text{ kN/m}^2$. Basado en resultados preliminares de diseño, en la tabla 6.2 se presentan los perfiles utilizados en los modelos de acero.

6.3. Demandas sísmicas y objetivos de desempeño

Con el propósito de validar la efectividad del procedimiento de diseño, se consideró como demandas sísmicas de diseño, los espectros de respuesta correspondientes a dos registros sísmicos diferentes. Para los marcos planos tanto de concreto, como de acero, se consideró la componente EW del sismo de Michoacán de 1985 registrado en la estación SCT. Para el caso del marco tridimensional, se consideró el sismo de Morelos - Puebla de 2017 registrado en el sitio de Culhuacán. En el análisis probabilístico se consideró como demandas sísmicas 22 registros sismos del valle de México.

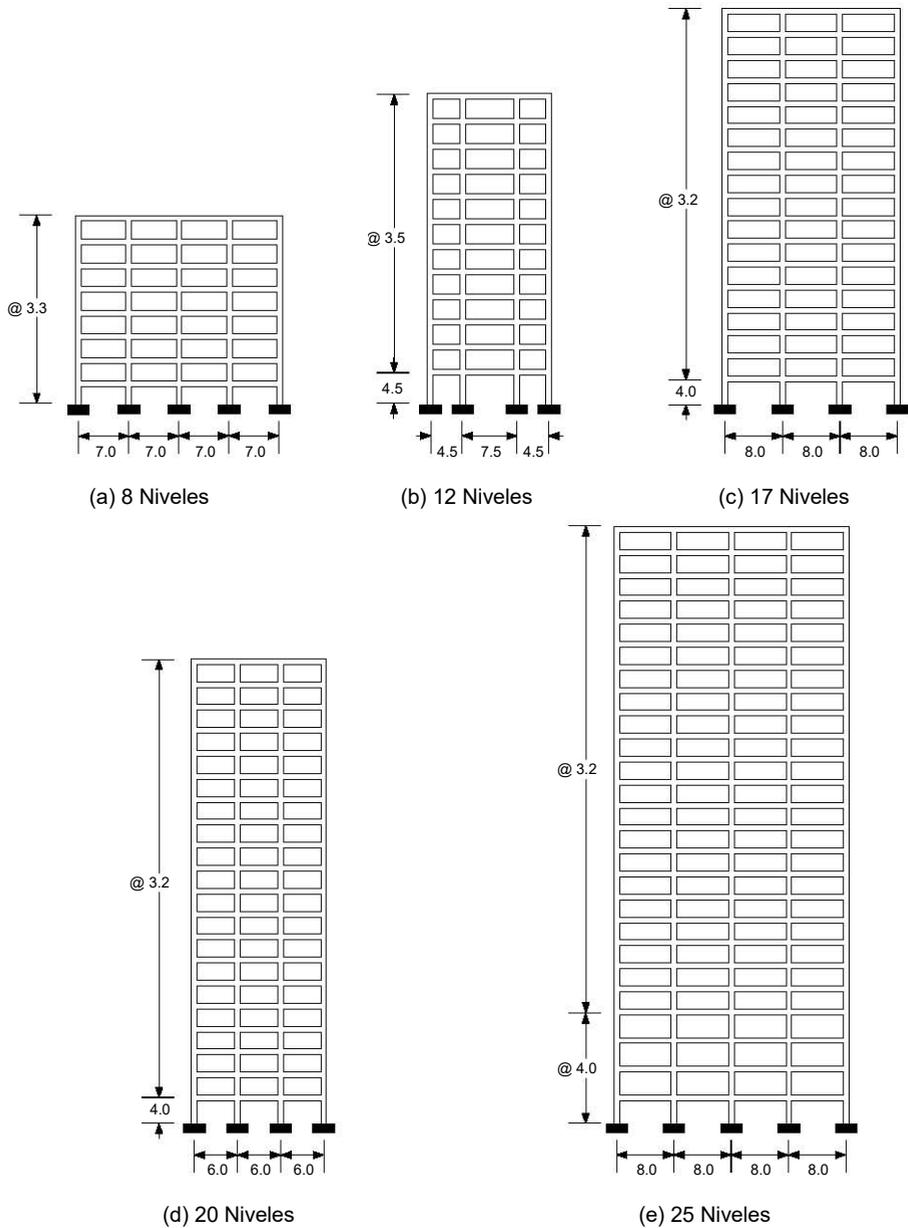
En esta tesis como tal, no se estudia la combinación de los efectos bidireccionales del movimiento del suelo, por lo que para el diseño del marco tridimensional, se utilizó la regla de combinación de CQC3^[69]. Como distorsión objetivo se consideró 0.015 para todos los modelos, tal y como se estipula en las NTCDS-17^[22] para el ELPC.

Tabla 6.1: Dimensiones de los elementos estructurales de los marcos genéricos

| Descripción | Niveles | Vigas(m) | Niveles | Columnas(m) |
|------------------|---------|-------------|---------|-------------|
| 8 Niveles | 1 - 4 | 0.60 x 0.30 | 1 - 4 | 0.60 x 0.60 |
| | 5 - 8 | 0.50 x 0.25 | 5 - 8 | 0.50 x 0.50 |
| 8 Tridimensional | 1 - 8 | 0.60 x 0.30 | 1 - 8 | 0.70 x 0.70 |
| 12 Niveles | 1 - 4 | 0.55 x 0.30 | 1 - 4 | 0.70 x 0.70 |
| | 5 - 8 | 0.50 x 0.25 | 5 - 8 | 0.60 x 0.60 |
| | 9 - 12 | 0.45 x 0.25 | 9 - 12 | 0.50 x 0.50 |
| 17 Niveles | 1 - 5 | 0.65 x 0.65 | 1 - 5 | 1.20 x 1.20 |
| | 6 - 9 | 0.50 x 0.50 | 6 - 9 | 1.00 x 1.00 |
| | 10 -13 | 0.45 x 0.45 | 10 -13 | 0.80 x 0.80 |
| | 14 - 17 | 0.40 x 0.40 | 14 - 17 | 0.70 x 0.70 |
| 20 Niveles | 1 - 4 | 0.50 x 0.50 | 1 - 5 | 1.20 x 1.20 |
| | 5 - 8 | 0.45 x 0.45 | 5 - 8 | 1.00 x 1.00 |
| | 9 -12 | 0.40 x 0.40 | 9 -12 | 0.80 x 0.80 |
| | 13 - 16 | 0.35 x 0.35 | 13 - 20 | 0.70 x 0.70 |
| | 17 - 20 | 0.30 x 0.30 | | |
| 25 Niveles | 1 - 5 | 0.50 x 0.50 | 1 - 5 | 1.20 x 1.20 |
| | 6 - 10 | 0.45 x 0.45 | 6 - 10 | 1.10 x 1.10 |
| | 11 -15 | 0.40 x 0.40 | 11 -15 | 1.00 x 1.00 |
| | 16 - 20 | 0.35 x 0.35 | 16 - 20 | 0.90 x 0.90 |
| | 21 - 25 | 0.30 x 0.30 | 21 - 25 | 0.80 x 0.80 |

Tabla 6.2: Perfiles de los elementos estructurales de los marcos de acero

| Descripción | Vigas | Columnas |
|-------------|-----------|-----------|
| 12 Niveles | IR 21x44 | OR 60x60 |
| 17 Niveles | IR 14x283 | IR 21x147 |



Dimensiones en m

Figura 6.1: Geometría de los marcos de concreto.

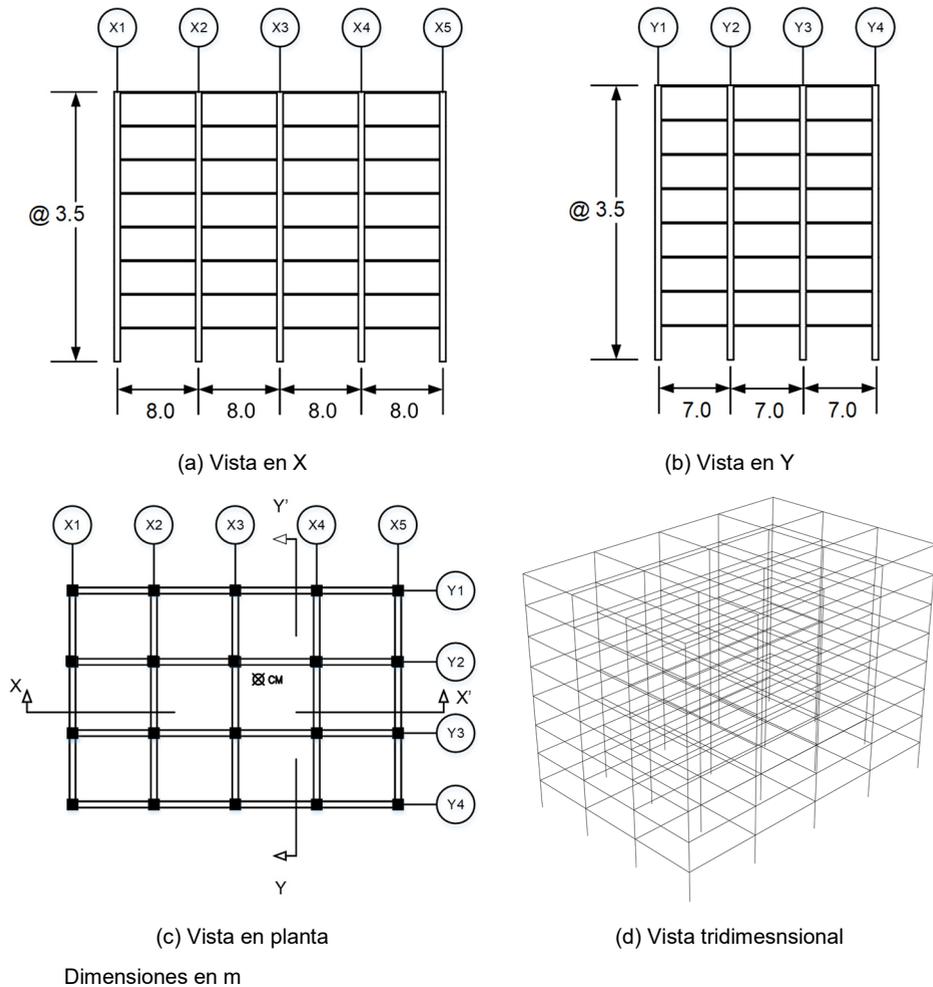


Figura 6.2: Geometría del marco tridimensional.

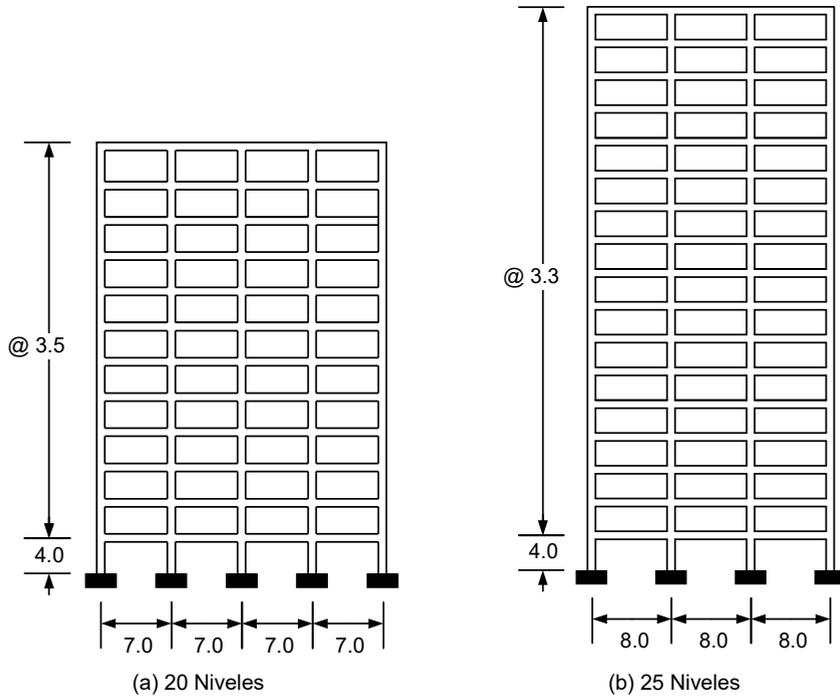


Figura 6.3: Geometría de los marcos de acero.

6.4. Diseño y distribución de los AFVs

Se determinó la $\xi_{Diseño}$ para cada modelo, y con este valor se procedió al diseño de los AFVs, conforme a los pasos 8 - 9 del procedimiento propuesto. Respecto a la distribución de los dispositivos, se asignó uno o dos por entrepiso de forma simétrica de acuerdo con la geometría del modelo; y siguiendo las recomendaciones de la sección 5.4.3 (ver Figs. 6.4 - 6.6). Como configuración geométrica de los amortiguadores, se consideró la forma diagonal, dado que es la configuración más utilizada en la práctica del diseño y rehabilitación de estructuras sin embargo, se puede usar cualquiera de las configuraciones mostradas en la tabla 4.1. La contribución de los modos superiores de los modelos estudiados se llevo a acabo de acuerdo con el procedimiento de Ramírez et al^[36], ver sección 5.4.2.

6.5. Distribución del daño

En las Figs. 6.4 - 6.6 se muestran la distribuciones de daño propuestas para los modelos estudiados, en las cuales se acepta la presencia de daño en los extremos de algunas de las vigas, en la base de las columnas del primer nivel, lo cual es consistente con el principio columna fuerte-viga débil. A partir, de estas distribuciones de daño se modificaron los modelos elásticos, asignando articulaciones plásticas en los extremos de los elementos, en las que se acepta comportamiento inelástico, al resultado de esta asignación se le denomina modelo con daño.

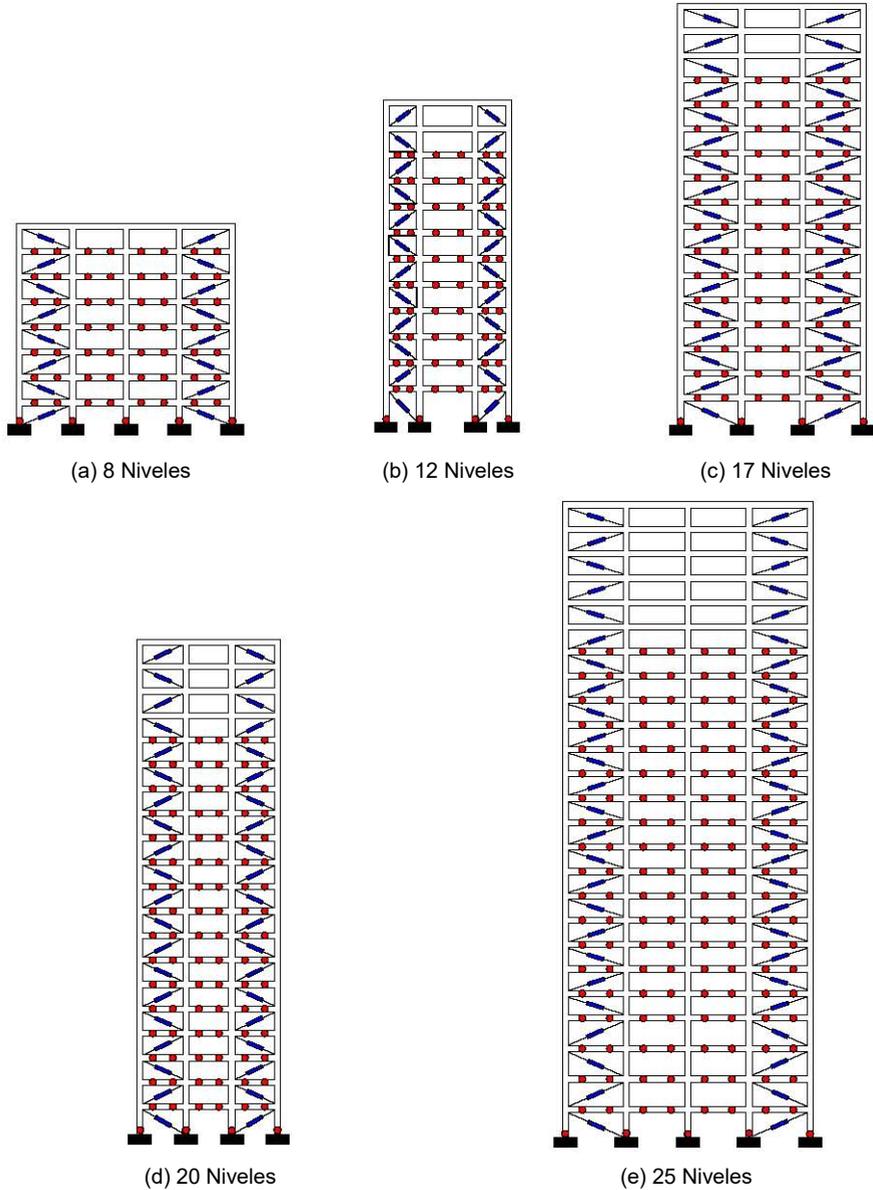


Figura 6.4: Estados de daño y arreglo de los AFVLs para los marcos de concreto.

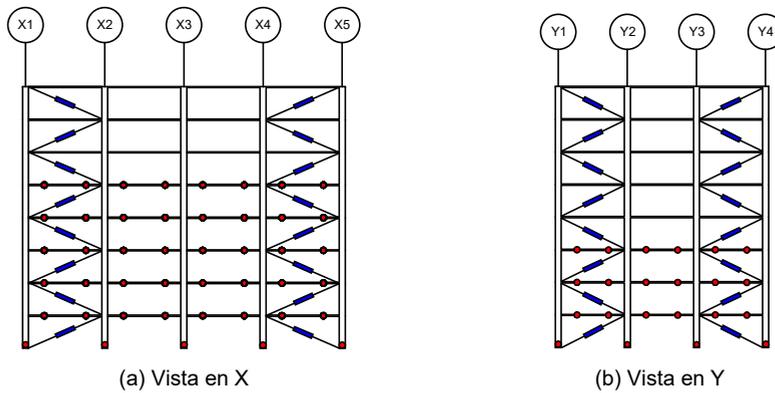


Figura 6.5: Estados de daño y arreglo de los AFVLs en cada dirección para el marco tridimensional.

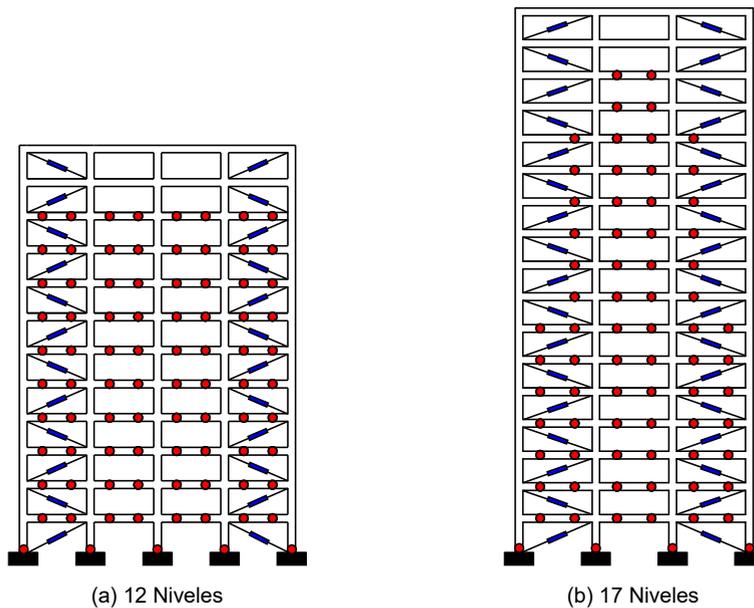


Figura 6.6: Estados de daño y arreglo de los AFVNLs para los marcos de acero.

6.6. Análisis dinámico no-lineal paso a paso.

Con la finalidad de evaluar el desempeño de los modelos diseñados, se determinó el perfil de distorsiones de entrepiso con en el procedimiento propuesto, y se comparó con el obtenido a partir del análisis dinámico no-lineal paso a paso. Los cuales se efectuaron con el programa PERFORM 3D^[70], considerando lo siguiente:

- Modelo hysterético bilineal con comportamiento elasto-plástico en el modelado de columnas y vigas.
- Matriz de amortiguamiento formada a partir del amortiguamiento inherente y la inclusión de los AFVs en la estructura.
- Resistencias de los elementos estructurales para vigas y columnas obtenidas del procedimiento propuesto sin considerar estandarización.
- Los efectos $P-\Delta$ no fueron considerados.
- Interacción de carga axial y momento en el modelado de columnas.

Cabe mencionar que, en algunos ejemplos de aplicación del procedimiento de diseño propuesto, se utilizó el modelo de Takeda para representar el daño en los elementos estructurales de concreto. Los resultados obtenidos de este último no fueron muy diferentes de aquellos obtenidos con el modelo elasto-plástico, una tendencia que es consistente con los resultados de Medina y Krawinkler^[71]; así como los obtenidos por Meli y Ávila^[72]. Debido a lo anterior, se utilizó el modelo elasto-plástico en la mayoría de las validaciones del procedimiento propuesto.

6.7. Evaluación de los resultados de diseño

De acuerdo con la configuración y el dimensionamiento preliminar de los elementos estructurales, se construyeron los modelos y se ejecutaron los análisis modales. De estos análisis se obtuvieron los periodos, así como los factores de participación y las formas modales de todos los marcos. Las propiedades de la curva de comportamiento de los modelos estudiados para satisfacer el ELPC se muestran en la tabla 6.3.

En las tablas 6.4 y 6.5 se muestran los resultados del diseño de los AFVs, *i.e.*, los valores de los coeficientes de amortiguamiento de los dispositivos para cada modelo diseñado. Cabe mencionar que, en los ejemplos de aplicación la contribución de los modos superiores no fue representativa en la respuesta total de la estructura por lo que, no fue necesario utilizar el procedimiento de Ramírez et al^[36].

Tabla 6.3: Propiedades de las curvas de comportamiento para los ejemplos de aplicación unidades: (m,s)

| Modelo | T_E | T_D | β | μ | Sd_u | λ_E | λ_D | $\xi_{Diseño}$ |
|--------|-------|-------|---------|-------|--------|-------------|-------------|----------------|
| 8 N | 1.3 | 4.7 | 0.08 | 2 | 0.20 | 0.24 | 0.75 | 0.13 |
| 8 3DX | 1.5 | 2.9 | 0.26 | 2 | 0.22 | 0.28 | 0.10 | 0.17 |
| 8 3DY | 1.2 | 2.1 | 0.35 | 2 | 0.26 | 0.66 | 0.11 | 0.10 |
| 12 N | 2.0 | 8.1 | 0.06 | 2 | 0.31 | 0.15 | 0.58 | 0.13 |
| 12 A | 1.9 | 6.0 | 0.01 | 2 | 1.54 | 0.10 | 0.34 | 0.18 |
| 17 N | 2.1 | 6.2 | 0.12 | 2 | 1.86 | 0.19 | 0.59 | 0.13 |
| 17 A | 2.0 | 8.0 | 0.06 | 2 | 0.97 | 0.10 | 0.77 | 0.12 |
| 20 N | 2.3 | 6.1 | 0.14 | 2 | 1.78 | 0.08 | 0.77 | 0.11 |
| 25 N | 2.6 | 7.4 | 0.13 | 2 | 2.77 | 0.35 | 1.21 | 0.10 |

Tabla 6.4: Coeficientes de amortiguamiento de los ejemplos de aplicación con amortiguadores viscosos lineales.

| Coeficientes de amortiguamiento (kN – s/m) | | | | | | | |
|--------------------------------------------|------|-------|-------|------|------|------|-------|
| Nivel/Modelo | 8N | 8 3DX | 8 3DY | 12N | 17N | 20N | 25N |
| 1 | 3413 | 15612 | 6105 | 1429 | 5872 | 5947 | 18339 |
| 2 | 3188 | 15409 | 6044 | 1411 | 5770 | 5803 | 17814 |
| 3 | 2762 | 14894 | 5935 | 1353 | 5609 | 5631 | 17233 |
| 4 | 2194 | 13409 | 5758 | 1237 | 5330 | 5407 | 16558 |
| 5 | 1574 | 10694 | 5415 | 1076 | 4910 | 5109 | 15775 |
| 6 | 985 | 7298 | 4386 | 892 | 4400 | 4730 | 14894 |
| 7 | 483 | 3876 | 2601 | 705 | 3850 | 4288 | 13944 |
| 8 | 132 | 1178 | 853 | 524 | 3286 | 3802 | 12952 |
| 9 | - | - | - | 364 | 2739 | 3296 | 11930 |
| 10 | - | - | - | 228 | 2224 | 2793 | 10891 |
| 11 | - | - | - | 117 | 1744 | 2310 | 9850 |
| 12 | - | - | - | 39 | 1315 | 1865 | 8819 |
| 13 | - | - | - | - | 952 | 1475 | 7807 |
| 14 | - | - | - | - | 649 | 1136 | 6826 |
| 15 | - | - | - | - | 394 | 835 | 5889 |
| 16 | - | - | - | - | 196 | 582 | 5008 |
| 17 | - | - | - | - | 63 | 383 | 4183 |
| 18 | - | - | - | - | - | 232 | 3415 |
| 19 | - | - | - | - | - | 115 | 2713 |
| 20 | - | - | - | - | - | 37 | 2085 |
| 21 | - | - | - | - | - | - | 1542 |
| 22 | - | - | - | - | - | - | 1079 |
| 23 | - | - | - | - | - | - | 689 |
| 24 | - | - | - | - | - | - | 315 |
| 25 | - | - | - | - | - | - | 81 |

Tabla 6.5: Coeficientes de amortiguamiento de los modelos de acero.

| Coeficientes de amortiguamiento (kN – s/m) | | | | |
|--------------------------------------------|--------------|----------------|--------------|----------------|
| Modelo | 12 N | 12 N | 17 N | 17 N |
| Nivel | $\alpha = 1$ | $\alpha = 0.5$ | $\alpha = 1$ | $\alpha = 0.3$ |
| 1 | 2112 | 645 | 5376 | 597 |
| 2 | 2089 | 849 | 5366 | 862 |
| 3 | 2048 | 1057 | 5350 | 1200 |
| 4 | 1983 | 1225 | 5324 | 1712 |
| 5 | 1889 | 1384 | 5280 | 2289 |
| 6 | 1757 | 1550 | 5214 | 2767 |
| 7 | 1566 | 1595 | 5124 | 3303 |
| 8 | 1311 | 1450 | 5007 | 4049 |
| 9 | 1011 | 1169 | 4844 | 5229 |
| 10 | 683 | 777 | 4598 | 7092 |
| 11 | 366 | 367 | 4189 | 8398 |
| 12 | 118 | 82 | 3594 | 8201 |
| 13 | - | - | 2877 | 6895 |
| 14 | - | - | 2109 | 4956 |
| 15 | - | - | 1362 | 2906 |
| 16 | - | - | 712 | 1222 |
| 17 | - | - | 234 | 239 |

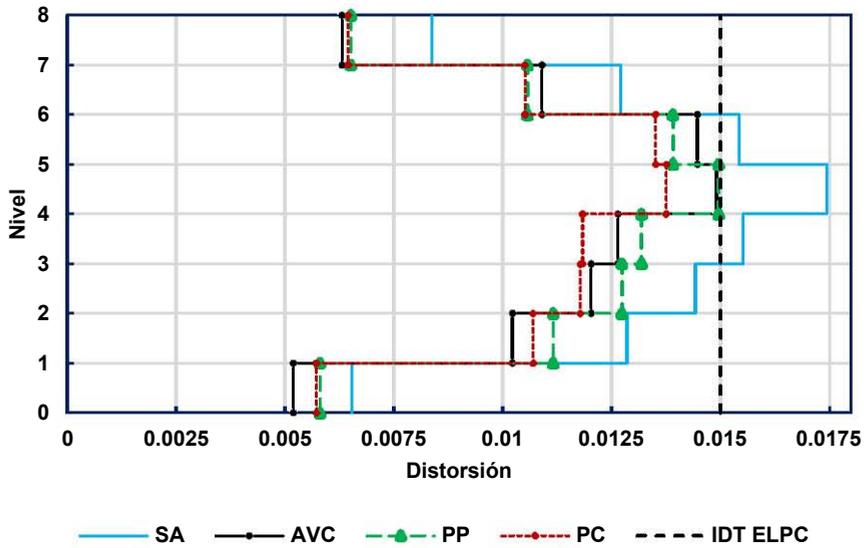
Con el propósito de validar el procedimiento de diseño propuesto se determinaron los perfiles de las distorsiones de los modelos diseñados para cuatro casos distintos:

1. Estructura sin amortiguadores (SA).
2. Estructura con amortiguamiento viscoso suplementario, con el cual se aproxima el amortiguamiento proporcionado por los disipadores de energía (AVC).

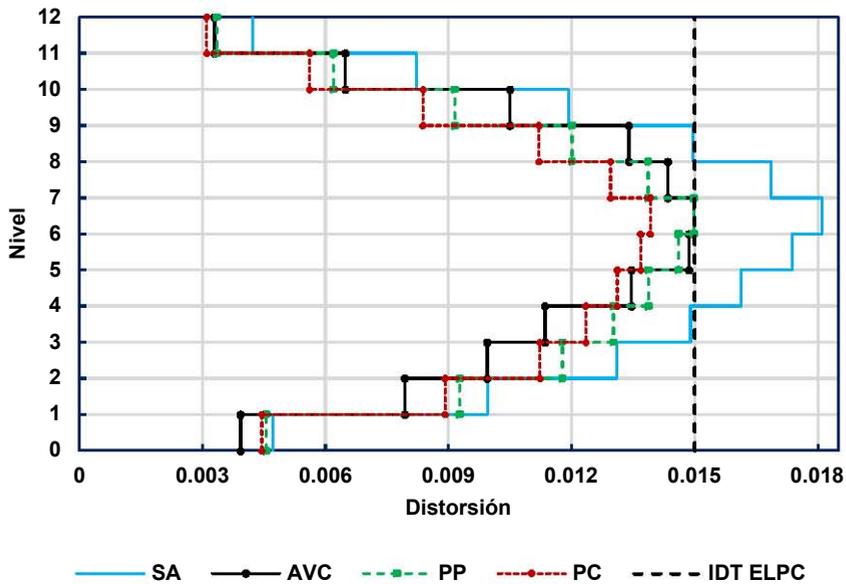
3. Estructura equipada con AFVs, el tamaño de los dispositivos se calculó de acuerdo con el procedimiento propuesto, como PDI de diseño se consideró las distorsiones modales de entrepiso (PP).
4. Estructura equipada con AFVs, el tamaño de los dispositivos se calculó de acuerdo con el procedimiento indicado en los documentos técnicos tales como: ASCE 7-10^[21]; *i.e.*, usando el procedimiento de Constantinou y Symans^[11] para el caso de los AFVLs; y Seleemah and Constantinou^[48] para el caso de los AFVNLs. Como PDI de diseño se consideró las distorsiones modales de entrepiso (PC).

Como se puede apreciar en las Figs. 6.7 - 6.9, la distorsión en el entrepiso crítico de cada modelo considerando amortiguamiento viscoso suplementario (AVC) presenta una buena aproximación en comparación con la obtenida con el análisis dinámico no-lineal paso a paso de la estructura equipada con amortiguadores viscosos, lo cuales fueron calculados con el procedimiento propuesto (PP). Además se observa que para una misma demanda de amortiguamiento suplementario ($\xi_{diseño}$) la distorsión en el entrepiso crítico obtenida con el procedimiento propuesto (PP) se aproxima más a la distorsión objetivo (0.015), en comparación con los procedimientos recomendados en documentos técnicos tales como el ASCE 7-10^[21] (PC).

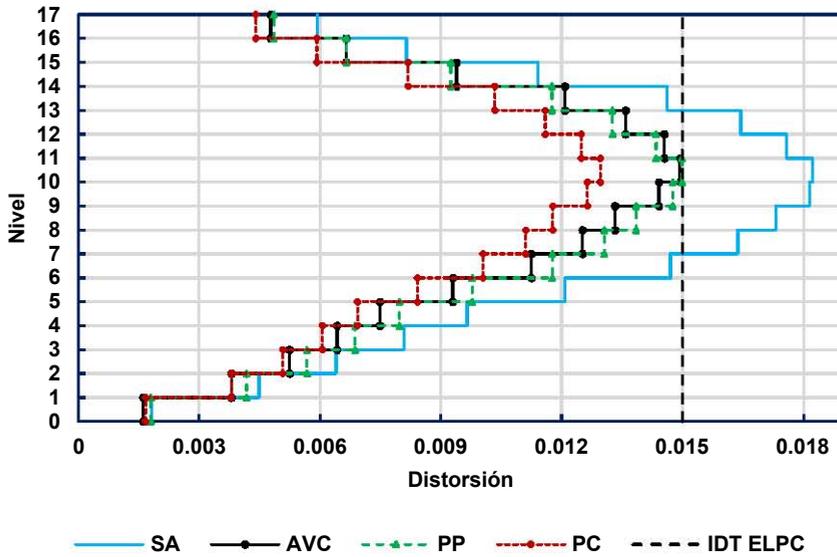
En el caso de los modelos diseñados con AFVLs utilizando el procedimiento del ASCE 7-10^[21] se presentan diferencias de hasta 13%; la diferencia es aún más notoria en los modelos diseñados con AFVNLs presentándose valores de hasta 31% con respecto a la distorsión objetivo. Ver Fig. 6.10. La distribución del daño, que se propone en los modelos diseñados del procedimiento propuesto corresponde con los resultados obtenidos del análisis dinámico no-lineal paso a paso de la estructura para todos los modelos (ver Figs. 6.4 - 6.6).



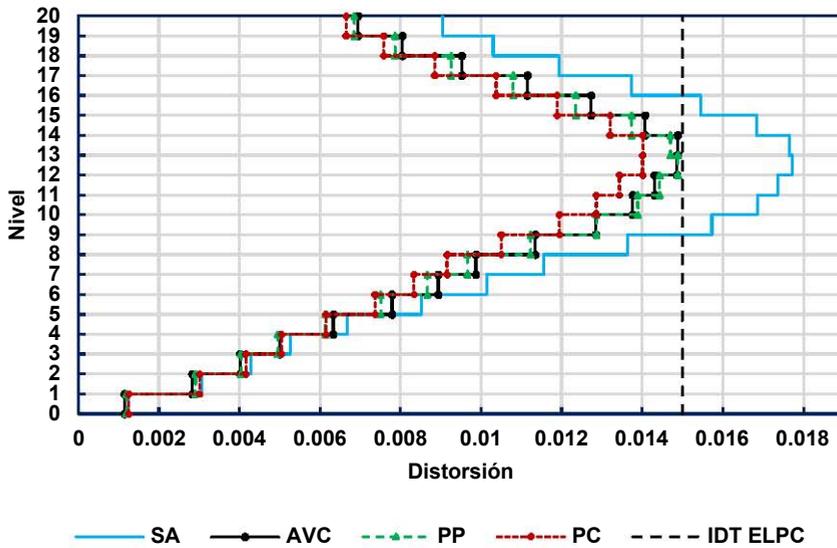
(a) 8 Niveles



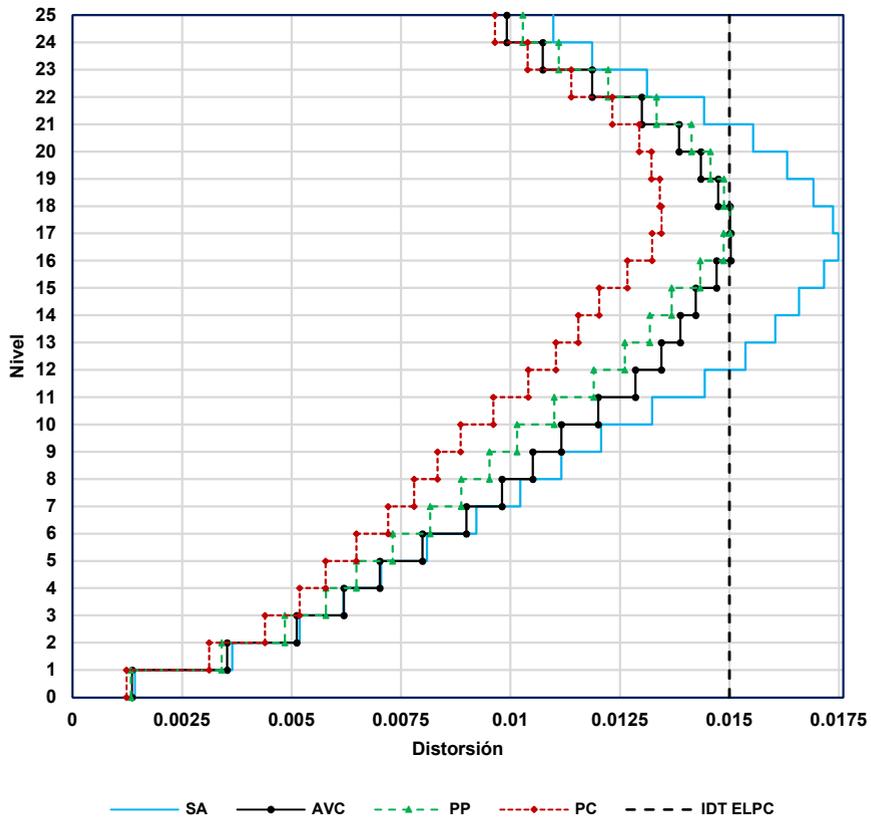
(b) 12 Niveles



(c) 17 Niveles

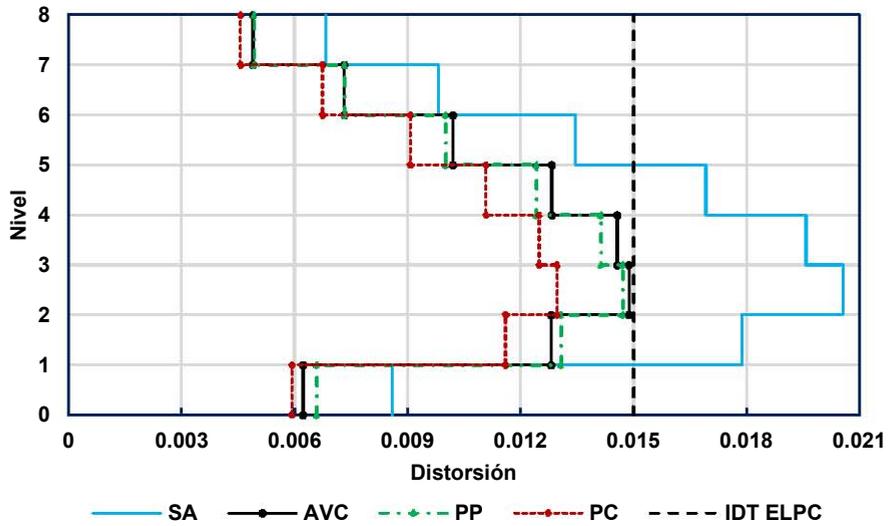


(d) 20 Niveles

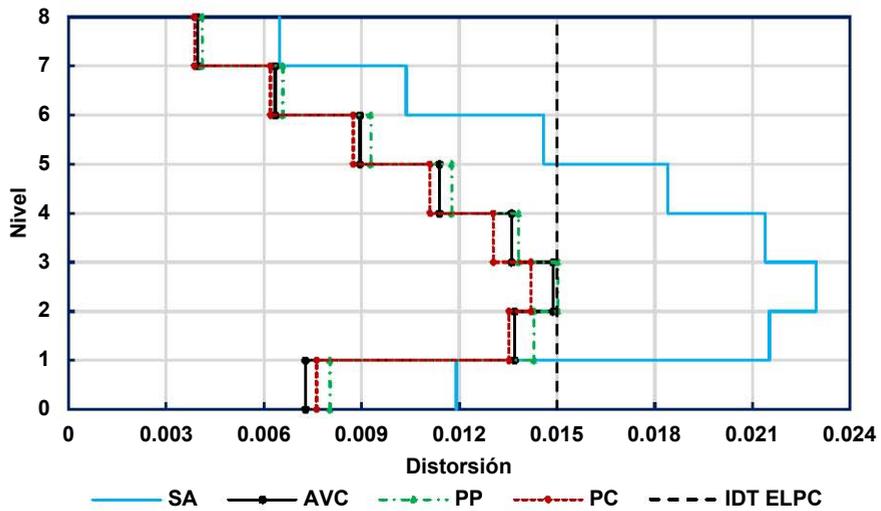


(e) 25 Niveles

Figura 6.7: Distorsiones de entresuelo de los marcos planos de concreto.

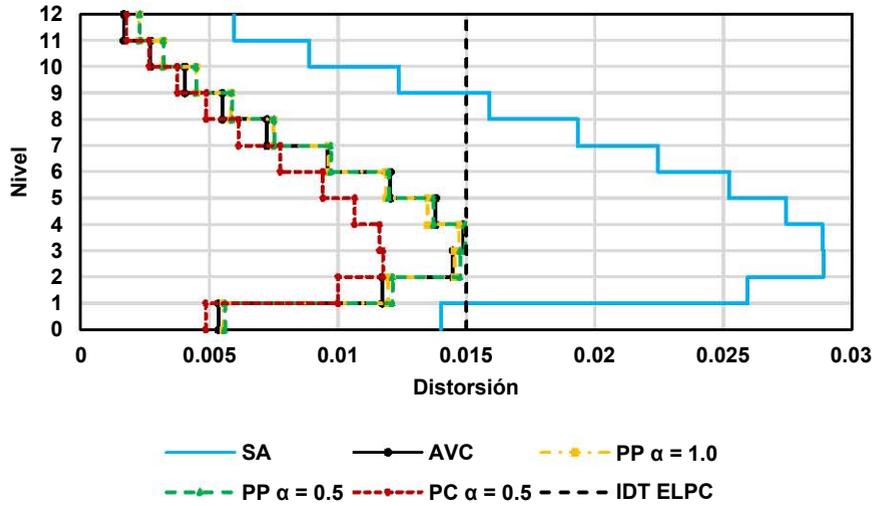


(a) Dirección X

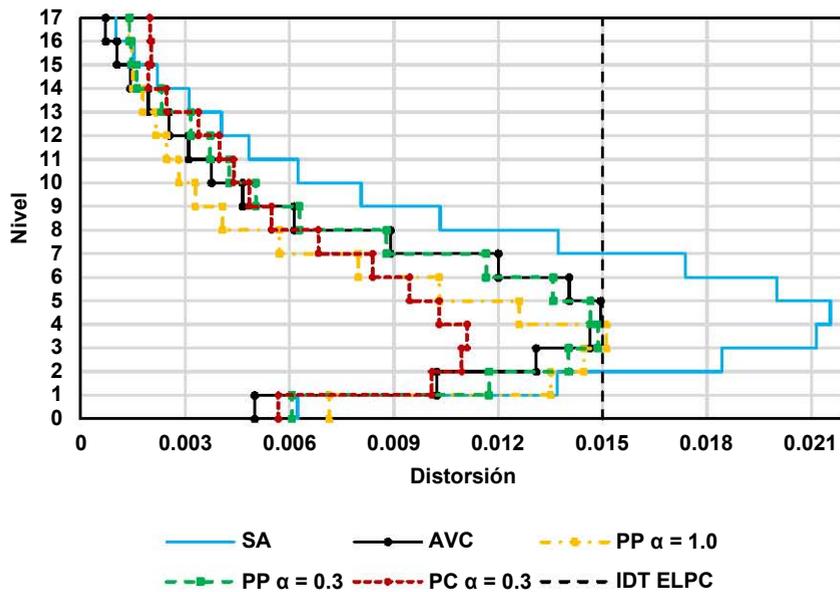


(b) Dirección Y

Figura 6.8: Distorsiones de entrecapso del marco tridimensional de 8 niveles.



(a) 12 Niveles



(b) 17 Niveles

Figura 6.9: Distorsiones de entrecimpo de los marcos planos de acero.

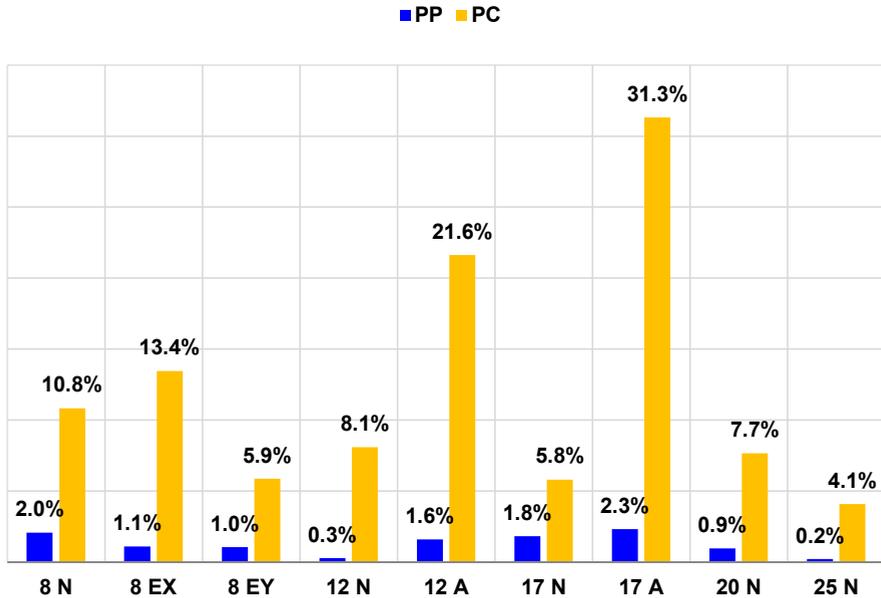
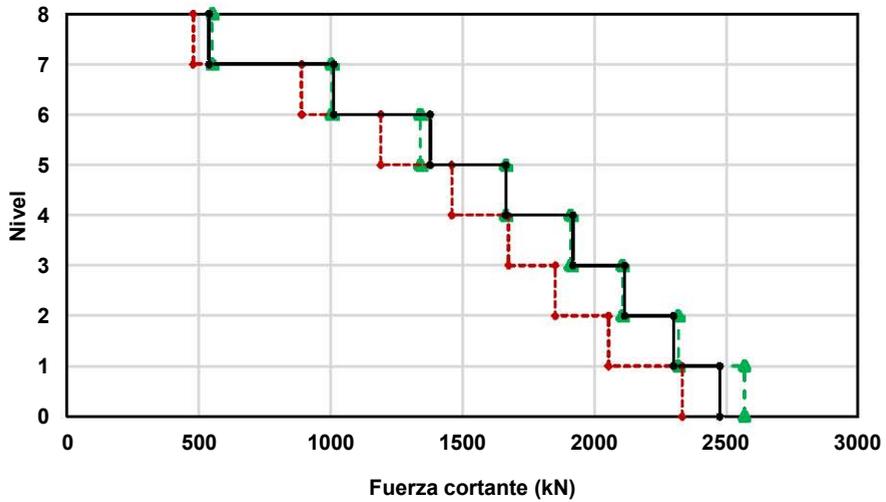


Figura 6.10: Errores de las distorsiones en el entrepiso crítico de los modelos diseñados.

En las Figs. 6.11 a 6.13 se muestran los perfiles de las fuerzas cortantes para los modelos diseñados. Como se puede apreciar, en general el cortante basal de la estructura con amortiguamiento viscoso suplementario (AVC) no presenta diferencias significativas con respecto al obtenido del análisis dinámico no-lineal paso a paso de la estructura equipada con los amortiguadores viscosos (PP), estos resultados son consistentes con los obtenidos con las distorsiones de entrepiso. En la Fig. 6.14 se presentan diferencias del cortante basal de los modelos diseñados, el valor máximo se presentó en el modelo de acero equipado con AFVNLs con casi 6% de diferencia.

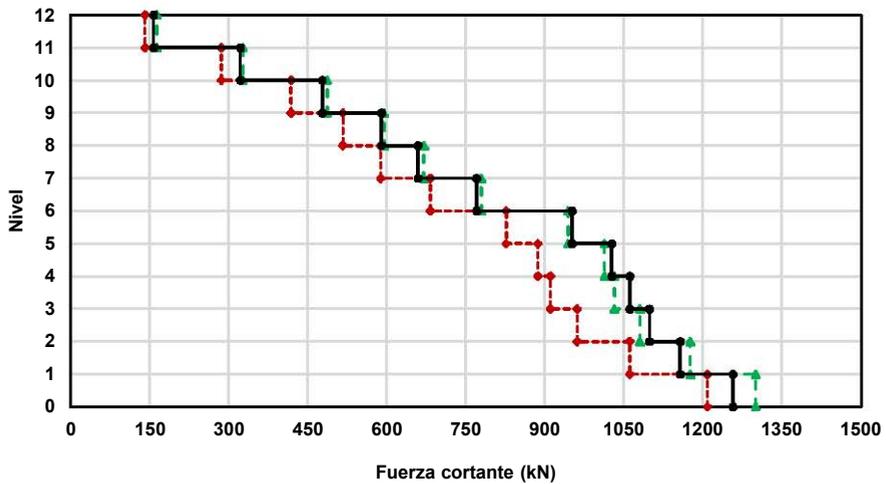
En la Fig. 6.15 se presentan las fuerzas axiales de las columnas del modelo de 17 niveles diseñado con el procedimiento propuesto para dos casos diferentes, el primero considerando AFVLS; y el segundo considerando AFVNLs. Como se puede apreciar, para una misma demanda de amorti-

guamiento viscoso suplementario, las fuerzas axiales no son comparables, esto se debe a que los amortiguadores viscosos lineales aumentan significativamente las fuerzas axiales en las columnas, lo cual puede repercutir directamente en la cimentación de la estructura.



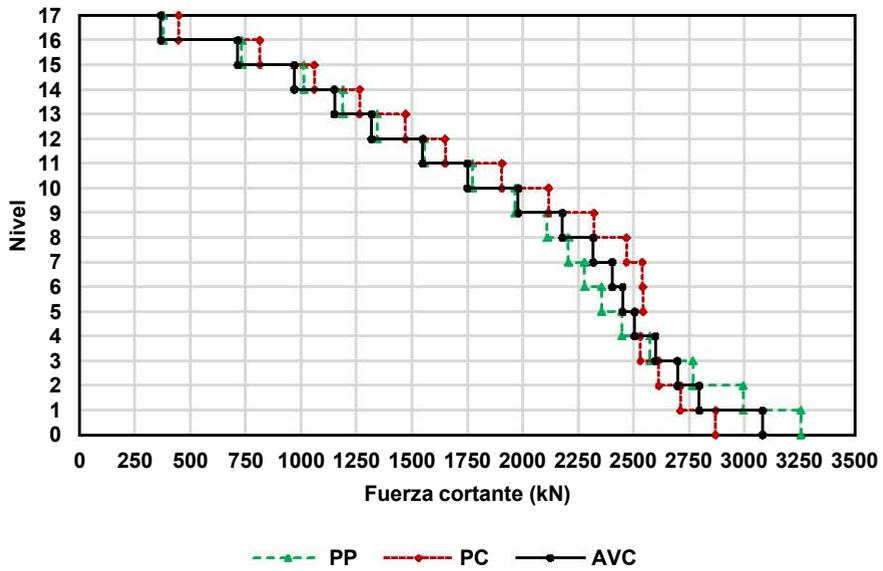
- - - ▲ PP
 - - - ● PC
 —●— AVC

(a) 8 Niveles

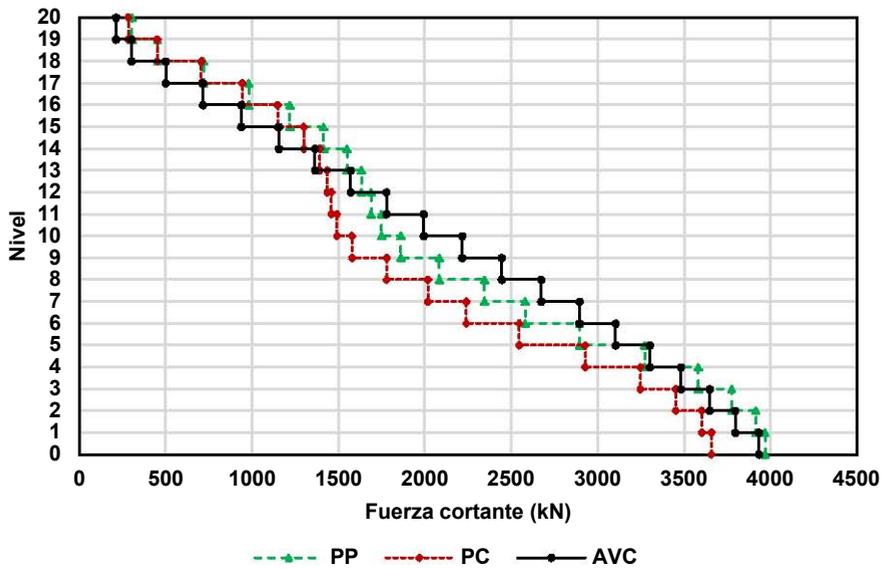


- - - ▲ PP
 - - - ● PC
 —●— AVC

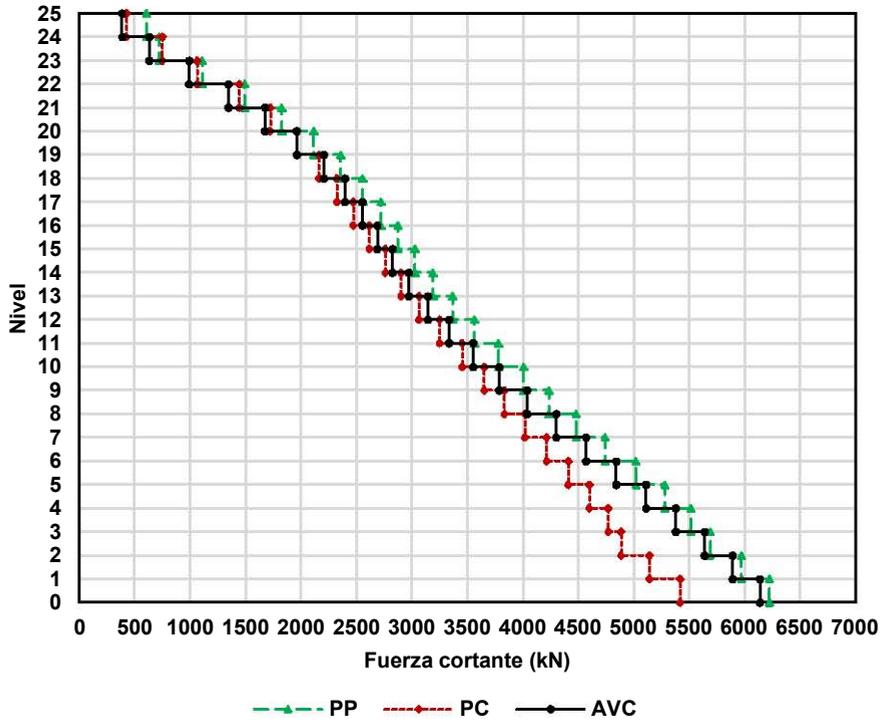
(b) 12 Niveles



(c) 17 Niveles

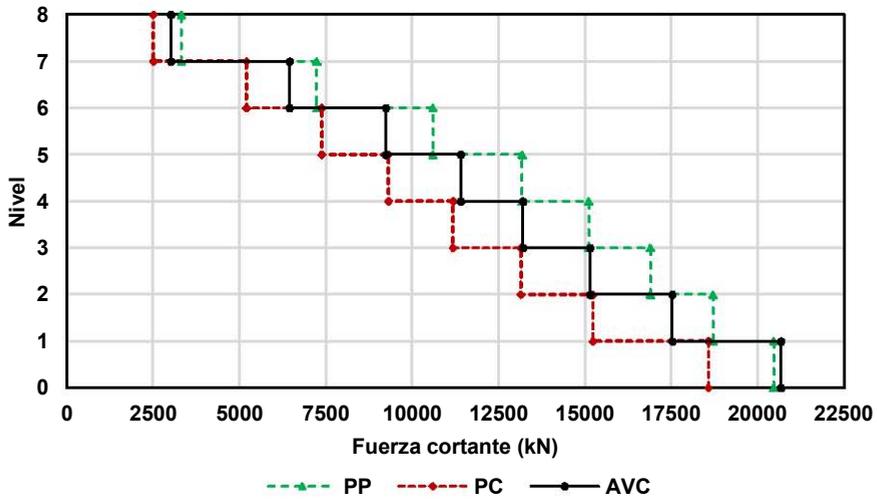


(d) 20 Niveles

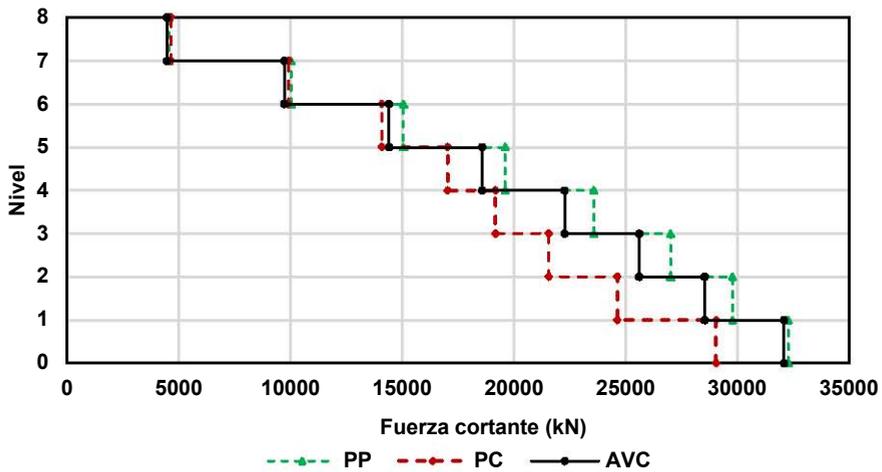


(e) 25 Niveles

Figura 6.11: Fuerzas cortantes de entrecorte de los marcos planos de concreto.

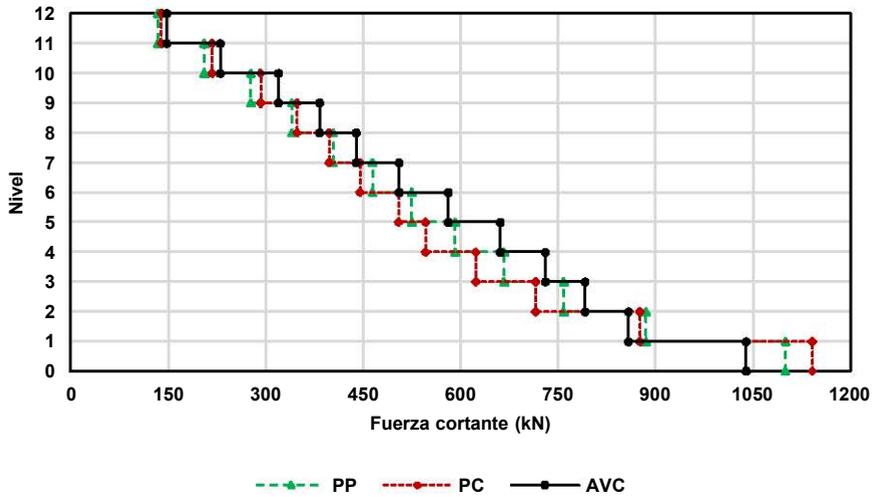


(a) Dirección X

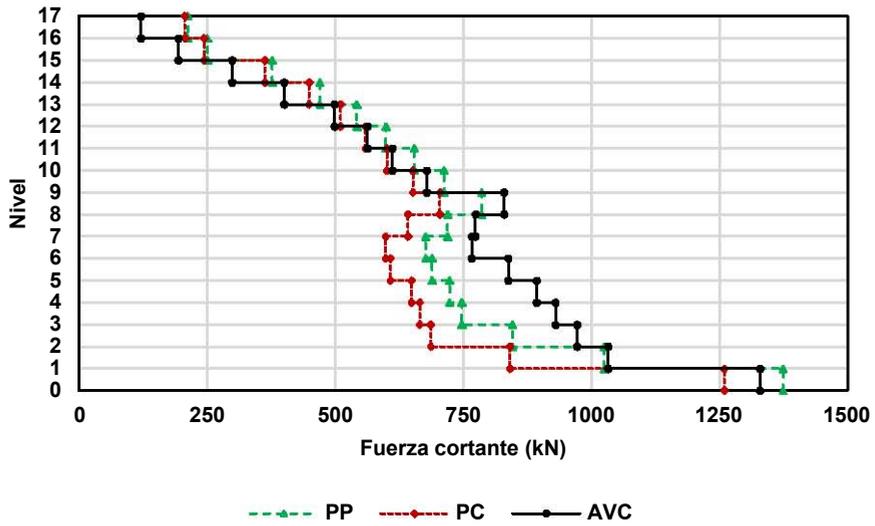


(b) Dirección Y

Figura 6.12: Fuerzas cortantes de entrepiso de marco tridimensional de 8 niveles.



(a) 12 Niveles



(b) 17 Niveles

Figura 6.13: Fuerzas cortantes de entrepiso de los marcos planos de acero

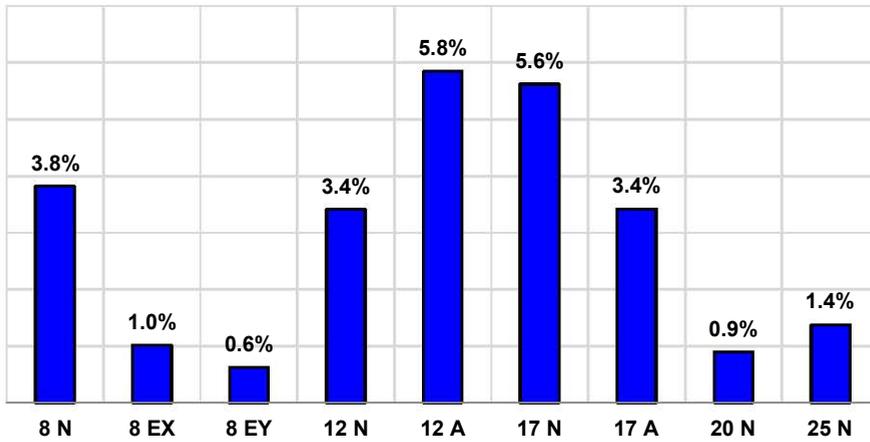


Figura 6.14: Errores del cortante basal de los modelos diseñados.

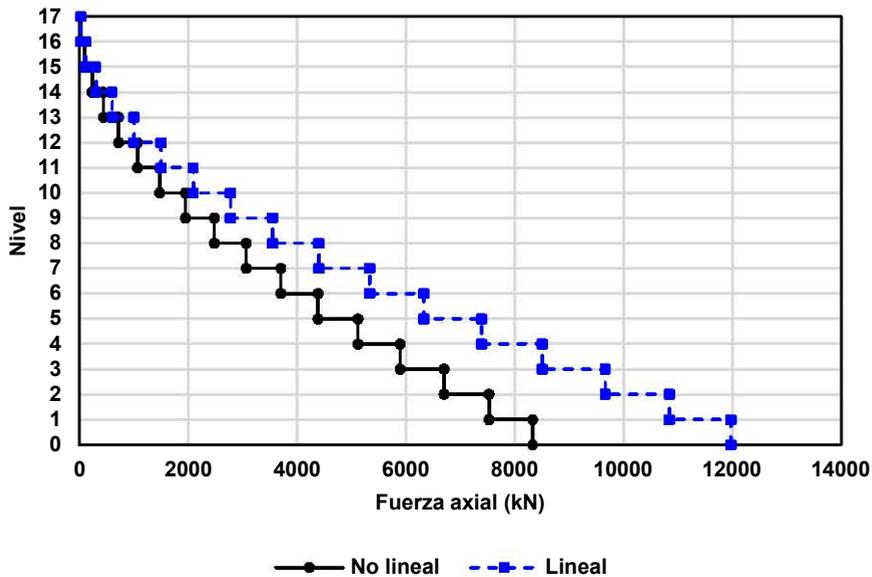


Figura 6.15: Fuerzas axiales para el marco de acero de 17 niveles.

Tal y como se pudo apreciar en las Figs. 6.7 - 6.9 y 6.11 - 6.13, en general los desempeños de los modelos diseñados calculados con el procedimiento propuesto no presentaron variaciones significativas, con respecto a los desempeños obtenidos mediante el procedimiento recomendado en el ASCE 7-10^[21]. Sin embargo, la diferencia más notoria, se presentó en el tamaño de los amortiguadores viscosos (coeficientes de amortiguamiento); en donde el coeficiente total de amortiguamiento para las estructuras diseñadas con el procedimiento propuesto presentó valores inferiores.

En la Fig. 6.16 se muestra la diferencia en porcentaje del coeficiente de amortiguamiento total obtenido con el procedimiento propuesto con respecto al obtenido con el procedimiento recomendado el ASCE 7-10^[21]. En el caso de los marcos planos la diferencia máxima fue de casi 33 %, la cual se presentó en los marcos de acero equipados con AFVNLs; en el caso del marco tridimensional la diferencia se incrementó hasta casi 30 %. Por lo tanto, para una misma demanda de amortiguamiento suplementario, el coeficiente de amortiguamiento de los disipadores de energía diseñados con el procedimiento propuesto presentó valores inferiores en comparación al procedimiento recomendado el ASCE 7-10^[21], a pesar que ambos cumplen con la distorsión límite permitida de acuerdo con el ELPC. Esta variación en el total del coeficiente de amortiguamiento de los disipadores de energía de la estructura puede repercutir directamente en el costo total de estos dispositivos.

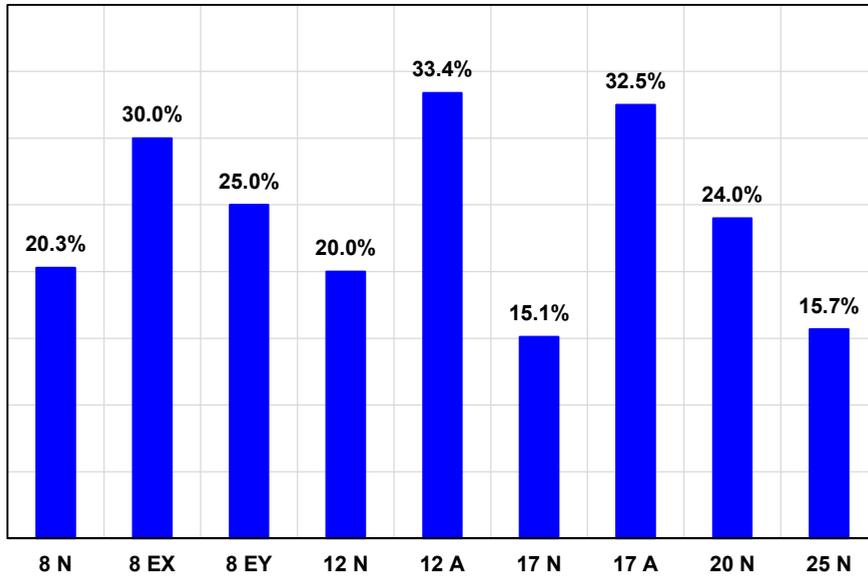


Figura 6.16: Diferencia en porcentaje de los coeficientes totales de amortiguamiento.

6.8. Validación del procedimiento de diseño ante un conjunto de registros sísmicos

Con el propósito de validar el procedimiento propuesto ante un conjunto de registros sísmicos, se realizó el diseño de un modelo de 12 niveles de acero equipado con AFVNL. A partir de este modelo se calcularon las distorsiones de entrepiso mediante un análisis dinámico no-lineal paso a paso, con las cuales se determinó la probabilidad de exceder el ELPC de acuerdo con las NTCDS-17^[22] mediante una curva de distribución lognormal acumulada. Se consideró un total de 22 registros sísmicos obtenidos de la estación Roma Sur, la cual está ubicada en zona de transición con Latitud 19.405 y Longitud 99.166. A continuación, se presenta como se realizó la validación del procedimiento de diseño propuesto:

1. Se diseñó tanto los elementos estructurales como los AFVNLs con el procedimiento propuesto un marco de 12 niveles de acero (ver Fig.6.3), para este caso se utilizó un valor de $\alpha = 0.3$. Como demanda sísmica se consideró el espectro de diseño (ver Fig.6.17) indicado en el SASID de las NTCDS-17^[22]. Este espectro está asociado a una $\mu = 2$ y un porcentaje del amortiguamiento crítico de 8 % (2 % de la parte viscosa inherente y 6 % de los dispositivos), como distorsión de diseño se consideró un valor de $\Delta = 0.015$ asociado al ELPC^[22].
2. Se escalaron los registros sísmicos de tal manera que sus correspondientes espectros inelásticos de respuesta presenten la misma aceleración espectral que el espectro de diseño en el SASID de las NTCDS-17^[22] en el periodo fundamental de la estructura $T_1 = 1.9s$, tal y como se muestra en la Fig.6.17. Los registros sísmicos se obtuvieron de la estación Roma Sur, la cual está ubicada en la calle Manzanillo esquina Quintana Roo, Col. Roma, México, D.F., las coordenadas son las mismas donde se ubico el modelo, la institución responsable fue INSTITUTO DE INGENIERÍA UNAM . En la tabla 6.6 se muestra las características de los registros utilizados en esta validación.

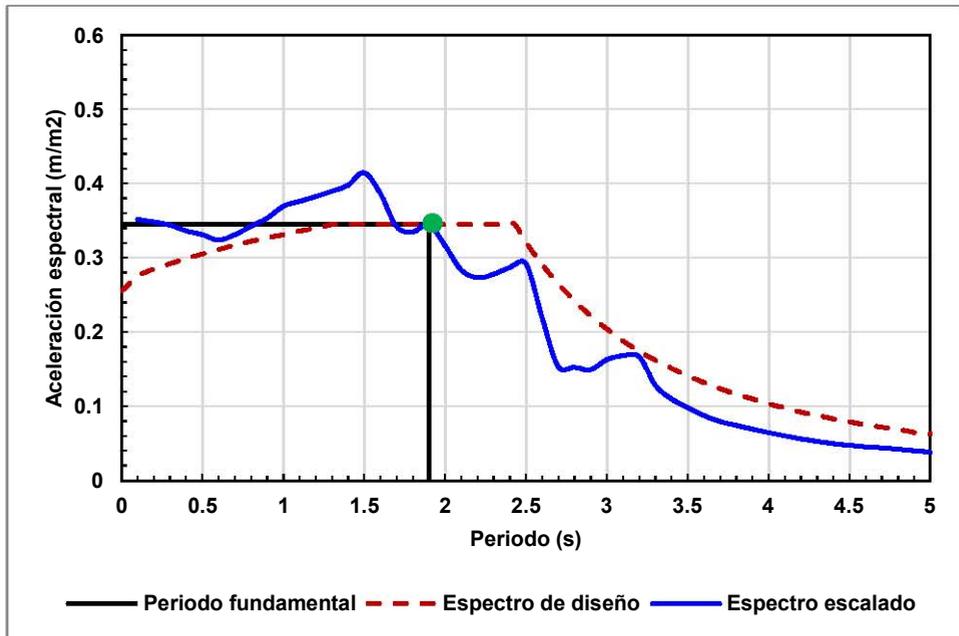


Figura 6.17: Espectro sísmico escalado.

Tabla 6.6: Características de los sismos considerados

| Evento | Fecha | Magnitud |
|--------|------------|----------|
| 1 | 25/04/1989 | 6.9 |
| 2 | 02/05/1989 | 6.3 |
| 3 | 15/05/1993 | 6.3 |
| 4 | 24/10/1993 | 6.6 |
| 5 | 10/12/1994 | 6.3 |
| 6 | 14/09/1995 | 7.3 |
| 7 | 09/10/1995 | 7.5 |
| 8 | 23/04/1996 | 6.3 |
| 9 | 15/07/1996 | 6.5 |
| 10 | 21/07/2000 | 6.3 |
| 11 | 09/08/2000 | 7.0 |

3. Se determinó el perfil de distorsiones del modelo diseñado, mediante un análisis dinámico no-lineal paso a paso para cada uno de los 20 registros sísmicos escalados en el punto anterior. El programa utilizado para hacer estos análisis fue Perform 3d^[70].
4. Con las distorsiones de entrepiso obtenidas en el punto anterior, se calcularon los siguientes parámetros estadísticos: (a) media, (b) mediana, (c) percentil 84, (d) percentil 16. Como se puede apreciar en la Fig.6.18, el perfil de distorsiones asociado a cada parámetro estadístico no excede la distorsión de diseño.

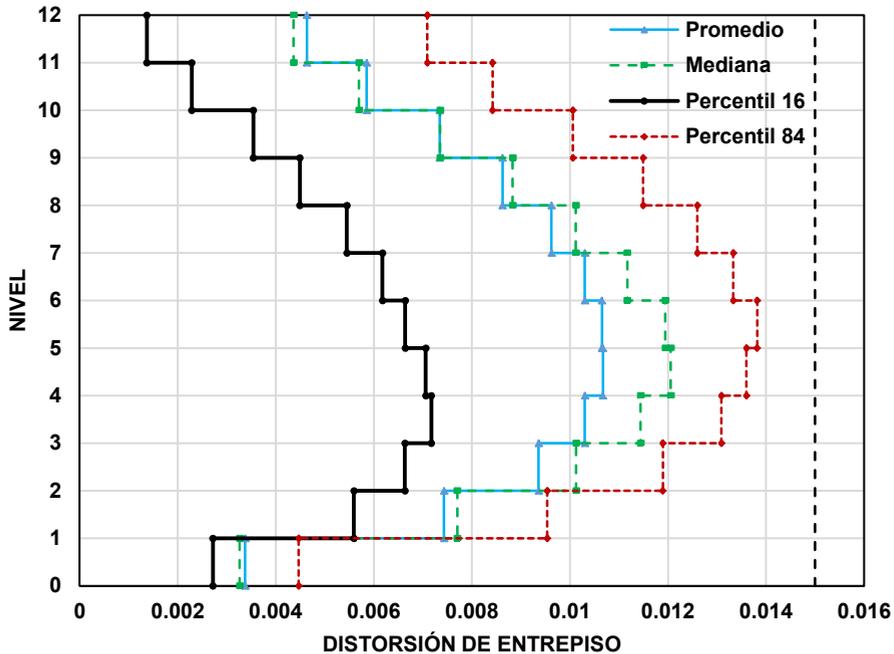


Figura 6.18: Parámetros estadísticos de la respuesta estructural.

5. Se determinó la curva que describe la distribución de densidad de probabilidad lognormal (ver Fig.6.19) en el entrepiso donde se presenta la máxima distorsión (entrepiso 5), con la ec.6.1. Esta ecuación está en función de los parámetros estadísticos de la media ($\eta = 0.010$), así como la desviación estándar ($\sigma = 0.003$).

$$F(\Delta) = \frac{1}{\Delta \sigma_{\Delta} \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(\ln(\Delta)-\eta)^2}{2\sigma_{\Delta}^2}} \quad (6.1)$$

donde:

- Δ = Distorsión de entrepiso
- σ_{Δ} = Desviación estándar del logaritmo natural de la distorsión de entrepiso
- η = Valor medio del logaritmo natural de la distorsión de entrepiso

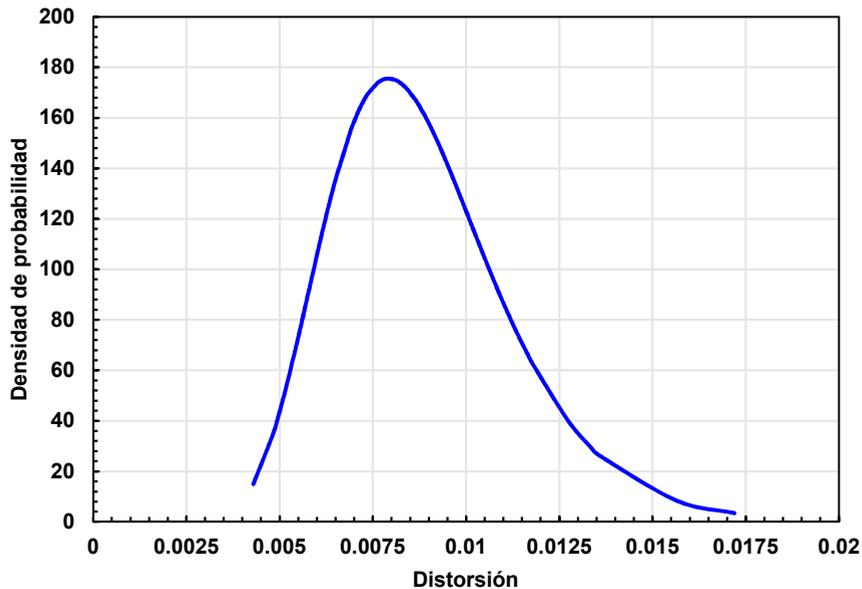


Figura 6.19: Curva de densidad de probabilidad

Se asumió una distribución lognormal debido a que, las distorsiones de entrepiso se calcularon a partir de los valores absolutos de los desplazamientos de la estructura. Esto es consistente con los resultados de Esteva y Rosenblueth [73], Shome y Niles [74] y Miranda et al [75].

6. Con los datos obtenidos en el punto anterior se determinó la curva que describe la distribución de probabilidad lognormal acumulada de la distorsión para el entrepiso crítico (ver Fig. 6.20). De acuerdo con esta curva, la probabilidad de no exceder la distorsión límite de 0.015 correspondiente al ELPC es casi de 95 %. Este valor también puede obtenerse integrándose la ec.6.1 y evaluándose para la distorsión de diseño, ec.6.2.

$$P(\Delta) = \int_0^{\Delta=0.015} F(\Delta)d(\Delta) \quad (6.2)$$

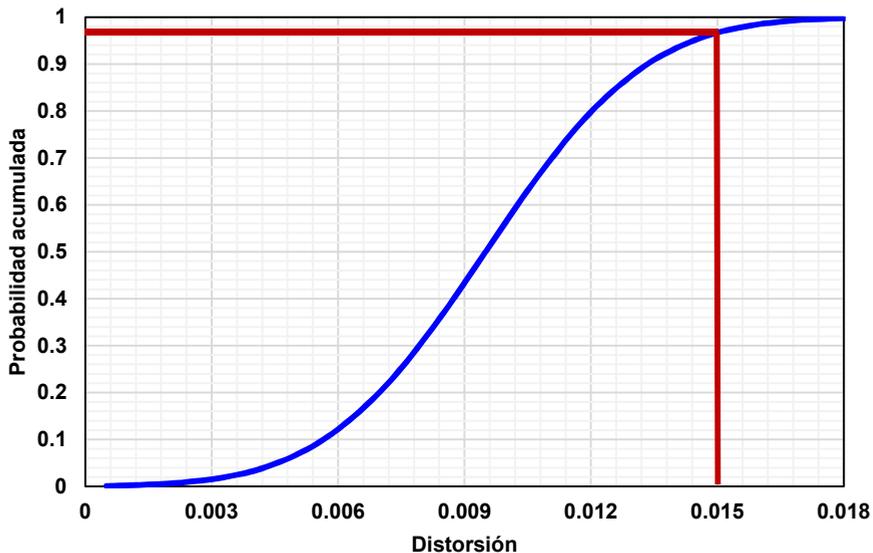


Figura 6.20: Curva de distribución lognormal acumulada de la distorsión para el entrepiso crítico

7. Se repiten los pasos 5 y 6 para los entrepisos restantes de la estructura, para calcular la probabilidad de que no se exceda la distorsión de límite. Con base a los resultados obtenidos, se construyó la gráfica de la Fig.6.21 que muestra la probabilidad de exceder la distorsión límite para cada entrepiso, *i.e.*, $1 - P(\Delta)$. En todos los entrepisos la probabilidad de exceder la distorsión objetivo, es menor al 4%. Este valor es consistente, de acuerdo con lo indicado en el Eurocódigo 8^[76], así como en los estudios de Buonopane et al^[77]; y Victorsson et al^[78], en el cual se indica que una estructura de acero tiene un desempeño aceptable cuando se presentan valores del orden del 2.5%.

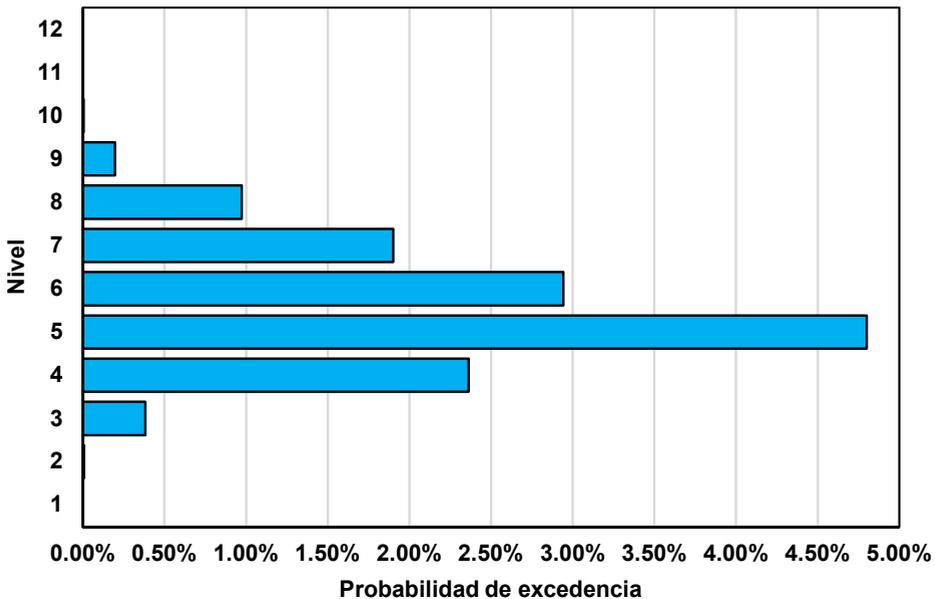


Figura 6.21: Probabilidad de excedencia de la distorsión de diseño para los entrepisos del modelo de acero de 12 niveles.

Capítulo 7

Conclusiones

En esta tesis se propone un procedimiento de diseño sísmico de estructuras basado en desplazamientos y control de daño considerando AFVLs y AFVNLs. La hipótesis fundamental del procedimiento es que el desempeño de un sistema no-lineal de MGDL equipado con amortiguadores de fluido viscoso se puede aproximar mediante el desempeño de un sistema no-lineal de RIGDL con amortiguamiento viscoso adicional asociado al modo fundamental de vibrar. Las propiedades del sistema se calculan mediante el análisis modal de los dos modelos elásticos simplificados representativos de las etapas de comportamiento elástico e inelástico, este último se define de acuerdo con un estado de daño asociado a un OD.

El procedimiento propuesto puede ser aplicado para el diseño de nuevas; o bien para la rehabilitación de estructuras. La inclusión de los amortiguadores viscosos en el procedimiento de diseño se basa en la idea que el amortiguamiento no-proporcional producido por estos dispositivos se puede aproximar mediante la suma de dos matrices; la primera matriz de amortiguamiento proporcional; y la segunda una matriz complementaria representativa del amortiguamiento no-proporcional. Con el propósito de considerar los AFVNLs en el procedimiento de diseño se propuso una equivalencia entre un amortiguador lineal y no-lineal, la cual está en función de las características de un AFVL, de las propiedades dinámicas de la estructura y del exponente del amortiguador.

La validación del procedimiento de diseño propuesto consistió en dos fases, en la primera se comparó el desempeño de ocho modelos diseñados con el procedimiento propuesto mediante un análisis dinámico no-lineal paso a paso. La demanda sísmica considerada para el diseño fue el espectro de respuesta correspondiente a un registro sísmico en particular. La segunda fase consistió en evaluar el desempeño de una estructura de 12 niveles de acero diseñada con el procedimiento propuesto mediante un análisis probabilístico, como demanda sísmica se consideró 22 registros del valle de México. A partir de los resultados obtenidos se puede establecer las siguientes conclusiones:

1. Las distorsiones en el entrepiso crítico de los modelos considerando el amortiguamiento proporcionado por los disipadores de energía como amortiguamiento proporcional no presentan diferencias significativas con respecto a las distorsiones obtenidas con un análisis dinámico no-lineal paso a paso de los modelos equipados con estos dispositivos (*i.e.*, amortiguamiento no-proporcional).
2. El procedimiento propuesto para el diseño de los AFVs presenta una buena aproximación de la distorsión objetivo de diseño, en comparación con los procedimientos recomendados en los manuales actuales. En particular usando el procedimiento de diseño del ASCE 7-10^[21] se presentaron diferencias hasta del 13 % para los modelos diseñados con AFVLs; en el caso de los modelos diseñados con AFVNLs se presentaron diferencias más significativas, con valores de hasta 31 % con respecto a la distorsión objetivo.
3. La equivalencia propuesta para determinar el tamaño de un AFVNL, la cual está en función de las características de un AFVLs, las propiedades dinámicas de la estructura, así como el exponente del amortiguador presentó una buena aproximación. Esto se puede apreciar de manera más clara con las distorsiones obtenidas para el modelo equipado con AFVLs, ya que no se presentaron diferencias significativas con respecto a las distorsiones obtenidas con el mismo modelo pero equipado con AFVNLs para una misma demanda de amortiguamien-

to de suplementario.

4. La diferencia más notable entre los resultados del procedimiento de diseño propuesto y el recomendado en los documentos técnicos tales como el ASCE 7-10^[21] está en el coeficiente total de amortiguamiento de los disipadores de energía. Puesto que, se presentaron valores inferiores en los modelos diseñados con el procedimiento propuesto, para una misma demanda de amortiguamiento suplementario. Para las estructuras diseñadas con el procedimiento de diseño se presentaron diferencias de hasta 33 %.
5. La distribución del daño, que se propone en los modelos del procedimiento de diseño propuesto se reproduce en los resultados obtenidos con el análisis dinámico no-lineal paso a paso para todos los modelos diseñados.
6. Los resultados del análisis probabilístico del modelo de 12 niveles de acero diseñado con el procedimiento propuesto, considerando como demanda sísmica 22 registros sísmicos del valle de México mostraron que la probabilidad de que se exceda la distorsión de entrepiso objetivo es de casi 2 %. Este valor es consistente, de acuerdo con lo indicado en el Eurocódigo 8^[76], así como en los estudios de Buonopane et al^[77]; y Victorsson et al^[78] en el cual se indica que una estructura de acero presenta un desempeño aceptable cuando presentan valores del orden del 2.5 %.
7. Los resultados obtenidos con el procedimiento propuesto para el diseño de estructuras con AFVs, que se propone en esta tesis, es capaz de satisfacer un objetivo de desempeño dado, siendo más preciso y versátil que otros procedimientos de diseño existentes, que consideran que el efecto proporcionado por los AFVs como amortiguamiento proporcional.

Referencias

- [1] Lopez-García D. A simple method for the design of optimal damper configurations in mdof structures. *Earthquake Spectra.*, 17(3):387–398, 2001.
- [2] FEMA 273. *Building Seismic Safety Council NEHRP guidelines for the seismic rehabilitation of buildings*. Federal Emergency Management Agency, Washington, DC, USA, 1997.
- [3] VISION 2000 Structural Engineers Association of California. *Performance based seismic engineering of buildings*. SEAOC, Sacramento, California, United States., 1 edition, 1995.
- [4] Priestley M. J. N., Calvi G. M., and Kowalsky M. J. *Displacement-based seismic design of structures*. IUSS Press, Pavia, Italy, 2007. ISBN: 8885701051.
- [5] Kappos A. J. and Stefanidou S. A deformation-based seismic design method for 3d r/c irregular buildings using inelastic dynamic analysis. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 8(4):875–895, Aug 2010.
- [6] Bishay-Girges N. W. *Seismic Protection of Structures Using Passive Control System*. PhD thesis, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, 2004.
- [7] Di Sarno L. and Elnashai A. S. Innovative strategies for seismic retrofitting of steel and composite structures. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 7(3):115–135, 2005.

-
- [8] Zemp Rene, Urrutia Roberto Cristián, Rendel Michael, Cavalla Guido, and De la Llera Juan. Design, testing and implementation of tadas devices in three rc buildings with shear walls and coupling beams. In *16 th World Conference on Earthquake Engineering*, 01 2017.
- [9] Qiang Xie. State of the art of buckling-restrained braces in asia. *Journal of Constructional Steel Research*, 61(6):727 – 748, 2005.
- [10] Chopra A. K. *Dynamics of structures: theory and applications to earthquake engineering*, volume 1. Prentice - Hall, Inc., Englewood Cliffs. N.J., 2012.
- [11] Constantinou M. C. and Symans M. D. Experimental and analytical investigation of seismic response of structures with supplemental fluid viscous dampers. Technical Report NCEER-92-0032, National Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York at Buffalo, 1992.
- [12] Taylor devices inc. <http://temblor.net>, 2017.
- [13] Samuele Infanti, H T Kang, and Maria Gabriella Castellano. Retrofit of bridges in korea using viscous damper technology. 08 2004.
- [14] Esteban Anzola Ilya Shleykov Sissy Nikolaou Ahmad Rahimian, Rodolfo E. Valles Mattox and Guillermo Diaz-Fanas. Structural design challenges for tall buildings in mexico city. *structural PERFORMANCE*, pages 18–22, 2019.
- [15] Mahmoodi P., Robertson L. E., Yontar M., Moy C., and Feld L. Performance of viscoelastic structural dampers in world trade centre towers. In *Dynamics of Structures, Structures Congress 1987*, 1987.
- [16] Deicon dynamics and controls. <http://www.deicon.com/tuned-mass-dampers/>, 2019.
- [17] Rowan Williams Davies. Rowan williams davies and irwin inc. (rwdi) guelph, ontario, canada. photos of taipei 101. <http://www.rwdi.com/project/taipei101>, 2011.

-
- [18] Labise C.C., Rodgers G., Macrae G., and Chase J. Viscous and hysteretic damping - impact of capacity design violation in augmented structural systems. *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, 45:23–30, 03 2012.
- [19] Lopez-Garcia D. and Soong T. T. Efficiency of a simple approach to damper allocation in mdof structures. *Journal of Structural Control.*, 9(1):19–30, 2002.
- [20] Hwang J. S., Huang Y.N., Yi S. L., and Ho S. Y. Design formulations for supplemental viscous dampers to building structures. *Journal of Structural Engineering*, 134(1):22–31, 2008.
- [21] American Society of Civil Engineers. *Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures*. ASCE/SEI Standard 7-10, USA, 2010.
- [22] NTCDS-17. Normas técnicas complementarias para diseño por sismo. *Gaceta Oficial del Distrito Federal*, 2017.
- [23] Panagiotakos T. B. and Fardis M. N. Deformation-controlled earthquake-resistant design of rc buildings. *Journal of Earthquake Engineering.*, 3(4):495–518, 1999.
- [24] Chopra A. K. and Goel R.K. Direct displacement-based design: Use of inelastic vs. elastic design spectra. *Earthquake Spectra*, 17(1):47–64, 2001.
- [25] Ayala A. G., Castellanos H., and Lopez S. A displacement-based seismic design method with damage control for rc buildings. *Earthquakes and Structures.*, 3(3):413–434, 06 2012.
- [26] Lopez S. *A displacement-based seismic design method for framed structures involving sidesway-collapse prevention*. PhD thesis, National Autonomous University of Mexico, Mexico, Agosto 2015.
- [27] Vamvatsikos D. and Aschheim M. A. Performance-based seismic design via yield frequency spectra. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics.*, 45(11):1759–1778, 2016.

-
- [28] Katsanos E. I. and Vamvatsikos D. Yield frequency spectra and seismic design of code-compatible rc structures: an illustrative example. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics.*, 46(11):1727–1745, 2017.
- [29] Building Seismic Safety Council. *Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings*. Federal Emergency Management Agency, Washington, DC, USA, 2000.
- [30] Hwang J. S. and Huang Y. N. Seismic design of structures with viscous dampers. *International Training Programs for Seismic Design of Building Structures.*, page 217–234, 2003.
- [31] Pekcan G., Mander J. B., and Chen S. S. Design and retrofit methodology for building structures with supplemental energy dissipating systems. Technical Report MCEER-99-0021, National Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York at Buffalo, 1999.
- [32] Landi L., Conti F., and Diotallevi P. P. Effectiveness of different distributions of viscous damping coefficients for the seismic retrofit of regular and irregular rc frames. *Engineering Structures*, 100:79 – 93, 2015.
- [33] Levy R. and Lavan O. Fully stressed design of passive controllers in framed structures for seismic loadings. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 32(6):485–498, Dec 2006.
- [34] Del Gobbo G. M., Williams M. S., and Blakeborough A. Comparing fluid viscous damper placement methods considering total-building seismic performance. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 47(14):2864–2886, 2018.
- [35] Liang Z., Lee G. C., Dargush G. F., and Song J. *Structural Damping: Applications in Seismic Response Modification*. Boca Raton, Oakland, California, 2012.
- [36] Ramirez O. M., Constantinou M. C., Kircher C. A., Whittaker A. S., Johnson M. W., Gomez J. D., and Chrysostomou C. Z. Development

- and evaluation of simplified procedures for analysis and design of buildings with passive energy dissipation systems. Technical report, State University of New York at Buffalo, New York NY, 2000.
- [37] Gülkan P. and Sozen M. Inelastic responses of reinforced concrete structures to earthquake motions. *Journal American Concrete Institute*, 71, 12 1974.
- [38] Shibata A. and Sozen M. Substitute structure method for seismic design in r/c. *Journal of the Structural Division, ASCE*, 102:1–18, 01 1976.
- [39] Varum H., Pinto A., Costa A., and Vila Real P. Simplified models for assessment and optimal redesign of irregular planar frames. *Engineering Structures*, 42:245 – 257, 2012.
- [40] Uang C. M. and Bertero V. V. Use of energy as a design criterion in earthquake-resistant design. *National Science Foundation*, page 57 p, 1988.
- [41] Symans M. D., Charney F. A., Whittaker A. S., Constantinou M. C., Kircher C. A., Johnson M. W., and McNamara R. J. Energy dissipation systems for seismic applications: Current practice and recent developments. *Journal of Structural Engineering*, 134(1):3–21, 2008.
- [42] Singh M. P. and Moreschi L. M. Optimal placement of dampers for passive response control. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 31(4):955–976, 2002.
- [43] Wongprasert N. and Symans M. D. Application of a genetic algorithm for optimal damper distribution within the nonlinear seismic benchmark building. *Journal of Engineering Mechanics*, 130(4):401–406, 2004.
- [44] Dargush G. F. and Sant R. S. Evolutionary aseismic design and retrofit of structures with passive energy dissipation. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 34(13):1601–1626, 2005.

-
- [45] Takewaki I. Optimal damper placement for minimum transfer functions. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 26(11):1113–1124, 1997.
- [46] Takewaki I. *Building control with passive dampers*. John Wiley and Sons, Singapore, 2009.
- [47] Zhang R. H. and Soong T. T. Seismic design of viscoelastic dampers for structural applications. *Journal of Structural Engineering*, 118(5):1375–1392, 1992.
- [48] Seleemah A. A. and Constantinou M. C. Investigation of seismic response of buildings with linear and nonlinear fluid viscous dampers. Technical report, State University of New York at Buffalo, New York NY, 1997.
- [49] Hanson R. D. and Soong T. T. *Seismic design with supplemental energy dissipation devices*. Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, California, 2001.
- [50] Rivera V. M. *Método dinámico modal para edificios con disipadores de energía viscosos no-lineal*. PhD thesis, Universidad Nacional Autónoma de México, Mexico, 2010.
- [51] Hwang J. S., Lin W. C., and Wu N. J. Comparison of distribution methods for viscous damping coefficients to buildings. *Structure and Infrastructure Engineering*, 9(1):28–41, 2013.
- [52] Santos-Santiago M., Ruiz S. E., Santiago A., and Valenzuela-Beltrán F. Comparación de dos métodos simplificados para el diseño sísmico de edificios con amortiguadores viscosos no lineales. In *XXI Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, 09 2017.
- [53] Santos-Santiago M., Ruiz S. E., and Valenzuela-Beltrán F. Multi-hazard risk assessment (seismic and wind) for buildings with dampers in Mexico City. In *Eleventh U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, 06 2018.

-
- [54] Mathur S. and Deb S.K. Seismic response control of rc setback building with friction dampers. *Indian Concrete Journal*, 77:1469–1472, 11 2003.
- [55] Chintanapakdee C. and Chopra A. K. Seismic response of vertically irregular frames: Response history and modal pushover analyses. *Journal of Structural Engineering*, 130(8):1177–1185, 2004.
- [56] De Stefano M. and Pintucchi B. A review of research on seismic behaviour of irregular building structures since 2002. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 6(2):285–308, May 2008.
- [57] Building Seismic Safety Council. *NEHRP Recommended Seismic Provisions for New Buildings and Other Structures*. NEHRP, FEMA P-750, Washington, DC., 1 edition, 2009.
- [58] Veletsos A. S. and Ventura C. E. Modal analysis of non-classically damped linear systems. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 14(2):217–243, 1986.
- [59] Soong T. T. and Mircea G. *Random Vibration in Mechanical and Structural System*, volume 1. Prentice - Hall, Inc., New York State Univ., Buffalo, Cornell Univ., Ithaca, NY, 01 1993.
- [60] De Domenico D. and Ricciardi G. Earthquake protection of structures with nonlinear viscous dampers optimized through an energy-based stochastic approach. *Engineering Structures*, 179:523 – 539, 2019.
- [61] Lin W. H. and Chopra A. K. Earthquake response of elastic sdf systems with non-linear fluid viscous dampers. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 31(9):1623–1642, 2002.
- [62] Symans M. D. and Constantinou M. C. Passive fluid viscous damping systems for seismic energy dissipation. *ISET J Earth Tech*, 35(4):185–206, 1998.
- [63] Diotallevi P. P., Landi L., and Dellavalle A. A methodology for the direct assessment of the damping ratio of structures equipped with nonlinear viscous dampers. *Journal of Earthquake Engineering*, 16(3):350–373, 2012.

- [64] Landi L., Fabbri O., and Diotallevi P. P. A two-step direct method for estimating the seismic response of nonlinear structures equipped with nonlinear viscous dampers. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 43(11):1641–1659, 2014.
- [65] Liu W., Tong M., and Lee G. C. Optimization methodology for damper configuration based on building performance indices. *Journal of Structural Engineering*, 131(11):1746–1756, 2005.
- [66] Hwang J. S. Seismic design of structures with viscous dampers. *International Training Programs for Seismic Design of Building Structures.*, page 40–53, 2005.
- [67] Ruiz S. E., Urrego E. O., and Silva-Gonzalez F. Influence of the spatial distribution of energy-dissipating bracing elements on the seismic response of multistorey frames. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 24:1511 – 1525, 11 1995.
- [68] Constantinou M., Tsopeles P., Hammel W., and Sigaher N. A. Toggle-brace-damper seismic energy dissipation systems. *Journal of Structural Engineering-asce - J STRUCT ENG-ASCE*, 127, 02 2001.
- [69] Menun C. and Der Kiureghian A. A replacement for the 30 %, 40 %, and srss rules for multicomponent seismic analysis. *Earthquake Spectra*, 14(1):153–163, 1998.
- [70] Perform 3D V5. *Non-linear Analysis and Performance Assessment for 3D Structures*. Computers and Structures, Inc. Berkeley, CA., 1 edition, 2007.
- [71] Medina R. and Krawinkler H. Seismic demands for nondeteriorating frame structures and their dependence on ground motions. Technical report, Pacific Earthquake Engineering Center (PEER), California USA, 2003.
- [72] Meli R. and Ávila J. A. The mexico earthquake of september 19, 1985—analysis of building response. *Earthquake Spectra*, 5(1):1–17, 1989.

- [73] Esteva E. and Rosenblueth L. Reliability basis for some mexican codes. *ACI Symposium Publication*, 31, 1972.
- [74] Shome N. *Probabilistic Seismic Demand Analysis of Nonlinear Structures*. PhD thesis, Stanford, CA, USA, 1999. AAI9924607.
- [75] Miranda E. and Aslani H. Probabilistic response assessment for building-specific loss estimation. page 59, 01 2003.
- [76] Comité técnico AEN/CTN 140 Eurocódigos estructurales. *Eurocódigo 8: Proyecto de estructuras sismorresistentes*. SEOPAN, MADRID-España, 8 edition, 2011.
- [77] Buonopane S. G. and Schafer B. W. Reliability of steel frames designed with advanced analysis. *Journal of Structural Engineering*, 132(2):267–276, 2006.
- [78] Victorsson V. K., Baker J. W., and Deierlein G. G. *Reliability Considerations in the Seismic Capacity Design Requirements for Force-Controlled Components*, pages 435–447. Springer Netherlands, Dordrecht, 2014.

Lista de Símbolos

$\{u\}$ Vector de desplazamiento

T_r Periodo de retorno

C_L Coeficiente de amortiguador lineal

C_α Coeficiente de amortiguador no-lineal

C_d Coeficiente de amortiguamiento del dispositivo

C_j Coeficiente de amortiguamiento del dispositivo j

D_{azotea} Amplitud del desplazamiento de la azotea

E_I Energía de entrada

E_ξ Energía disipada debido al amortiguamiento viscoso inherente

E_k Energía cinética

E_s Energía debida a las deformaciones elásticas

E_y Energía debida a las deformaciones inelásticas

E_c Módulo de elasticidad del concreto

E_s Módulo de elasticidad del acero

H_e Altura efectiva

H_z Altura de entrepiso crítico z

- K_1 Rigidez de almacenamiento
- K_2 Rigidez de pérdida
- K_e Rigidez efectiva
- L_1 Longitud de las vigas medido desde el centro de las columnas
- M Momento
- M_e Masa equivalente
- P Fuerza del amortiguador viscoso
- $P(\Delta)$ Probabilidad correspondiente a la distorsión de diseño
- PF_1^D Factor de participación del modelo inelástico asociado modo fundamental
- PF_1^E Factor de participación del modelo elástico asociado modo fundamental
- PF_i Factor de participación del modo i
- PV Peso volumétrico del concreto
- Sa_U Pseudo-aceleración espectral último
- Sa_y Pseudo-aceleración espectral de fluencia
- Sd_U Desplazamiento espectral último
- Sd_y Desplazamiento espectral de fluencia
- Sd_y Desplazamiento de fluencia del sistema
- T_{D1} Periodo del modelo inelástico asociado modo fundamental
- T_e Periodo efectivo de la estructura sustituta
- T_i Periodo de vibración de la estructura asociado al modo i
- V_{base} Cortante basal

- $[C_0^*]$ Matriz de amortiguamiento inherente generalizado
- $[C_0]$ Matriz del amortiguamiento viscoso inherente de la estructura
- $[C_{dnp}]$ Matriz de amortiguamiento complementaria asociada a los amortiguadores viscosos
- $[C_{dp}^*]$ Matriz de amortiguamiento proporcional generalizado asociado a los disipadores de energía
- $[C_{dp}]$ Matriz de amortiguamiento proporcional asociada a los amortiguadores viscosos
- $[C_d]$ Matriz de amortiguamiento correspondiente a los disipadores de energía
- $[C]$ Matriz de amortiguamiento
- $[K]$ Matriz de rigidez
- $[K^*]$ Matriz de rigidez generalizada
- $[M^*]$ Matriz de masa generalizada
- $[M]$ Matriz de masas
- $\{\ddot{u}\}$ Vector de aceleración
- $\{\dot{u}\}$ Vector de velocidad
- $\{x\}$ Vector de coordenadas modales
- a_0 Constante de proporcionalidad con unidad de s^{-1}
- a_1 Constante de proporcionalidad con unidad de s
- f'_c Esfuerzo a compresión del concreto
- f_j Factor de que depende de la geometría de la instalación del amortiguador j
- f_y Esfuerzo de fluencia del acero
- h_{v1} Peralte de la viga

- k Entrepiso donde se colocará amortiguadores viscosos
- m_q Masa correspondiente al entrepiso q
- n Número de niveles de la estructura
- nd Número de amortiguadores viscosos
- p Constante de proporcionalidad
- t Tiempo
- u_0 Amplitud del desplazamiento
- u_d Velocidad relativa entre los extremos del dispositivo
- C_t Coeficiente total de amortiguamiento de la estructura
- \ddot{u}_g Aceleración del suelo
- PF_R Factor de participación asociado modo residual

Lista de Acrónimos

1GDL Un grado de libertad

ADAS Added Damping/Added Stiffness

AFV Amortiguador de fluido viscoso

AFVL Amortiguador de fluido viscoso lineal

AFVNL Amortiguador de fluido viscoso no-lineal

ASCE American Society of Civil Engineers

AVC Estructura con amortiguamiento viscoso suplementario

BRB Buckling restrained brace

CQC Combinación cuadrática completa

DDBD Diseño directo basado en desplazamientos

DU Distribución uniforme

EL Estado límite

ELPC Estado límite de prevención de colapso

ELS Estado límite de servicio

FDSBD Filosofía del diseño sísmico basada en desempeño

FEMA Agencia Federal para el Manejo de Emergencias

MGDL Múltiples grados de libertad

NTCDS Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo

OD Objetivo de diseño

PC Procedimiento de comparación

PDI Parámetro de demanda de ingeniería

PP Procedimiento propuesto

R1GDL Referencia de un grado de libertad

SA Estructura sin amortiguadores

SBC Slotted Bolted Connections

SCT Secretaria de Comunicaciones y Transportes

SRSS Raíz cuadrada de la suma de los cuadrados

SSA Algoritmo de búsqueda secuencial

SSSA Algoritmo simplificado de búsqueda secuencial

TADAS Triangular-plate Added Damping and Stiffness

TMD Tuned mass damper

Lista de Símbolos Griegos

Δ Distorsión de diseño

Δ_U Distorsión de máxima permisible

Δ_y Distorsión de fluencia

Γ Función gama

Ω Frecuencia de la carga

α Exponente que depende de las propiedades de la viscosidad del fluido y del pistón del amortiguador

β Rigidez de post-fluencia

χ_k Parámetro genérico por entrepiso

δ_y Desplazamiento de fluencia

η Media

λ_D Factor de escala del modelo inelástico

λ_E Factor de escala del modelo elástico

$[\Phi]$ Matriz modal

$\{\iota\}$ Vector unitario

$\{\phi_R\}$ Modo residual

μ Ductilidad

- ω_i Frecuencia del modo i
- $\phi_{q,i}$ Desplazamiento modal del entrepiso q asociado al modo i
- $\phi_{rj,i}$ Diferencia entre los desplazamientos modales entre los extremos del amortiguador j asociada al modo i
- $\phi_{z,1}^D$ Desplazamiento modal inelástico del entrepiso crítico z
- $\phi_{z,1}^E$ Desplazamiento modal elástico del entrepiso crítico z
- ψ Factor que depende del material y del tipo de elemento estructural, 0.5 para elementos de concreto y 0.65 para elementos de acero
- ρ^D Pendiente de la segunda rama de la curva de comportamiento del sistema inelástico de referencia de un grado de libertad
- ρ^E Pendiente de la primera rama de la curva de comportamiento del sistema elástico de referencia de un grado de libertad
- σ Desviación estándar
- θ Ángulo que depende de la configuración del amortiguador viscoso
- ε_y Esfuerzo de fluencia del acero de refuerzo
- φ Curvatura
- ξ_{0i} Relación de amortiguamiento viscoso inherente
- ξ_0 Relación de amortiguamiento inherente
- ξ_{AFVL} Relación del amortiguamiento proporcionado por el amortiguador lineal
- ξ_{AFVNL} Relación del amortiguamiento proporcionado por el amortiguador no-lineal
- ξ_{di} Relación de amortiguamiento de los disipadores de energía correspondiente al modo i
- ξ_{effi} Relación de amortiguamiento efectivo correspondiente al modo i

ξ_{eq} Relación de amortiguamiento viscoso equivalente

$\xi_{Diseño}$ Relación del amortiguamiento de diseño

δ_d Desplazamiento de diseño

ξ_{dnp_i} Relación de amortiguamiento del modo i asociada a la $[C_{dnp}]$

ξ_{dpi} Relación de amortiguamiento del modo i asociada a la $[C_{dp}]$

ξ_{dnpR} Relación de amortiguamiento del modo $\{\phi_R\}$ correspondiente a la $[C_{dnp}]$

ξ_{dpR} Relación de amortiguamiento del modo $\{\phi_R\}$ correspondiente a la $[C_{dp}]$