



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

**MÉTODO GENERALIZADO DE DISEÑO BASADO EN DESPLAZAMIENTO
DIRECTO PARA EDIFICIOS CON DISIPADORES VISCOSOS NO LINEALES, Y
ALTERNATIVAMENTE CON HISTERÉTICOS.**

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

PRESENTA:
KELLY FÁTIMA DELGADO DE AGRELA

TUTORA PRINCIPAL
DRA. SONIA ELDA RUIZ GÓMEZ

CIUDAD UNIVERSITARIA, CD. MX. AGOSTO, 2018



Universidad Nacional
Autónoma de México



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. Luis Esteva Maraboto
Secretario:	Dr. Orlando Javier Díaz López
Vocal:	Dra. Sonia Elda Ruiz Gómez
1 ^{er} Suplente:	Dr. Héctor Guerrero Bobadilla
2 ^{do} Suplente:	Dr. Amador Terán Gilmore

Lugar o lugares donde se realizó la tesis:

Instituto de Ingeniería UNAM. Ciudad Universitaria. Ciudad de México

TUTORA DE TESIS:

DRA. SONIA ELDA RUIZ GÓMEZ

FIRMA

DEDICATORIA

A Dios, por darme sabiduría y fortaleza espiritual en los momentos más difíciles.

A mi abuelo Manuel, aunque ya no se encuentra físicamente conmigo, en vida siempre luché para ayudarme a alcanzar mis metas.

A mis hermanos Jesús y Alexandra, por impulsarme a lograr lo mejor de mí y porque siempre han sido mi mayor inspiración, y querer lograr siempre ser un mejor ejemplo para ellos.

A mi abuela María, por estar conmigo en todo momento a pesar de la distancia y darme todo su apoyo.

A mis padres, porque han logrado motivarme a trabajar duro para lograr mi objetivo.

A mi novio Francisco, por toda su paciencia y apoyo en todo este recorrido.

AGRADECIMIENTOS

A la Dra. Sonia Ruiz, por orientarme en este tema de investigación y por hacerme parte de su gran equipo, por brindarme su apoyo y conocimiento durante la elaboración de este trabajo.

A mi Alma Mater la Universidad de Carabobo, por haberme dado una excelente formación y todas las herramientas para poder realizar esta Maestría.

A la Universidad Nacional Autónoma de México, por abrirme las puertas a esta gran casa de estudios y continuar con mi preparación como profesional.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, CONACYT, por el apoyo económico brindado para realizar mis estudios.

Al Instituto de Ingeniería de la UNAM por las instalaciones y recursos prestados durante la elaboración de este trabajo, así como todo aquel conocimiento que adquirí por medio de su gran equipo de trabajo.

A mis compañeros de estudio, por su apoyo y amistad durante todo este tiempo.

A la Familia Segovia Ochoa y a Carlos Vargas, por brindarme un hogar en un nuevo país.

RESUMEN

Se propone una metodología generalizada de diseño basado en desplazamiento directo (DBDD) que es aplicable tanto para edificios con disipadores viscosos no lineales como para edificios con disipadores histeréticos. El sistema global se considera formado por marcos estructurales capaces de soportar cargas gravitacionales y laterales bajo un comportamiento de respuesta elástica al cual se define como sistema principal, más un conjunto de dispositivos de protección de energía sísmica (DPES) para el sistema secundario. Los parámetros de control del diseño varían de acuerdo del tipo de disipador, los viscosos no lineales están caracterizados por: (1) amortiguamiento crítico suplementario ζ_{ED} y (2) exponente positivo real, que representa la no linealidad del disipador α' ; mientras que los disipadores histeréticos se caracterizan por (1) la relación de rigidez α , y (2) la relación de resistencia γ , entre el sistema principal y el sistema secundario.

El procedimiento de diseño preliminar se lleva a cabo usando el enfoque de una estructura sustituta con un sistema equivalente de un grado de libertad (SE1GL) que permite representar la rigidez, y la resistencia del sistema de múltiples grados de libertad (MGL).

Se consideran dos niveles de desempeño: estado límite de servicio y estado límite de seguridad contra el colapso. Las ordenas espectrales de la demanda de desplazamiento se reducen por la contribución de los DPES conforme a un factor de reducción por amortiguamiento suplementario β_v para sistemas con disipadores viscosos no lineales, y β_h para sistemas con disipadores histeréticos. Se utiliza un procedimiento para distribuir la resistencia y rigidez efectiva al sistema de MGL, así como para dimensionar los elementos estructurales que cumplan con la rigidez requerida por el diseño.

El diseño de los disipadores depende de la variación de un parámetro propio del dispositivo, para los disipadores viscosos no lineales se varía la sumatoria de las constantes de amortiguamiento C_j de los disipadores en el primer nivel; por otra parte, para los disipadores histeréticos se varía el parámetro η que relaciona la longitud del núcleo del disipador y la longitud total.

El método se aplica a un edificio de 8 niveles, formado por marcos de acero estructural y equipado con DPES, el cual se encuentra desplantado en zona de suelo blando de la Ciudad de México, y la propuesta se valida mediante análisis estáticos no lineales y análisis no lineales en el tiempo.

ABSTRACT

A generalized design methodology is proposed based on Direct Based Displacement Design (DBDD), which is applied to buildings with non-linear viscous dampers as well as with hysteretic dampers. The global system is formed by a main system defined as a structural regular moment frame capable of supporting gravity and lateral loads under elastic response behavior, plus a secondary system composed by a set of seismic energy protection devices (SEPD). The control parameters for design depends on the type of damper. Non-linear viscous dampers are characterized by: (1) Supplemental critic damping ζ_{ED} , and (2) A positive real exponent which represents the non-linearity of the damper α' ; on the other hand, hysteretic dampers are characterized by: (1) the stiffness ratio α , and (2) the strength ratio γ , between the systems.

The design procedure is carried out using a substitute structure, where an equivalent single degree of freedom system represents the stiffness and the strength of a system with multiple degrees of freedom (MDF).

Two limits states are verified: serviceability and near collapse. The reduction of the spectral ordinates according to the additional damping, introduced to the structure by the SEPD, is performed by β_v for structures with non-linear viscous dampers, and β_h for structures with hysteretic dampers.

A procedure is used to distribute the effective strength and the stiffness to MDF, as well as to select the preliminary size of the structural elements such as columns and beams, using the stiffness required by design.

For non-linear viscous dampers, the design depends on the variability of damping coefficient C_j , and for hysteretic dampers the variability of the core length ratio η is considered.

The proposed design methodology is applied to an 8-story steel moment frame building equipped with seismic energy protection devices, located in soft soil zone of Mexico City, with a dominant period $T_g = 1.20$ s. In order to validate the approach, nonlinear static analyses and nonlinear time history analyses are performed.

INTRODUCCIÓN

El presente trabajo de investigación consta de cinco capítulos que tienen como propósito desarrollar los objetivos de la investigación. A continuación, se presenta una breve descripción de estos:

Capítulo I. Se muestra el planteamiento del problema, formulando las interrogativas que logran responder a los objetivos de la investigación, es en este capítulo se justifica la realización del trabajo de investigación, y se incorpora el alcance del mismo.

Capítulo II. Consiste en una revisión documental y bibliográfica por el cual se respalda la investigación, entre las cuales se mencionan investigaciones y publicaciones previas, teorías y conceptos fundamentales, requerimientos de algunas normativas legales aplicadas a la metodología desarrollada, entre otros.

Capítulo III. Se describe paso a paso la metodología propuesta según los fundamentos del método de diseño basado en desplazamiento, discretizada de acuerdo con el tipo de disipador que se implementa al sistema estructural: disipadores viscosos no lineales o disipadores histeréticos.

Capítulo IV. En este capítulo se menciona las características a considerar para los ejemplos de aplicación del procedimiento propuesto. Se indaga en las principales diferencias para el diseño en función del tipo de disipador.

Capítulo V. Se valida la metodología propuesta en la investigación aplicando análisis lineales y no lineales a los modelos de ejemplificación, con la finalidad de evaluar el comportamiento dinámico.

Finalmente, se presentan las conclusiones que se generan para cada objetivo de la investigación, de igual manera se incluyen las referencias bibliográficas consultadas para desarrollar la tesis.

CONTENIDO

DEDICATORIA.....III

AGRADECIMIENTOS.....IV

RESUMEN..... V

ABSTRACT..... VI

INTRODUCCIÓN VII

CONTENIDO.....VIII

ÍNDICE DE FIGURAS..... X

ÍNDICE DE TABLAS..... XII

CAPÍTULO I..... 1

1. EL PROBLEMA 1

1.1 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA..... 1

1.2 OBJETIVOS..... 2

1.3 JUSTIFICACION, HIPÓTESIS Y ALCANCES..... 2

CAPÍTULO II 4

2. MARCO TEÓRICO..... 4

2.1 ANTECEDENTES 4

2.2 BASES TEÓRICAS 7

CAPÍTULO III..... 25

3. DESCRIPCIÓN DEL MÉTODO DE DISEÑO PROPUESTO PARA EDIFICIOS CON DISIPADORES VISCOSOS NO LINEALES Y, ALTERNATIVAMENTE CON HISTERÉTICOS..... 25

3.1 ETAPA 1. OBJETIVOS DE DESEMPEÑO..... 26

3.2 ETAPA 2. PERFIL DE DESPLAZAMIENTO..... 27

3.3 ESTAPA 3. PARÁMETROS DE CONTROL..... 31

3.4 ESTAPA 4. SISTEMA EQUIVALENTE DE UN GRADO DE LIBERTAD (SE1GL)..... 34

3.5 ESTAPA 5. DEMANDA DE DESPLAZAMIENTOS Y REDUCCIÓN POR AMORTIGUAMIENTO SUPLEMENTARIO..... 35

3.6 ETAPA 6. PERIODO DE DISEÑO DEL SISTEMA COMBINADO 38

3.7 ETAPA 7. DISTRIBUCIÓN DE RIGIDEZ Y FUERZA LATERAL 45

3.8 ETAPA 8. DIMENSIONAMIENTO DE LOS ELEMENTOS ESTRUCTURALES DEL SISTEMA PRINCIPAL..... 47

3.9 ETAPA 9. DISEÑO DE LOS DISIPADORES..... 47

CAPÍTULO IV..... 58

4. APLICACIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO..... 58

4.1 CARACTERÍSTICAS DEL MODELO ESTRUCTURAL 58

4.2 APLICACIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO PARA EL MODELO, CON DPES
VISCOSOS NO LINEALES, Y ALTERNATIVAMENTE HISTERÉTICOS 59

CAPÍTULO V..... 69

5. VALIDACIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO..... 69

5.1 RIGIDEZ LATERAL 71

5.2 CORTANTE BASAL..... 74

5.3 ANÁLISIS ELÁSTICO LINEAL (AEL)..... 76

5.4 ANÁLISIS ESTÁTICO NO LINEAL (AENL)..... 83

5.5 ANÁLISIS NO LINEAL EN EL TIEMPO (ANLT) 86

CONCLUSIONES..... 93

REFERENCIAS..... 95

APÉNDICE A..... 99

APÉNDICE B..... 102

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 Niveles de desempeño para diseño sísmico..... 9

Figura 2.2 Procedimiento general para el diseño basado en desplazamiento directo (DBDD).... 10

Figura 2.3 Estructura de un dissipador viscoso no lineal. 14

Figura 2.4 Ciclo de histéresis para un dissipador viscoso en función del exponente de no linealidad ante un movimiento armónico. 15

Figura 2.5 Esquema conceptual de estructuras de daño controlado. 18

Figura 2.6 Comportamiento de la estructura y el DEPS. 18

Figura 2.7 Curva general de capacidad para sistemas con disipadores histeréticos. 19

Figura 2.8 Componentes esquemáticos y comportamiento de un CVPR. 20

Figura 2.9 Estructura de un dissipador histerético CVPR. 21

Figura 2.10 Configuración de los dispositivos CVPR. 23

Figura 2.11 Fuerza cortante en el sistema que genera la fluencia del CVPR. 24

Figura 3.1 Diagrama de bloques del método generalizado propuesto. 25

Figura 3.2 Forma modal..... 31

Figura 3.3 Proceso para determinar el periodo efectivo y periodo de servicio..... 39

Figura 3.4 Curva de capacidad para sistemas con disipadores viscosos no lineales. 41

Figura 3.5 Cálculo de la rigidez efectiva e inicial para disipadores histeréticos. 43

Figura 3.6 Curva de capacidad del sistema combinado 44

Figura 3.7 Diagrama de bloques para el método generalizado 52

Figura 3.8 Continuación del diagrama de bloques para el método generalizado 53

Figura 3.9 Diagrama de bloques para diseño de disipadores viscosos no lineales 54

Figura 3.10 Diagrama de bloques para colapso en estructuras con disipadores histeréticos según el algoritmo desarrollo por Segovia & Ruíz (2015)..... 55

Figura 4.1 (a) Planta del modelo estructural con DPES (b) Elevación del modelo estructural con DPES..... 58

Figura 4.2 Espectros de demanda de diseño sísmico 59

Figura 4.3 Comparación de espectros de demanda en el diseño de DPES viscosos no lineales SV1 e histeréticos SH1. 64

Figura 4.4 Comparación de espectros de demanda por desplazamiento para servicio, en el diseño de DPES viscosos no lineales SV1 e histeréticos SH1 64

Figura 4.5 Periodo de diseño para estructuras con disipadores viscosos no lineales SV1 y SV2. 67

Figura 4.6 Periodo de diseño para estructuras con disipadores histeréticos SH1 y SH2..... 67

Figura 5.1 Distribución de rigidez lateral en modelos con DPES Viscosos No Lineales. 73

Figura 5.2 Distribución de rigidez lateral en modelos con DPES Histeréticos. 74

Figura 5.3 Distribución de cortante de entrepiso en servicio para modelos con DPES viscosos no lineales 75

Figura 5.4 Distribución de cortante de entrepiso en seguridad contra el colapso para modelos con DPES viscosos no lineales 75

Figura 5.5 Distribución de cortante de entrepiso en servicio en modelos con DPES histeréticos. 76

Figura 5.6 Distribución de cortante de entrepiso en seguridad contra el colapso modelos con DPES histeréticos 76

Figura 5.7 Desplazamiento lateral en servicio de los modelos con DPES viscosos no lineales. . 77

Figura 5.8 Distorsiones de entrepiso en servicio de modelos con DPES viscosos no lineales.... 78

Figura 5.9 Desplazamiento lateral en seguridad contra el colapso de modelos con DPES viscosos no lineales 79

Figura 5.10 Distorsiones de entrepiso en seguridad contra el colapso de modelos con DPES viscosos no lineales..... 79

Figura 5.11 Desplazamiento lateral en servicio para modelos con DPES histeréticos..... 80

Figura 5.12 Distorsión de entrepiso en servicio para modelos con DPES histeréticos 81

Figura 5.13 Desplazamiento lateral para seguridad contra el colapso de modelos con DPES histeréticos 82

Figura 5.14 Desplazamiento lateral en seguridad contra el colapso de modelos con DPES histeréticos 82

Figura 5.15 Curvas de Capacidad para modelos con DPES disipadores viscosos no lineales. ... 84

Figura 5.16 Curvas de Capacidad Teórica para los modelos con DPES histeréticos. 85

Figura 5.17 Curvas de Capacidad del AENL para los modelos con disipadores histeréticos. 86

Figura 5.18 Espectros de respuestas para los registros empleados en el ANLT..... 87

Figura 5.19 Demanda de desplazamiento del ANLT para modelos con disipadores viscosos no lineales 90

Figura 5.20 Demanda de distorsión de entrepiso del ANLT para modelos con disipadores viscosos no lineales. 90

Figura 5.21 Demanda de desplazamiento lateral del ANLT para modelos con disipadores histeréticos. 91

Figura 5.22 Demanda de distorsión de entrepiso del ANLT para modelos con disipadores histeréticos. 92

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1 Factor de amplificación para distintas configuraciones de DPES viscoso no lineales. 17

Tabla 3.1 Objetivos de desempeño para edificios con disipadores viscosos no lineales..... 26

Tabla 3.2. Objetivos de desempeño para edificios con disipadores histeréticos 27

Tabla 3.3 Relación de Z/I para distintos grupos de secciones de diseño 28

Tabla 3.4 Valores de ϵ , λ , τ en función de T_g 36

Tabla 3.5 Valores de los parámetros ψ y F_a 38

Tabla 3.6 Clasificación de zonas del valle de México según el periodo de suelo T_g 38

Tabla 3.7 Resumen del procedimiento para determinar el periodo de diseño de estructuras con disipadores viscosos no lineales..... 41

Tabla 3.8 Resumen del procedimiento para determinar el periodo de diseño de estructuras con disipadores histeréticos. 44

Tabla 3.9 Nomenclatura correspondiente al diagrama de bloques. 56

Tabla 4.1 Distorsión de fluencia del marco en función del tipo de sección para vigas. 60

Tabla 4.2 Resumen de los parámetros según el procedimiento DBDD para sistemas con disipadores viscosos no lineales..... 61

Tabla 4.3 Resumen de los parámetros según el procedimiento DBDD para sistemas con disipadores histeréticos CVPR..... 62

Tabla 4.4 Parámetros de comparación para estado límite seguridad contra el colapso modelos SV1 y SH1 65

Tabla 4.5 Parámetros de comparación para estado límite por servicio modelos SV1 y SH1 65

Tabla 4.6 Parámetros de comparación para estado límite seguridad contra el colapso modelos SV2 y SH2 66

Tabla 4.7 Parámetros de comparación para estado límite por servicio modelos SV2 y SH2..... 66

Tabla 5.1 Elementos estructurales del marco para los modelos con disipadores viscosos no lineales. 69

Tabla 5.2 Elementos estructurales del marco para los modelos con disipadores histeréticos CVPR. 70

Tabla 5.3 Parámetros de diseño para los modelos con disipadores viscosos no lineales. 71

Tabla 5.4 Parámetros de diseño para los modelos con disipadores histeréticos CVPR 71

Tabla 5.5 Registros sísmicos para el ANLT 88

CAPÍTULO I

1. EL PROBLEMA

1.1 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

El nivel de daño en las estructuras está directamente relacionado con la disipación de energía cinética, por lo tanto muchos códigos de diseño sísmico reconocen que absorber esta energía por medio de la capacidad elástica de los materiales es muy costoso y es por esto que se adopta el concepto del mecanismo de columna fuerte y viga débil, donde se espera que la deformación inelástica por flexión se concentre en los extremos de las vigas, a esto se conoce como “rótulas plásticas”, sin embargo, la ocurrencia de varios sismos de gran intensidad en la historia han demostrado que la capacidad de disipación por este medio no es suficiente debido a la alta demanda inelástica que conduce a ocasionar fallas indeseables en el sistema estructural, si bien es cierto que los procedimientos tradicionales establecen que ante sismos severos se espera que la estructura no colapse, muchos inversionista y/o dueños de estos edificios no están del todo satisfechos con el desempeño de la estructura después de un movimiento telúrico intenso, ya que muchas veces el daño es irreparable, y no hay manera de rehabilitar las estructuras por lo que para muchos la demolición es la única opción.

En concordancia con lo anterior, para disipar energía sísmica no es necesario depender únicamente de la ductilidad que proporcionan los elementos estructurales, investigadores como Constantino et al (2001) muestran que los dispositivos de protección de energía sísmica (DPES) de tipo pasivos pueden mejorar significativamente y reducir la respuesta de las estructuras debido a la adición de un amortiguamiento y/o rigidez al sistema estructural, este nuevo aporte a la ingeniería sísmica ha permitido desarrollar nuevas metodologías para el diseño sísmico.

La iniciativa de incorporar DPES en edificios ya ha sido introducida en México, Tena (2007) presenta una breve revisión sobre el estado del arte relativo a la investigación y aplicación de los dispositivos pasivos de energía sísmica en todo el territorio nacional

Investigaciones previas tales como Y.Y Lin et al (2003) han propuesto procedimientos basados en el desplazamiento directo de varios DPES, sin embargo, este estudio no abarca disipadores del tipo viscoso no lineal y tampoco presenta una comparativa de los diferentes DPES evaluados. Otras investigaciones tales como Rivera & Ruiz (2010) y Y.Y. Lin et al (2008), sí se involucra este tipo de disipadores, pero están orientadas a la rehabilitación de estructuras.

Segovia & Ruiz (2015) han propuesto un método de diseño óptimo por desplazamiento para edificios con disipadores histeréticos, sin embargo, los disipadores viscosos no lineales han sido utilizados frecuentemente, es por ello que bajo el concepto de diseño que abarca el método de desplazamiento directo, surge la siguiente interrogante *¿Cómo se diseñaría un edificio equipado*

con disipadores viscosos no lineales, o alternativamente con disipadores histeréticos, empleando el método Basado en Desplazamiento Directo?

1.2 OBJETIVOS

Esta investigación tiene como objetivo general proponer una metodología generalizada de diseño basada en desplazamiento directo para edificios con disipadores viscosos no lineales, o alternativamente, con histéricos.

Para responder a este objetivo general se establecen dos objetivos específicos: (1) describir los aspectos y conceptos fundamentales empleados para desarrollar el procedimiento de diseño propuesto, y (2) validar la metodología propuesta en edificios equipados con disipadores viscosos no lineales, y alternativamente histeréticos, a partir de análisis no lineales.

1.3 JUSTIFICACION, HIPÓTESIS Y ALCANCES

La mejor estrategia para desarrollar un diseño sísmico eficiente consiste en el control del daño en la estructura, es por esto que en esta investigación se permite la incorporación de DPES a edificaciones futuras evitando que la energía sea disipada por el comportamiento inelástico de la misma, ocasionando daño en los elementos estructurales, que no necesariamente puedan ser reparables después de un evento sísmico severo.

Hoy en día algunas metodologías de diseño han sido renovadas para contrarrestar las deficiencias de algunos procedimientos tradicionales, tal como, el método de las fuerzas. Una de las alternativas ha sido promover el método de diseño basado en los desplazamientos, donde las estructuras están diseñadas para satisfacer un desplazamiento objetivo que corresponden a un estado límite en específico.

Existen diferencias conceptuales entre aplicar el método de desplazamiento directo y el método de las fuerzas por el cual se fundamenta la mayoría de las normativas de diseño sísmico, algunas de estas son mencionadas por Priestley *et al* (2007), estas brevemente se describen a continuación:

- El diseño por desplazamiento parte de la premisa de que el daño estructural está desarrollado con las deformaciones en los elementos estructurales y las distorsiones de entrepiso generadas debido a un espectro de demanda sísmica; la relación entre el daño y el desplazamiento es directa a diferencia de la relación entre el daño y la fuerza. Este enfoque de diseño, el desplazamiento y las distorsiones límites son sumamente importantes desde el inicio de aplicación del método.
- El periodo fundamental es un parámetro de diseño que se obtiene para cumplir con las condiciones impuestas de deformación.

- La distribución de fuerzas laterales tiene la forma del perfil de desplazamiento, mientras que en el diseño por fuerzas sigue la distribución proporcional a la altura y a la masa.
- Al utilizar un perfil de desplazamiento que representa la condición inelástica se toman en consideración desde un inicio los cambios en la rigidez de los elementos debido al comportamiento no lineal. Esto indica que los desplazamientos máximos son un factor de diseño esencial desde el inicio del proceso, en cambio en el diseño por fuerza solo se verifican al final, generalmente comparando contra el límite permisible sin importar su magnitud y el efecto de diferentes patrones de desplazamiento o de la distribución de distorsión.

La metodología propuesta en la presente investigación está destinada para estructuras regulares de mediana altura (8 a 12 niveles), donde el primer modo de vibrar sea el dominante, además de cumplir con condiciones geométricas que le permitan tener un comportamiento global “a cortante”, en donde el comportamiento a flexión no es dominante. El parámetro de control consta de la fracción de amortiguamiento crítico de la estructura y del exponente de no linealidad del disipador en el caso de disipadores viscosos no lineales; y de la relación de rigidez y resistencia para el caso de disipadores histéricos. El sistema estructural a base de marcos se diseñará para mantener una respuesta elástica, de manera de evitar deformaciones inelásticas (daño) en los elementos estructurales.

Los criterios de diseño se aplicaron a un edificio de 8 niveles desplantado en zona del Lago de la Ciudad de México. El modelo estructural presenta regularidad en masas, rigidez y resistencia, tanto en planta como en altura. Las demandas de desplazamiento se analizan en función del periodo del suelo de acuerdo con las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo (NTCDS-2017).

Todas las premisas y criterios de diseño establecidos para el Método Basado en Desplazamiento Directo se aplican de manera equitativa para ambos sistemas de disipación (viscoso no lineal e histéricos).

CAPÍTULO II

2. MARCO TEÓRICO

2.1 ANTECEDENTES

Esta investigación se centra en el método de diseño basado en el desplazamiento directo con base a la metodología desarrollada por Priestley et al (2007). Este método consta en remplazar la estructura real por un sistema equivalente de un grado de libertad (SE1GL) que es capaz de representar la respuesta inelástica de la estructura real. El procedimiento utiliza una estructura sustituta desarrollada originalmente por Shibata & Sozen (1976).

A continuación, se presenta la revisión de algunas investigaciones enfocadas en el diseño basado en el desplazamiento directo:

- Y.Y. Lin et al (2003) en su artículo ***“Direct displacement-based design for building with passive energy dissipation systems”*** presentan un método de diseño basado en desplazamiento para edificaciones nuevas y regulares equipadas con sistemas de disipación de energía pasiva (SDEP) viscosos lineales, de fricción, metálicos de fluencia y viscoelásticos; usando el enfoque de una estructura sustituta y simulando las propiedades mecánicas de los dispositivos de disipación mediante la rigidez efectiva y la relación de amortiguamiento viscoso efectivo. Los autores proponen un método racional de iteración lineal. El método inicia con la selección de un desplazamiento objetivo y luego se obtiene la correspondiente fuerza de diseño, resistencia y rigidez.
- Segovia & Ruiz (2015) en su trabajo ***“Direct Displacement-Based for buildings with hysteretic dampers, using best combinations of stiffness and strenght ratios”*** proponen un procedimiento de diseño de desplazamiento directo que involucra un sistema principal formado por marcos estructurales capaces de soportar cargas laterales y gravitacionales ante una respuesta elástica y un sistema secundario formado por disipadores histeréticos. Se definen parámetros de diseño tales como la distribución de rigideces α y la distribución de resistencias γ que relacionan ambos sistemas; se estudian dos niveles de desempeño: estado límite de servicio y estado límite de seguridad contra el colapso; así mismo, la reducción por amortiguamiento suplementario en el espectro de desplazamiento se realiza por el factor β_h propuesto por Castillo (2004). Se encuentran los mejores valores de α y γ considerando costos iniciales. El método se válida para un ejemplo de un edificio de 8 niveles, formado por marcos de acero con contraventeos de pandeo restringido.
- Bañuelos & Ayala (2016) presentan el artículo titulado ***“A Displacement Based Seismic Design method considering damage control and passive dissipation”***, donde presentan un procedimiento de diseño sísmico basado en desplazamiento y control de daño, considerando

amortiguadores viscosos lineales. Con el propósito de considerar el amortiguamiento no proporcional debido a la adición de amortiguadores de tipo viscosos, se aproxima el efecto de estos a través de una relación amortiguamiento modal equivalente con la finalidad de utilizar análisis modales espectrales en el procedimiento propuesto.

En cuanto a investigaciones que abarcan estudiar los disipadores viscosos no lineales se encuentran:

- Ramírez & Constantinou et al (2001) en su publicación titulada *“Development and evaluation of simplified procedures for analysis and design of buildings with passive energy dissipation systems”* presentan el desarrollo y evaluación de métodos simplificados de análisis y diseño con sistemas de disipación de energía viscosos lineales, viscosos no lineales, viscoelásticos e hysteréticos. En este estudio se incluye: el desarrollo de las relaciones entre desplazamientos elásticos e inelásticos para sistemas con disipadores de energía, el desarrollo de coeficientes de amortiguamiento para modificar el espectro de respuesta si el amortiguamiento crítico adicional excede del 5%, el estudio de la fuerza lateral y procedimientos para el análisis modal en estructuras con disipadores de energía sísmica y estudios de la demanda de desplazamiento de ductilidad en estructuras con amortiguamiento viscoso.
- Lin & Chopra (2002) en su trabajo *“Earthquake response of elastic SDF systems with non-linear fluid viscous dampers”* explican que la capacidad de disipación de los amortiguadores de fluido viscoso está caracterizada por un amortiguamiento suplementario y su no-linealidad por un parámetro α' . Se encontró que la respuesta de la estructura es investigada de manera efectiva en término de ζ_{sd} y α' (1) estos dos parámetros son adimensionales e independientes y (2) la respuesta estructural varía linealmente con la intensidad de la excitación. Para aplicaciones prácticas se presenta un procedimiento para estudiar los valores de diseño tales como las fuerzas y deformación de la estructura para un sistema con disipadores viscosos no lineal directamente desde el espectro de diseño. Se explica que aproximar la velocidad relativa con la pseudo-velocidad puede llegar a generar errores en el diseño.
- Rivera & Ruiz (2010) en su estudio *“A simplified method for the seismic rehabilitation of buildings with non-linear viscous dampers”* proponen y aplican un método simplificado para la rehabilitación de edificios con disipadores de energía viscosos no-lineales. El método es aplicable para el diseño de edificios con disipadores del tipo viscoso no lineal desplantados en cualquier tipo de suelo. Además, se muestra una fórmula para calcular la mínima fuerza cortante basal que debe soportar el sistema básico que contiene a los disipadores. La propuesta se aplicó a un ejemplo correspondiente a un marco de 6 niveles y 5 crujías de acero, rehabilitado con disipadores de energía viscoso no lineales.

Algunas investigaciones enfocadas en parámetros de diseño para estructuras con disipadores hysteréticos se presentan en lo que sigue:

- Fleming (2004) a través de “*A design methodology for hysteretic dampers in buildings under extreme earthquakes*” con base en la teoría de control del movimiento estructural (Connor, 2003) establece una metodología de diseño para disipadores hysteréticos. Estudia un sistema de masas y resortes que representa un edificio de cortante de 10 niveles que se somete a un análisis no lineal en el tiempo a partir de un registro sísmico (Northridge, 1994). Emplea un algoritmo elaborado en MATLAB que calibra la rigidez y la fuerza de fluencia de los disipadores, definiéndolos como parámetros de control que relacionan a los disipadores hysteréticos.
- Terán & Virto (2009) quienes presentan el trabajo “*Preliminary design of low-rise buildings stiffened with Buckling-Restrained Braces by a displacement-based approach*” referente a una metodología de diseño para edificios de mediana altura con contraventeos restringidos al pandeo, desplantados en la zona de lago del Distrito Federal. Esta metodología está basada en el diseño basado por desplazamiento, utilizando consideraciones específicas para la zona del lago de la Ciudad de México. Utiliza factores que permiten transformar de distorsión local a global definido como coeficiente de distorsión y otro factor de transformación de sistemas de múltiples grados de libertad (MGDL) a sistemas de un grado de libertad (S1GDL). Para representar el comportamiento hysterético en cada nivel de desempeño emplea espectros de ductilidad constante y de diferente amortiguamiento crítico. La metodología permite determinar las dimensiones de los contravientos por medio de un proceso iterativo en donde se obtiene el periodo efectivo de diseño.
- Vargas & Bruneau (2009a) en su investigación titulada “*Analytical response and design of buildings with metallic structural*” estudiaron la filosofía de la concentración del daño en disipadores mientras que el marco permaneciera elástico, es decir, los disipadores trabajan como elementos fusibles. Esta investigación se encuentra dividida en dos fases

La primera fase del estudio trata de un estudio paramétrico de un S1GDL sometido a análisis no lineal en el tiempo de registros sintéticos de aceleración. Los parámetros de control son: α definido como el cociente entre la rigidez del marco y la rigidez del sistema combinado, y la ductilidad máxima μ_{\max} del sistema combinado. Se concluye que, para un desempeño acorde a la filosofía de diseño de elemento fusible, el valor de la relación de rigidez α debe encontrarse en el intervalo ≥ 0.25 , mientras que la ductilidad del sistema combinado debe ser $\mu_{\max} \geq 5$.

La segunda fase del estudio propone un procedimiento de diseño para sistemas de MGDL a partir de los resultados del estudio paramétrico. El procedimiento tiene base en un diseño basado en fuerzas que se realiza para una combinación de parámetros (α , μ_{\max}) deseada. Los resultados indican que existen limitaciones al extrapolar los resultados del estudio paramétrico basado en un S1GDL a MGDL. El estudio comprueba que los sistemas diseñados cumplen con el objetivo de fusible estructural.

- Nangullasmú (2011) presenta en su estudio *“Propuesta de criterios de diseño sísmico conforme al reglamento para marcos no dúctiles de concreto reforzado con disipadores histeréticos”* donde proponen balances óptimos de rigideces entre el sistema de marco y el sistema de contraviento-disipador a partir de un análisis paramétrico. Se estudian cinco modelos de igual configuración estructural, de 5 a 25 niveles, con diferentes relaciones de rigideces α (Vargas *et al*, 2009a) y diferentes relaciones de rigideces entre el contraviento y el disipador β , que varía en el intervalo $0.25 < \beta < 1$. Se realizaron una serie de análisis estáticos no lineales en el tiempo para evaluar el comportamiento de los modelos. Se concluye que el balance óptimo para edificios de baja altura es de $\alpha=0.75$, es decir, que el marco aporta el 75 % de la rigidez; para los modelos de mediana altura $\alpha=0.25$, el marco aporta el 25% de la rigidez; para los modelos altos el valor de α entre 0.50 y 0.75 genera los mejores resultados.

Otras investigaciones de interés:

- Guerrero, H. et al. (2016) proponen en su trabajo *“A method for preliminary seismic design and assessment of low-rise structures protected with Buckling-Restrained Braces”* un método para el diseño sísmico preliminar basado en el desempeño de estructuras de mediana altura con contravientos restringidos al pandeo. En este método la estructura protegida con contravientos restringidos al pandeo se representa mediante un oscilador dual de un grado de libertad.

2.2 BASES TEÓRICAS

2.2.1 Diseño basado en desempeño

El diseño basado en desempeño evalúa confiablemente las demandas y capacidades estructurales y asegura el alcance de los niveles de desempeño requeridos para la edificación. Esta filosofía pretende establecer un equilibrio entre la seguridad, comodidad y el costo asociado tanto a la construcción inicial como a las futuras reparaciones.

Los códigos sísmicos establecen principios donde relacionan la seguridad, el desempeño y el costo de la estructura. Algunos eventos sísmicos de gran intensidad han demostrado que es necesario tener un mejor control del comportamiento de la estructura y su relación con los daños esperados. Nuevos métodos de diseño sísmico basado en el desempeño se han desarrollado en estos últimos años. Cada código presenta niveles de desempeño y niveles de demanda sísmica, aun cuando difieren en cómo establecer cada uno de ellos y los factores a considerar, el enfoque conceptual de diseño sísmico es similar.

El nivel de desempeño está asociado a un estado límite de daño. Representa una condición límite o tolerable establecida en función de los posibles daños físicos sobre la edificación y la amenaza sobre la seguridad de la edificación posterior al evento sísmico. El desempeño se cuantifica en

términos de la cantidad de daño en un edificio afectado por un movimiento sísmico y el impacto que tienen en las actividades posteriores al evento.

La propuesta del Comité VISION 2000 (SEAOC, 1995) define cuatro niveles de desempeño:

- (a) Totalmente operacional: Nivel de desempeño donde ocurre pocos daños, las pérdidas en cuanto a daño en instalaciones son despreciables.
- (b) Operacional: Nivel de desempeño por el cual ocurren daños moderados en elementos estructurales o en el contenido de la edificación, incluso se admiten daño leve en sistemas estructurales.
- (c) Seguridad: Nivel de desempeño en el cual ocurren daños moderados a elementos estructurales, no estructurales y en el contenido de la edificación.
- (d) Pre-Colapso: Nivel de desempeño donde la degradación de la rigidez lateral y la capacidad resistente compromete la estabilidad de la estructura.

El tipo de estructura desde el punto de vista de funcionabilidad es importante a considerar en el diseño por desempeño, esto se debe a que el nivel de daño también se relaciona con la importancia que tenga la estructura. Según Visión 2000 una estructura de ocupación estándar, como habitacionales, comerciales u oficinas, se debe cumplir el objetivo básico (ver Fig. 2.1). Para una estructura de operación crítica, como hospitales, estaciones de bomberos u otras instalaciones de respuestas a emergencias, se debe cumplir el objetivo esencial, y finalmente para instalaciones peligrosas para la seguridad de la población, como centrales nucleares, presas u otros, se debe cumplir el objetivo de seguridad crítico.

En México, las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo (NTCDS-17) establecen distintos criterios para cumplir con dos niveles de desempeño o estados límites:

- Estado de Servicio o Limitación de Daños ante Sismos Frecuentes: En este nivel se debe presentar poco o nulo daño en los elementos no estructurales y estructurales que no comprometa la posibilidad de ocupar el edificio. El nivel de diseño sísmico está definido a partir de un espectro de diseño igual al espectro de diseño para el estado límite de seguridad contra colapso modificado por un factor de reducción K_s que depende del periodo del suelo. La distorsión permisible de entrepiso límite se presenta en función de la configuración de los elementos no estructurales.
- Estado Límite de Seguridad contra Colapso: En este nivel se debe prevenir el colapso de la estructura por lo que puede existir daño en elementos estructurales y no estructurales, pero garantizando por completo la vida de sus ocupantes. Para los elementos no estructurales estos pueden quedar severamente dañados, pero debe evitarse la caída de los mismos, así como de otros contenidos presentes en la estructura. Los elementos estructurales pueden presentar colapso local, con pérdida de capacidad de carga pero que no afectan la estabilidad global de la estructura. El nivel de diseño sísmico está definido a partir de un espectro de diseño que se obtiene según el “*Sistema de Acciones Sísmicas de Diseño*” (SASID) en función de la

localidad donde se desplanta la estructura, considerando parámetros como: periodo predominante del suelo, interacción suelo-estructura, reducción por ductilidad y por sobrerresistencia, incorporación de sistemas de disipación de energía, entre otros.

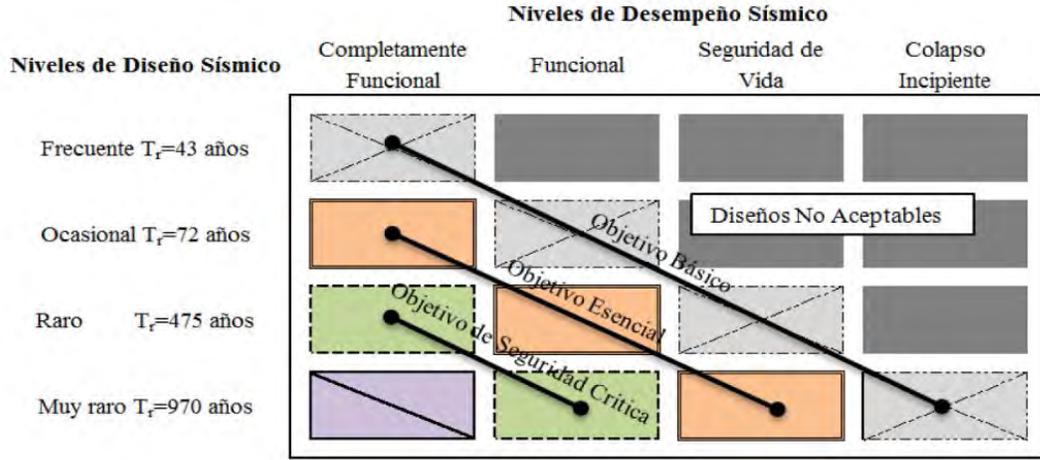


Figura 2.1 Niveles de desempeño para diseño sísmico.
(adaptado de Visión 2000, SEAOC 1995)

2.2.2 Principios del Diseño Basado en Desplazamiento Directo (DBDD)

El procedimiento propuesto por Priestley et al (2007) para sistemas a base de marcos o para muros laterales de cortante, consiste básicamente en reemplazar la estructura por un sistema equivalente de un grado de libertad (SE1GL) cuya finalidad es representar la respuesta inelástica de la estructura real. Inicialmente este método tiene su enfoque basado en el procedimiento desarrollado por Shibata & Sozen (1976), aplicado a sistemas de marcos regulares en masa y geometría en altura, donde el primer modo de vibrar es el dominante y la acción inelástica se concentra en elementos de diseño de la estructura. Se estima un perfil de desplazamiento a partir de la forma modal aproximada para el modo fundamental que considera la deformación inelástica esperada.

Para representar la estructura en un sistema equivalente de un grado de libertad (SE1GL) se calcula una rigidez efectiva K_e , igual a la rigidez secante de la estructura, asociada a un desplazamiento máximo último d_{max} (ver Fig. 2.2). El amortiguamiento viscoso equivalente (AVE) se determina con el fin de representar el comportamiento inelástico de la estructura. Este se encuentra asociado a un tipo de disipación de energía por comportamiento histerético de la estructura (amortiguamiento histerético) y a un amortiguamiento inherente de la estructura. El amortiguamiento viscoso equivalente permite reducir el espectro de desplazamiento y obtener un periodo equivalente T_e a partir de una deformación objetivo en donde se relaciona con la rigidez equivalente K_e .

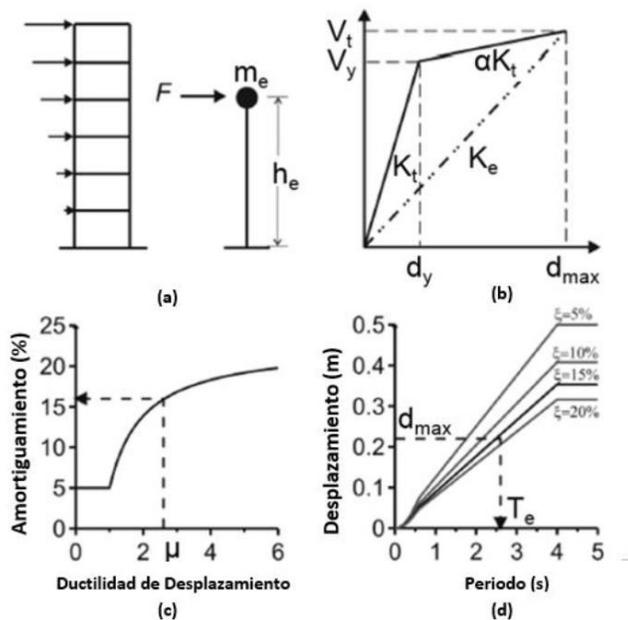


Figura 2.2 Procedimiento general para el diseño basado en desplazamiento directo (DBDD)
(Priestley et al, 2007).

(a) SE1GL (b) Rigidez efectiva y ductilidad (c) AVE vs Ductilidad (d) Espectro de diseño de desplazamientos.

Los pasos que se deben de seguir en el procedimiento de Priestley et al (2007) son los siguientes:

- (1) Espectro de diseño de desplazamiento: Construir un espectro de desplazamiento de diseño en concordancia a una demanda sísmica para un sistema equivalente de un grado de libertad elástico ajustado a diferentes niveles de amortiguamiento viscoso.
- (2) Desplazamiento objetivo: En este paso se selecciona el desplazamiento objetivo (d_{max}) para representar el nivel de daño asociado a cierta intensidad sísmica (Diseño sísmico por desempeño), con la finalidad de cumplir con un nivel de daño: deformaciones, distorsiones, desplazamiento o ductilidad máxima esperada.
- (3) Transformación de MGDL al SE1GL: En este paso la estructura se transforma a un SE1GL a partir del desplazamiento de diseño del SE1GL (d_{max}) y la masa equivalente (m_e), con la finalidad de utilizar el espectro de diseño.

A continuación, se presenta la ecuación correspondiente para determinar el desplazamiento de diseño del SE1GL d_{max} . El desplazamiento se obtiene utilizando un perfil de desplazamientos d_i , el cual está asociado a una forma modal aproximada del primer modo que considera la deformación inelástica esperada, llamada forma inelástica del primer modo (Priestley et al,

2007). La masa equivalente m_e representa la masa que participa en la forma inelástica del primer modo.

$$d_{max} = \frac{\sum_{i=1}^N m_i d_i^2}{\sum_{i=1}^N m_i d_i} \quad \text{Ec. 2.1}$$

$$m_e = \sum_{i=1}^N \frac{m_i d_i^2}{d_{max}} \quad \text{Ec. 2.2}$$

donde:

m_i = Masa del i -ésimo nivel

d_i = Desplazamiento del i -ésimo nivel según el perfil de desplazamientos.

N = Número de niveles.

- (4) Transformación del SE1GL a propiedades efectivas: en este paso se procede a transformar el SE1GL a un sistema igualmente de un grado de libertad pero que representa las condiciones inelásticas de la estructura en función del nivel de diseño. Las características inelásticas de la estructura se asocian a la ductilidad y al AVE. El sistema resultante se denomina sistema equivalente efectivo, a partir del cual se determina la rigidez efectiva y periodo efectivo.

A partir de la ductilidad se obtiene una relación que permite reducir el espectro de diseño en función del AVE, como medida de la disipación de energía. Por ende, es necesario calcular la (μ) ductilidad asociada al SE1GL (ver Ec. 2.3), definida como el cociente del desplazamiento objetivo último (d_{max}) y el desplazamiento de fluencia (d_y).

La determinación del desplazamiento de fluencia depende del sistema estructural en estudio considerando aquellos elementos en los que se espera que ocurran deformaciones inelásticas.

La ductilidad del sistema y el amortiguamiento viscoso se relacionan mediante expresiones que van de acuerdo con distintos materiales, se obtiene AVE con el cual se reduce el espectro de diseño.

$$\mu_{max} = \frac{d_{max}}{d_y} \quad \text{Ec. 2.3}$$

- (5) Cálculo del periodo y de la rigidez efectiva: el periodo T_e para un sistema SE1GL de la máxima respuesta, se obtiene mediante un procedimiento gráfico donde se entra al espectro de desplazamientos correspondiente a un amortiguamiento viscoso equivalente con el desplazamiento objetivo en el eje de las ordenadas y cortando con la curva y se busca en el eje de las abscisas para obtener el periodo equivalente (T_e) (ver Fig. 2.2d). La rigidez efectiva (K_e) se obtiene mediante la ecuación clásica de dinámica estructural:

$$K_e = \frac{4 \pi^2 m_e}{T_e^2} \quad \text{Ec. 2.4}$$

(6) Cortante basal: El cortante basal del sistema de un grado de libertad, permitirá realizar más adelante una distribución de las fuerzas sísmicas en el sistema estructural. El mismo se calcula según la siguiente ecuación:

$$V_b = K_e d_{max} \quad \text{Ec. 2.5}$$

(7) Distribución de fuerzas laterales: en este paso el cortante basal se distribuye a lo alto del edificio a través de las fuerzas sísmicas laterales. A partir del enfoque estructural de un análisis elástico, la distribución se realiza a partir de lo siguiente:

$$F_i = V_b \frac{m_i d_i}{\sum_{i=1}^n m_i d_i} \quad \text{Ec. 2.6}$$

El empleo de la rigidez secante en aquellos elementos donde se generan las deformaciones inelásticas permite representar la condición de desplazamiento máximo de la estructura por medio de un análisis elástico. Los resultados del análisis elástico bajo estas consideraciones se utilizan para determinar la resistencia necesaria de los elementos estructurales.

2.2.3 Introducción a los dispositivos de disipación de energía

Los disipadores sísmicos tienen como función disipar la energía inducida por una excitación sísmica asegurándose que otros elementos de la estructura no sean sobre-solicitados, de manera de evitar daños severos a la misma. Es decir, los disipadores sísmicos ofrecen un incremento del amortiguamiento a la estructura, lo que implica una reducción de las ordenas del espectro de respuesta para el diseño, particularmente en los casos en que venga acompañado de un incremento de rigidez, con la premisa de que la estructura absorba solo una fracción de la fuerza sísmica total. La energía que se introduce al sistema se transforma, y eventualmente se disipa de la siguiente manera:

$$E_T = E_K + E_S + E_h + E_\xi \quad \text{Ec. 2.7}$$

E_T = Es la energía del agente externo (sismo o viento)

E_K = Energía cinética, es la parte de la energía total que se transforma en movimiento.

E_S = Energía elástica de deformación, es la parte de la energía que se transforma en deformación elástica de los elementos del sistema.

E_h = Energía histerética, está relacionada con la deformación inelástica de los elementos del sistema.

E_{ξ} = Energía de amortiguamiento, es la parte de la energía que es disipada por amortiguamiento viscoso inherente de la estructura o por el suplementario por sistemas de disipación.

Esta investigación se enfoca en sistemas de disipación de energía pasiva, específicamente en disipadores viscosos no lineales y en disipadores histeréticos. Dependiendo del tipo de estructura que se diseñe y del suelo donde esta se encuentra desplantada, los disipadores que se estudian en este trabajo constituyen una tecnología que mejora el desempeño de una edificación añadiendo amortiguamiento y, en algunos casos, rigidez a la estructura, siendo una de las principales ventajas la reducción de los desplazamientos sísmicos de la estructura.

La eficiencia de estos sistemas depende de la cantidad de dispositivos, su ubicación en el edificio, tipo de disipador y de un diseño adecuado. Estos elementos disipan energía en función de los desplazamientos o velocidades relativas de entrepiso, que típicamente determinan las deformaciones en los disipadores. En esta investigación se parte de la premisa de que los disipadores reducen las fuerzas en la estructura a un nivel tal que ésta pueda tener una respuesta elástica, donde el límite será la fluencia de la estructura.

2.2.4 Características de los disipadores Viscosos No Lineales

Los disipadores de fluido-viscosos son dispositivos que disipan energía forzando el flujo de un fluido a través de un orificio. Estos dispositivos son similares a los amortiguadores de un automóvil, pero operan con un nivel de fuerzas mayor y se fabrica con materiales más resistentes para lograr un mayor tiempo de vida útil. Este tipo de disipación permite aumentar el amortiguamiento del sistema estructural debido al incremento de un amortiguamiento extra que produce un amortiguamiento del tipo no clásico en la estructura, adicionalmente, se dan casos en que se puede añadir rigidez al sistema estructural.

Los fluidos de estos amortiguadores tienen las siguientes propiedades generales: es inerte, no inflamable, no tóxico, y estable por largos periodos de tiempo. Puede ser visto que, simplemente moviendo la barra del pistón hacia adelante y hacia atrás, el líquido pasa a través de los orificios de la cabeza del pistón, generando la fuerza que amortigua.

Los amortiguadores viscosos son mecanismos que proporcionan una fuerza resistente que es proporcional a la velocidad aplicada. En el caso de disipadores viscosos lineales las fuerzas que amortiguan están fuera de fase con la estructura, y no aumentan perceptiblemente las cargas sísmicas para un grado comparable de deformación estructural (Lee & Taylor, 2001); sin embargo, el incremento de la no linealidad del disipador puede alterar la rigidez del sistema combinado, ya que dependen menos de la velocidad. Este tipo de disipadores tienen la ventaja de que no requieren técnicas constructivas ni de proyecto distintas de las que se emplean en edificios convencionales.

2.2.5 Características mecánicas de disipadores viscosos no lineales

Las principales características de un disipador viscoso no lineal son: un vástago de émbolo que entra o sale del disipador, un cilindro el cual aísla el líquido de silicona y da soporte a los demás componentes, la cabeza del émbolo con orificios por los que pasa la silicona y disipa la energía en forma de calor, y finalmente una válvula de control (ver Fig. 2.3).

La variación del valor del exponente de amortiguamiento de no-linealidad se debe principalmente al diseño del orificio por el que pasa el líquido de silicona, y se diseña de tal forma que la fuerza producida en el disipador no sea perpendicular a la velocidad producida por la acción sísmica en el dispositivo. Estos orificios alteran las características de la velocidad del fluido.

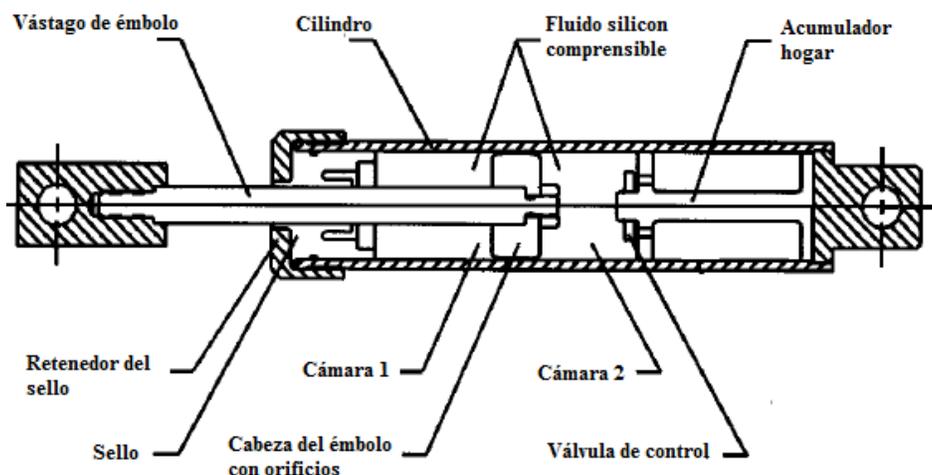


Figura 2.3 Estructura de un disipador viscoso no lineal.

2.2.6 Disipadores Viscosos No lineales

Los disipadores del tipo viscoso no lineal funcionan como un mecanismo que desarrolla una fuerza analíticamente expresada como la ley de potencia en fracción de la velocidad.

$$f_D = C|V|^{\alpha'} \text{sgn}(V) \quad \text{Ec. 2.8}$$

donde:

f_D : Fuerza del disipador

α' : Exponente real y positivo

C : Constante de amortiguamiento en unidades (KN s/m)

V : Velocidad relativa que actúa en el disipador

$\text{sgn}(V)$: Función de signo aplicada a la velocidad

Los disipadores con un valor de $\alpha'=1$ se cataloga como viscosos lineales, mientras que cuando este valor de exponente es diferente de la unidad ($\alpha'\neq 1$) el disipador es denominado viscoso no lineal. En el caso donde se utiliza $\alpha'<1$ es porque estos tipos de disipadores viscosos pueden desarrollar una gran fuerza de amortiguamiento para resistir fuerzas externas de pequeña o mediana velocidad (pequeños o grandes sismos), proporciona una cierta cantidad de fuerza de amortiguamiento en una gran velocidad (sismos severos); esto indica que un diseño con disipadores viscosos no lineales suele ser en general más económico que uno con disipadores viscosos lineales. En la Fig. 2.4 se muestra el ciclo histérico para disipadores viscosos sometidos a un movimiento armónico, la cantidad de energía disipada puede definirse como el área bajo la curva del ciclo histérico. Es notorio que disipadores con menor exponente de no-linealidad pueden llegar a liberar una energía proporcional con menor fuerza de amortiguamiento, pero entran en fase con el sistema primario.

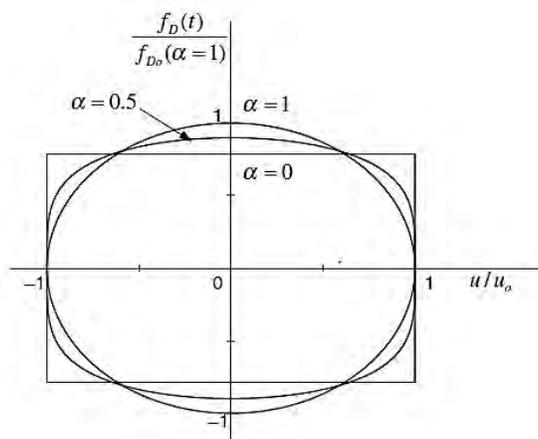


Figura 2.4 Ciclo de histéresis para un disipador viscoso en función del exponente de no linealidad ante un movimiento armónico.

(Lin & Chopra, 2002)

2.2.7 Amortiguamiento lineal equivalente

La capacidad de disipación de energía de los disipadores viscosos no lineales se caracteriza por la relación de amortiguamiento suplementario y su exponente de no-linealidad. Para un sistema equivalente de un grado de libertad (SE1GL) con masa m , rigidez k , y un disipador viscoso no lineal cuya fuerza está definida según la Ec. 2.8, el amortiguamiento suplementario está dado según la Ec. 2.9.

$$\beta = \frac{W_D}{4\pi W_S} \tag{Ec. 2.9}$$

W_D es la energía disipada por ciclo correspondiente a un periodo T_e y un desplazamiento D ; W_S es la energía de deformación correspondiente a la amplitud D . La expresión para W_D fue derivada por Constantinou et al. (1994), y es como sigue:

$$W_D = \lambda C D^{1+\alpha} \left(\frac{2\pi}{T_e}\right)^{\alpha'} \quad \text{Ec. 2.10}$$

donde:

λ = constante que depende del exponente de no linealidad y la función gamma $\Gamma(\cdot)$ (ver Ec. 2.12)

El amortiguamiento efectivo depende de la amplitud del desplazamiento D como resultado del comportamiento no lineal del dispositivo viscoso no lineal. En general, se necesitan varias iteraciones para obtener el valor de amortiguamiento efectivo correspondiente dadas las propiedades de la estructura a base de marcos y el dispositivo de amortiguamiento.

El amortiguamiento efectivo para un sistema de múltiples grados de libertad (SMGL) se puede calcular con base en la Ec. 2.9 si se supone que el edificio experimenta una vibración armónica. Para ello se debe considerar la suma de la energía disipada por el disipador “ j ” del sistema en un ciclo W_D , y la energía de deformación elástica del marco W_s . El valor de W_D y de W_s se calculan como sigue (Constantinou 1992, Ramírez 2000, ASCE/SEI 7-16):

$$W_D = \sum_j \left(\frac{2\pi}{T_e}\right)^{\alpha'_j} C_j \lambda_j (D_{azotea} f_j \phi_{rj})^{1+\alpha'_j} \quad \text{Ec. 2.11}$$

$$\lambda_j = 4 * 2^{\alpha'_j} \frac{\Gamma^2(1 + \alpha'_j/2)}{\Gamma(2 + \alpha'_j)} \quad \text{Ec. 2.12}$$

$$W_s = \frac{1}{2} \sum F_i d_i \quad \text{Ec. 2.13}$$

donde:

T_e : Periodo de la estructura

α'_j : Exponente de no linealidad real del disipador “ j ”

C_j : Constante de amortiguamiento del disipador “ j ”

D_{azotea} : Desplazamiento de la azotea del sistema MGD

f_j : Factor de amplificación (Ver Tabla 2.1)

ϕ_{rj} : Forma modal relativa

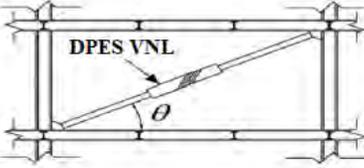
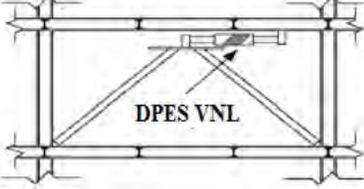
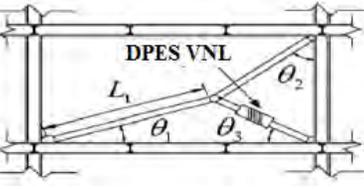
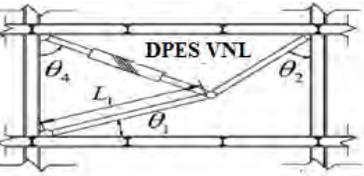
$\Gamma(\cdot)$ = Función gamma.

Considerando una estructura elástica con disipadores viscosos no lineales, el sistema amortiguado corresponde con un amortiguamiento no clásico y, por ende, las frecuencias y modos de vibrar no pueden ser calculados bajo el procedimiento de eigenvalores como se calculan para un sistema no amortiguado, sin embargo, el uso de las frecuencias y formas de vibrar no amortiguadas, junto con el procedimiento basado en la energía para obtener la relación de amortiguamiento, da lugar a buenos resultados, suficientemente aproximados en cuanto a estimar la respuesta sísmica de la

estructura. Esto se cumple para edificaciones con una distribución vertical completa de disipadores viscosos no lineales (Constantinou and Symans, 1992).

Tabla 2.1 Factor de amplificación para distintas configuraciones de DPES viscoso no lineales.

(adaptado de Hwang et. al, 2013).

Configuración	Esquema	Ecuación factor de amplificación
<p>Diagonal simple</p>		$f = \cos \theta$
<p>V-Invertida</p>		$f = 1$
<p>“Lower toggle”</p>		$f = \frac{\sin \theta_2 \sin(\theta_1 + \theta_3)}{\cos(\theta_1 + \theta_2)}$
<p>“Upper toggle”</p>		$f = \frac{\sin \theta_2 \sin(\theta_4 - \theta_1)}{\cos(\theta_1 + \theta_2)} + \sin(\theta_4)$

2.2.8 Estructuras con daño controlado

Se define como sistemas estructurales con daño controlado aquella combinación de un sistema estructural y un sistema de transformación de energía que se integran de tal manera que el daño debido a un estado de carga última está restringido a un conjunto de elementos específicos (Connor et al, 1997).

En esta investigación, el sistema global se encuentra conformado por un sistema principal y un sistema secundario, el cual se representa esquemáticamente en la Fig. 2.5.

- **Sistema Principal:** corresponde al marco estructural que mantiene un comportamiento elástico y debe resistir las cargas gravitacionales, además de proveer parte de la rigidez lateral del sistema.
- **Sistema Secundario:** corresponde con el DEPS que se emplea en el diseño, en este estudio se tratan tanto disipadores viscosos no lineales como disipadores histeréticos. La no-linealidad del disipador puede aportar rigidez lateral adicional al sistema combinado, además de incrementar el amortiguamiento viscoso equivalente, así mismo, permite la reducción de las fuerzas sísmicas y por ende los desplazamientos de entrepiso, por lo que se mantiene el comportamiento elástico del sistema combinado, el segundo se diseña para presentar una deformación inelástica que permita absorber parte de la energía sísmica, previamente a la fluencia del marco, en este caso el sistema combinado mantendrá un comportamiento inelástico (ver Fig. 2.6).

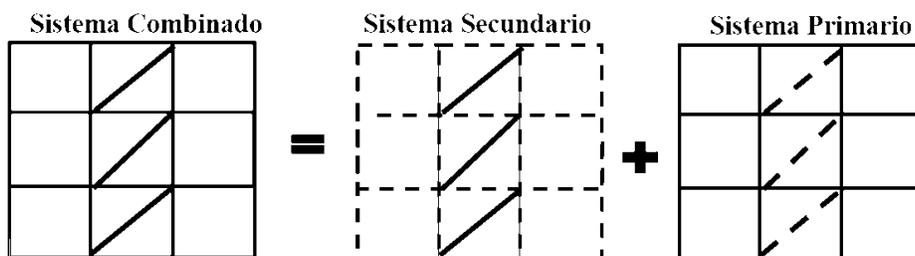


Figura 2.5 Esquema conceptual de estructuras de daño controlado.

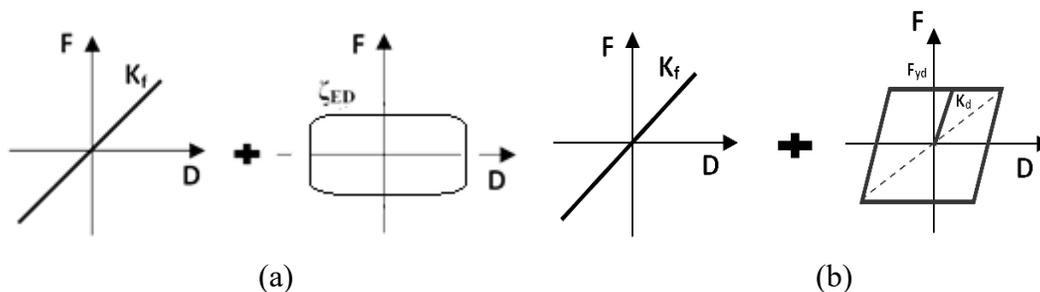


Figura 2.6 Comportamiento de la estructura y el DEPS.

- (a) Comportamientos estructura y del disipador viscoso no lineal (b) comportamiento de la estructura y del disipador histeréticos.

En el caso de estructuras con sistemas de dispositivos de energía del tipo histerético, la curva de capacidad puede ser representada esquemáticamente por la Fig. 2.7 de acuerdo con un modelo elastoplástico del sistema combinado y de los parámetros de control que relacionan ambos sistemas. La curva presenta una forma trilineal, el marco y los disipadores están representados por un comportamiento elastoplástico en el que actúan paralelamente, la pendiente inicial de la curva trilineal representa la rigidez total del sistema $K_t = K_d + K_f$, la segunda sección de la curva

presenta la rigidez proporcional a la rigidez del marco $\alpha K_t = K_f$, el cambio está marcado por el desplazamiento de fluencia del disipador d_{yd} ; una vez que el marco alcanza su desplazamiento de fluencia d_{yf} la curva se mantiene horizontal (Vargas et al, 2009).

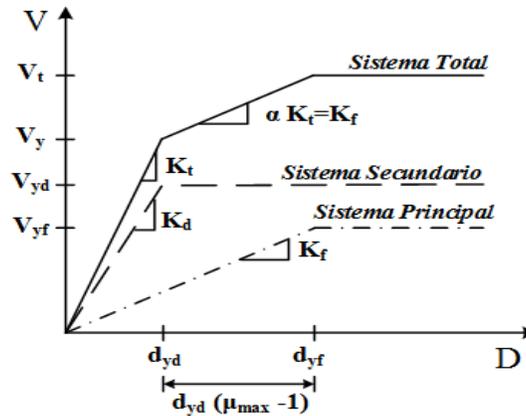


Figura 2.7 Curva general de capacidad para sistemas con disipadores histeréticos.
(adaptado de Vargas et al, 2009a)

En función a lo analizado anteriormente Vargas et al (2009a) definen los siguientes parámetros de control en el diseño: relación de rigidez (Ec. 2.14), relación de sobre-resistencias (Ec. 2.15) y ductilidad máxima (Ec. 2.16).

$$\alpha = \frac{1}{1 + K_d/K_f} = \frac{K_f}{K_d + K_f} = \frac{K_f}{K_t} \quad \text{Ec. 2.14}$$

$$\Omega = \frac{V_t}{V_y} = \alpha(\mu_{max} - 1) + 1 \quad \text{Ec. 2.15}$$

$$\mu_{max} = \frac{d_{yf}}{d_{yd}} \quad \text{Ec. 2.16}$$

Para estructuras con disipadores viscosos no lineales se puede suponer en el diseño una curva de capacidad con un comportamiento elastoplástico equivalente al sistema principal, pero se debe evaluar la posible rigidez que puede aportar el disipador al sistema combinado debido a su no-linealidad.

2.2.9 Consideraciones para el diseño de marcos con contravientos de pandeo restringido (CVPR).

Características de los contravientos de pandeo restringido

Los contravientos de pandeo restringido fueron desarrollados inicialmente en Japón a mediados de 1980 (Borzorgnia & Bertero, 2004). Estos dispositivos se han utilizado en más de 250 edificios

en Japón, y se han aplicado en EE UU desde finales de la década de los 90s. Los CVPR son clasificados como disipadores de energía pasiva por deformación histerética.

En muchos diseños sísmicos se emplean contraventeos tradicionales para proporcionar rigidez lateral y resistir las fuerzas laterales, sin embargo, en eventos sísmicos de alta intensidad se espera que estos elementos fluyan a tensión y disipen energía, pero ante cargas de compresión pueden sufrir pandeo por efectos de esbeltez, limitando su capacidad de disipar la energía de manera estable. Por esta razón se desarrollaron los CVPR que evitan la pérdida de capacidad de energía por efectos de pandeo en compresión y aportan rigidez de manera estable.

Los CVPR están conformados por los siguientes componentes:

- (a) Un núcleo de acero dúctil que disipa energía por efectos de cargas a compresión o a tensión (ver Fig. 2.8).
- (b) Mecanismo de restricción contra el pandeo: compuesto por un material de confinamiento generalmente concreto o mortero, y una camisa de acero exterior que mantiene la integridad del material confinante. Entre el material confinante y el núcleo de acero deberá existir un material aislante que evita la transferencia de la fuerza axial del núcleo al mortero. Esto evita que el contraviento presente mayor capacidad a compresión que a tensión, que define un comportamiento histeréticos no simétrico, siendo no favorable para una capacidad estable de disipación de energía y para las fuerzas del diseño.

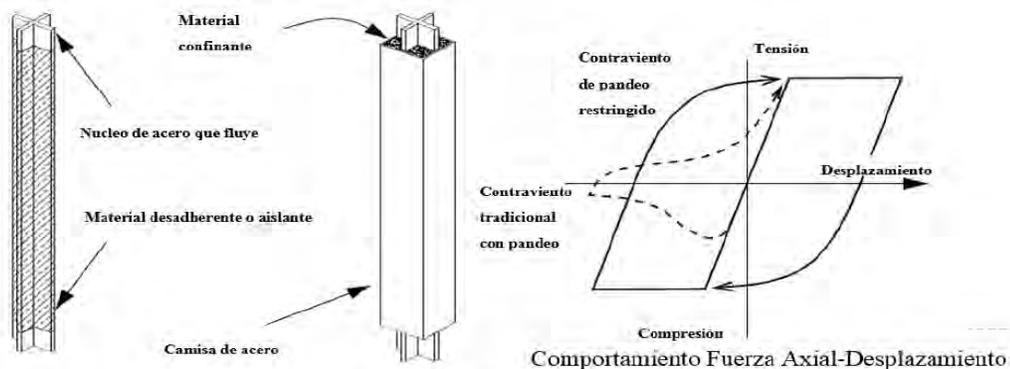


Figura 2.8 Componentes esquemáticos y comportamiento de un CVPR.

(adaptado de Clark et al, 1999)

Estudios previos como Fahnestock et al (2007), Clark et al (1999), Guerrero et al (2016) entre otros, demuestran que los CVPR presentan una capacidad de deformación cíclica estable con alta ductilidad y sin degradación de resistencia o rigidez. En la Fig. 2.8 se presenta el comportamiento histerético estable del CVPR (línea continua) y el del comportamiento histeréticos esperado de un contraviento tradicional (línea punteada).

En la Fig. 2.9 demuestra que los CVPR se encuentran divididos en toda su longitud en tres secciones:

- (a) Sección que fluye: es la sección de la longitud del núcleo que se espera que fluya y que se restringe este comportamiento solo a esta zona.
- (b) Sección de transición: corresponde a la sección que aún se encuentra dentro del material de confinamiento, pero no debe fluir, razón por la cual esta sección es mayor que la del núcleo para garantizar que se mantenga elástica.
- (c) Sección de conexión: se refiere a una sección del núcleo que se extiende fuera del material confinante y que se diseña para conectarse al marco.

En el diseño de estructuras con disipadores históricos se permite controlar parámetros como la resistencia, la rigidez o la ductilidad asociada al área de la sección transversal del CVPR. Para cumplir con los objetivos de diseño es necesario calcular los requerimientos de rigidez y resistencia.

A continuación, se presentan las ecuaciones que permiten estimar la rigidez axial, resistencia y desplazamiento de fluencia de los CVPR.

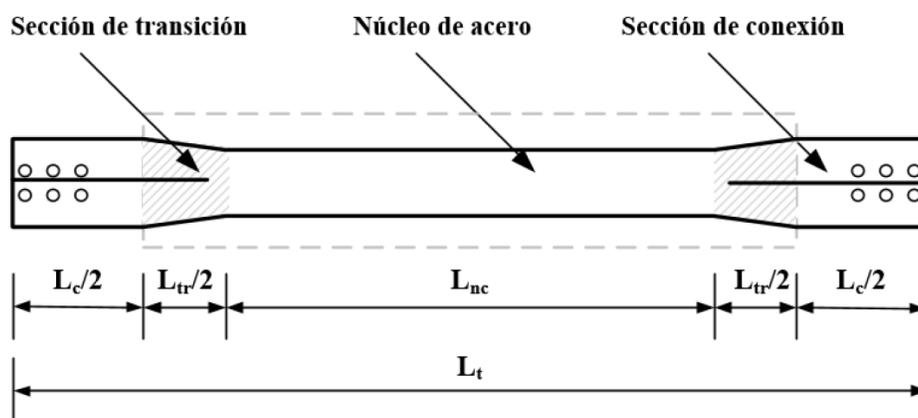


Figura 2.9 Estructura de un disipador histérico CVPR.

(Segovia & Ruiz, 2015)

La rigidez lateral que proporcionan los CPVR al sistema estructural se encuentra en función del área transversal del CPVR. Para un contraviento tradicional, la rigidez axial se calcula como:

$$K = \frac{AE}{L_t} \tag{Ec. 2.17}$$

La ecuación anterior (Ec. 2.16) se modifica para poder representar la rigidez axial del CVPR, esto se debe a que los CVPR no presenta una sección prismática. La rigidez equivalente total K_{eq} se puede calcular considerando que cada sección actúa en serie según Ec. 2.18.

$$K_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{K_{nc}} + \frac{1}{K_t} + \frac{1}{K_c}} = \frac{K_{nc}K_tK_c}{K_tK_c + K_{nc}K_c + K_{nc}K_t} \quad \text{Ec. 2.18}$$

Donde K_{nc} es la rigidez axial de la sección del núcleo que fluye, K_t es la rigidez axial de la sección de transición y K_c es la rigidez axial de la sección de conexión, las cuales se calculan con las siguientes expresiones:

$$K_{nc} = \frac{A_{nc}E}{L_{nc}} \quad \text{Ec. 2.19}$$

$$K_t = \frac{A_{tr}E}{L_{tr}} \quad \text{Ec. 2.20}$$

$$K_c = \frac{A_cE}{L_c} \quad \text{Ec. 2.21}$$

La rigidez axial de la sección de transición y de conexión es proporcional a la rigidez del núcleo del CVPR, y se calcula con las Ec. 2.22. y Ec. 2.23.

$$K_{tr} = \delta K_{nc} \quad \text{Ec. 2.22}$$

$$K_c = \kappa K_{nc} \quad \text{Ec. 2.23}$$

El factor η permite relacionar la longitud del núcleo L_{nc} y la longitud total L_t del contraviento (Ec. 2.24), por lo tanto, la Ec. 2.18 puede escribirse como:

$$\eta = \frac{L_{nc}}{L_t} \quad \text{Ec. 2.24}$$

$$K_{eq} = \frac{A_{nc}E}{\eta L_t} \left(\frac{\delta \kappa}{\delta \kappa + \delta + \kappa} \right) = KF \frac{A_{nc}E}{L_t} \quad \text{Ec. 2.25}$$

El parámetro KF se refiere al factor de modificación de rigidez del CVPR, que permite estimar la rigidez axial modificada. El valor de este factor dependerá de la proporción de rigidez entre cada sección del CVPR. Este factor lo determina el fabricante, dado que depende de la geometría final del CVPR, la geometría del marco donde será instalado el CVPR y de los detalles de conexión. Durante el proceso de análisis estructural y pre-diseño de los disipadores se debe estimar aproximadamente su valor para poder representar correctamente la rigidez lateral en el modelo estructural. Con la finalidad de simplificación en el diseño preliminar y de cumplir los objetivos de esta investigación, se propone la Ec. 2.27 simplificada a partir de la Ec. 2.26. El diseño final de la estructura estará sujeto a los valores de CVPR reales proporcionados por el proveedor y acuerdos con la construcción de la estructura.

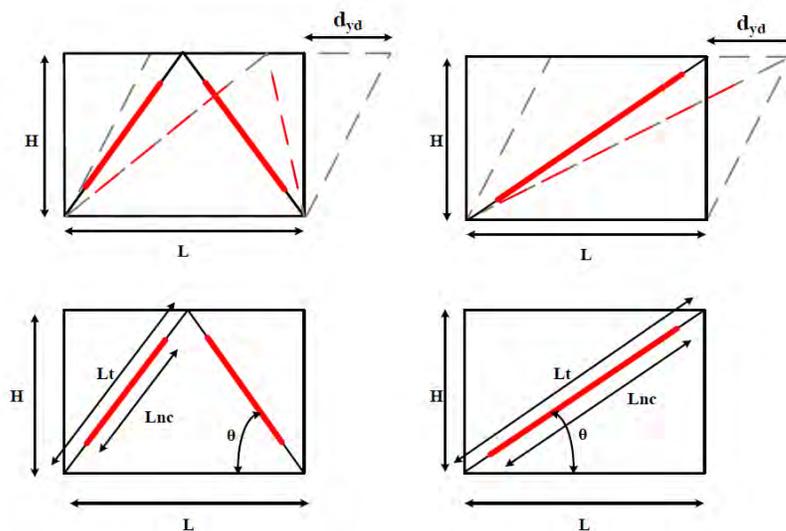
$$KF = \frac{1}{\eta} \left(\frac{\delta\kappa}{\delta\kappa + \delta + \kappa} \right) \quad \text{Ec. 2.26}$$

$$KF = \frac{1}{\eta} \quad \text{Ec. 2.27}$$

La rigidez axial calculada según las expresiones previas se refiere a la rigidez axial local del CVPR. Es necesario conocer la rigidez lateral que proporciona el CVPR, por ende, se proyecta la rigidez axial en el sistema de referencia del marco (Ec. 2.28).

$$K_d = K_{eq} \cos^2(\theta) \quad \text{Ec. 2.28}$$

Existen arreglos convencionales para ubicar los CVPR, en esta sección se presentan las expresiones correspondientes para los arreglos de: diagonal simple y V-invertida.



(a) CVPR en V-invertida (b) CVPR en diagonal simple

Figura 2.10 Configuración de los dispositivos CVPR.

(Segovia & Ruiz, 2015)

La rigidez lateral K_d se calcula en función de la geometría del marco, siendo L el ancho del marco. La Ec. 2.29 se emplea para CVPR en V-invertida, y la Ec. 2.30 para CVPR en diagonal simple.

$$K_d = \frac{A_{nc}E}{\eta L} 4\cos^3(\theta) \quad \text{Ec. 2.29}$$

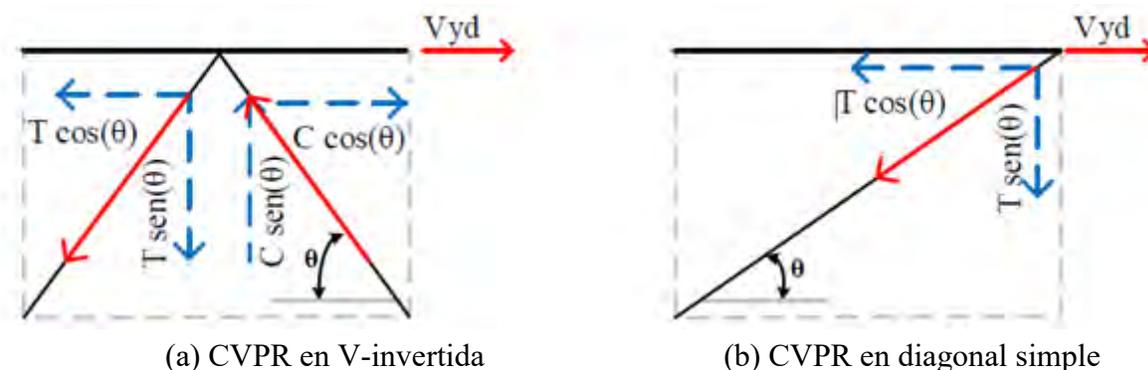
$$K_d = \frac{A_{nc}E}{\eta L} \cos^3(\theta) \quad \text{Ec. 2.30}$$

La fuerza cortante V_{yd} en el marco que genera la fluencia en el núcleo del disipador se obtiene por medio de un equilibrio de fuerzas que actúan en sistema marco-disipador. La Ec. 2.31 se emplea

para CVPR en V-invertida y la Ec. 2.32 para CVPR en diagonal simple. Siendo f_{yd} el esfuerzo de fluencia del núcleo del disipador.

$$V_{yd} = 2f_{yd}A_{nc} \cos(\theta) \quad \text{Ec. 2.31}$$

$$V_{yd} = f_{yd}A_{nc} \cos(\theta) \quad \text{Ec. 2.32}$$



(a) CVPR en V-invertida (b) CVPR en diagonal simple
Figura 2.11 Fuerza cortante en el sistema que genera la fluencia del CVPR.
 (Segovia & Ruiz, 2015)

El desplazamiento de fluencia del disipador puede obtenerse de la expresión $V_{yd} = K_d d_{yd}$, despejando d_{yd} (Ec. 2.33 para CVPR en V-invertida o la Ec. 2.34 para diagonal simple).

Finalmente, el desplazamiento de fluencia del disipador se expresa en función únicamente de la geometría del marco y de las propiedades del material del disipador, por lo tanto, no es necesario conocer el área del núcleo del disipador para determinar el desplazamiento de fluencia del mismo.

$$d_{yd} = \frac{f_{yd} \eta L}{2 E \cos^2(\theta)} \quad \text{Ec. 2.33}$$

$$d_{yd} = \frac{f_{yd} \eta L}{E \cos^2(\theta)} \quad \text{Ec. 2.34}$$

donde:

f_{yd} : Esfuerzo de fluencia del disipador.

η : Relación entre la longitud del núcleo L_{nc} y la longitud total del CVPR.

L : Longitud total del CVPR.

θ : Ángulo de inclinación del disipador.

E : Módulo de elasticidad del disipador.

CAPÍTULO III

3. DESCRIPCIÓN DEL MÉTODO DE DISEÑO PROPUESTO PARA EDIFICIOS CON DISIPADORES VISCOSOS NO LINEALES Y, ALTERNATIVAMENTE CON HISTERÉTICOS.

El método generalizado de diseño propuesto en esta tesis para edificios con disipadores viscosos no lineales y, alternativamente con histeréticos, basado en desplazamiento directo según Priestley (2007); se encuentra estructurado por 9 etapas a seguir (ver Fig. 3.1), de las cuales se parte definiendo los objetivos de desempeño que permite controlar el nivel de daño en el sistema combinado y finaliza obteniendo las secciones requeridas de los elementos estructurales del marco y las características principales del disipador en el diseño. La metodología está destinada para estructuras de acero de mediana altura (8 a 12 niveles), donde domina el primer modo de vibrar, y cuya configuración geométrica permite un comportamiento dominante a corte, además siguiendo la hipótesis de un comportamiento elástico-lineal en el sistema principal que está conformado a base de marcos. En las figuras 3.6, 3.7, 3.8 y 3.9 se presenta la metodología general propuesta de forma esquematizada, siguiendo la secuencia de cada procedimiento correspondiente a las etapas que se muestran en la Fig. 3.1. En la tabla 3.9 se presenta la nomenclatura empleada.

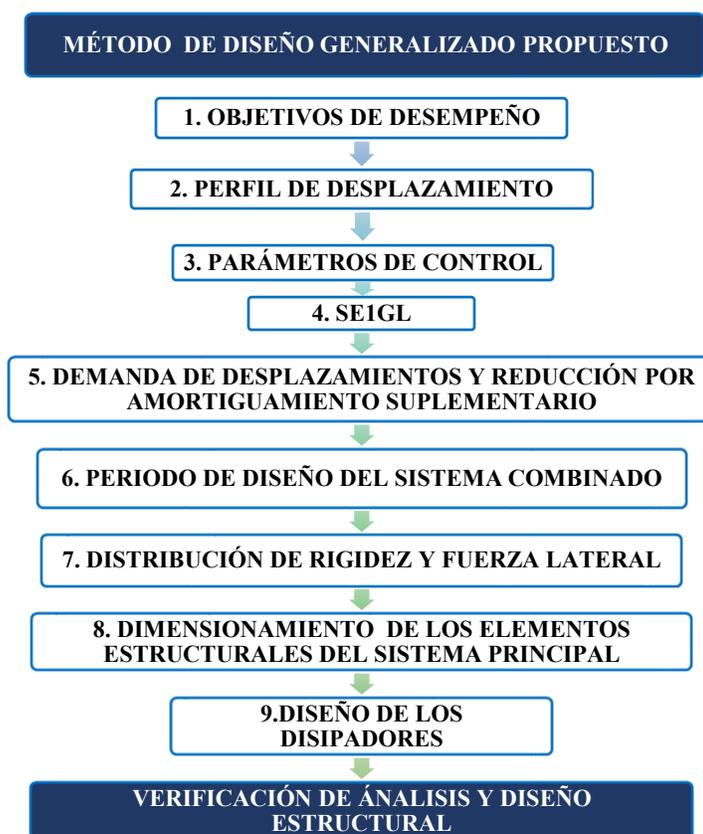


Figura 3.1 Diagrama de bloques del método generalizado propuesto.

Enseguida se describe cada una de las nueve etapas, para edificios con disipadores viscosos no lineales, así como para edificios con disipadores histeréticos.

3.1 ETAPA 1. OBJETIVOS DE DESEMPEÑO

En esta etapa se selecciona los objetivos de desempeño para el diseño de la estructura (ver Fig. 3.6), con la finalidad de promover el desempeño que se espera ante un movimiento sísmico asociado a cierta probabilidad de excedencia, en términos de daño permisible en los elementos estructurales y no estructurales. Las condiciones del comportamiento de estructura se encuentran asociadas al tipo de disipador que se emplea en el diseño, se parte de la premisa de no permitir daño estructural en el sistema principal conformado a base de marcos estructurales. Los criterios de aceptación se definen en función de la distorsión de entrepiso límite especificada por NTCS-2017, en esta investigación los objetivos de desempeño son: Estado Límite de Seguridad contra el Colapso y Estado Límite de Servicio o Limitación de Daños ante Sismos Frecuentes (ver sección 2.2.1).

3.1.1 Disipadores Viscosos no Lineales

Las distorsiones permisibles involucradas para cumplir con los objetivos de desempeño son: (a) Distorsión de entrepiso correspondiente al estado límite por servicio θ_s y (b) Distorsión de entrepiso para el estado límite de seguridad contra el colapso θ_{max} .

El disipador viscoso no lineal puede proporcionar una rigidez adicional al sistema a través de la de la diagonal de montaje cuando el exponente de no-linealidad α' es muy pequeño; sin embargo, de manera conservadora, para el tipo de estructuras que se tratan en este estudio, se permite suponer que los disipadores no aportan rigidez dado que el periodo de la estructura se encuentra en la zona ascendente del espectro. En el sistema de marcos se supone que no está permitida la formación de rótulas plásticas en vigas y/o base de columnas, para ambos niveles de desempeño con el propósito de evitar el daño la ductilidad máxima del sistema principal es igual a 1, ya que se limita en un nivel de deformación antes de alcanzar la fluencia del marco.

Tabla 3.1 Objetivos de desempeño para edificios con disipadores viscosos no lineales

Elemento	Indicador de respuesta	Nivel de diseño sísmico	
		Servicio	Colapso
Sistema Principal: Marcos	Formación de rótulas plásticas en vigas y/o base de columnas	No permitido	No permitido
	Ductilidad máxima	1	1

3.1.2 Disipadores Histeréticos

Las distorsiones permisibles involucradas para cumplir con los objetivos de diseño son: (a) Distorsión para el estado límite por servicio θ_s , (b) Distorsión para el estado límite de seguridad contra el colapso θ_{max} y (c) Distorsión que limita la fluencia de los disipadores histeréticos θ_{yd} .

Para el estado límite por servicio el conjunto marco-disipador debe estar en un nivel de deformación en el que los disipadores estén a punto de alcanzar la fluencia. Por otra parte, para el estado de seguridad contra colapso, el conjunto marco-disipador debe estar en un nivel de deformación en el que los disipadores se han deformado inelásticamente y el estado de la deformación del marco es menor o igual al estado de desplazamiento máximo permisible.

Tabla 3.2. Objetivos de desempeño para edificios con disipadores histeréticos
(Segovia & Ruiz, 2015).

Elemento	Indicador de Respuesta	Nivel de diseño sísmico	
		Servicio	Seguridad contra el colapso
Sistema Principal: Marco	Formación de rótulas plásticas en vigas y/o en base de columnas)	No permitido	No permitido
	Máxima ductilidad	1	1
Sistema Secundario: CVPR	Fluencia del núcleo de acero	No permitido	No permitido
	Máxima ductilidad	1	15
Sistema combinado	Máxima distorsión de entrepiso	θ_s DNE	θ_{max} DE
		θ_{yd} DE	
DNE =daño no estructural, DE= daño estructural			

3.2 ETAPA 2. PERFIL DE DESPLAZAMIENTO

Debido a que la metodología de diseño basada en el desplazamiento directo (DBDD) tiene como finalidad proporcionar a la estructura la capacidad y rigidez necesaria para cumplir con el nivel de deformación asociado a un desplazamiento objetivo, se requiere estimar el perfil de desplazamiento que se espera que el sistema combinado mantenga como respuesta (ver Fig. 3.6). Este procedimiento se realiza a partir de la forma modal correspondiente del primer modo de vibrar de la estructura. Las ecuaciones empleadas definen el comportamiento de la estructura para el nivel de deformación esperado según un nivel de daño específico, correspondiente a la deformación del elemento más crítico.

El perfil de desplazamiento está dado en función de las distorsiones de entrepiso permisibles para cada objetivo de desempeño, para el estado límite de seguridad contra el colapso se espera que el

sistema primario esté limitado a la fluencia de los elementos del marco, por lo tanto, la distorsión de entrepiso permisible θ_{max} corresponde con la distorsión de fluencia del marco θ_{yf} , inicio de la formación de las rótulas plásticas en las vigas. Priestley (2007) establece que la distorsión de entrepiso de fluencia de sistema a base de marcos (θ_{yf}) es como sigue:

$$\theta_{yf} = 0.30\phi_y L \tag{Ec. 3.1}$$

$$\phi_y = 2.2\varepsilon_y/d \tag{Ec. 3.2}$$

donde:

ϕ_y : Curvatura de fluencia de la sección

L : Claro libre de la viga

ε_y : Deformación unitaria de la sección

d : Peralte de la sección

La expresión Ec. 3.2 depende del peralte de las vigas del marco, que no se tienen al inicio del diseño, es por esto que, de manera de evitar la aplicación de un proceso iterativo en el DBDD, se aplica la siguiente expresión desarrollada por Sullivan et al (2006), que permite aproximar la curvatura de fluencia de las secciones a partir de módulo de sección plástica para flexión Z , y de la inercia de la sección I .

$$\phi_y = \frac{Z}{I} \varepsilon_y \tag{Ec. 3.3}$$

La curvatura de fluencia para secciones tipo W según la clasificación de perfiles AISC (vigas tipo IR) permanece constante (ver Tabla 3.3), por lo tanto, es posible conocer previamente la distorsión de fluencia de acuerdo con un grupo de secciones empleados para las vigas en el diseño, la geometría del marco y propiedades del acero estructural.

Tabla 3.3 Relación de Z/I para distintos grupos de secciones de diseño
(Sullivan et al, 2006)

GRUPO W	GRUPO IR	Z/I (m⁻¹)
W14	IR 356	5.52
W16	IR 406	5.36
W18	IR 457	4.67
W21	IR 533	4.04
W24	IR 610	3.44
W27	IR 686	3.04
W30	IR 762	2.58
W33	IR 833	2.82

3.2.1 Disipadores Viscosos No Lineales

El perfil de desplazamiento elástico se obtiene con base en la aproximación modal del sistema, considerando el desplazamiento objetivo de la azotea del edificio y el comportamiento lineal que se espera. Para ambos objetivos de desempeño, la forma modal elástica normalizada en el nivel de la azotea, se calcula como (Chopra, 2001):

$$\varphi_i = \frac{h_i}{h_n} \quad \text{Ec. 3.4}$$

donde:

h_i : Altura del nivel i desde la base

h_n : Altura total del edificio

En esta metodología los requerimientos para cumplir con ambos niveles de desempeño del sistema combinado están limitados únicamente a la fluencia de los elementos estructurales para el sistema principal, de esta manera se justifica un comportamiento elástico y el empleo de la expresión lineal anterior para estimar un perfil de desplazamiento de fluencia del sistema combinado, que se espera tanto en el estado límite de servicio como en el de seguridad contra el colapso.

El perfil de desplazamiento para el estado límite de servicio D_s corresponde con la Ec. 3.5 y para estado límite de seguridad contra el colapso D_{max} con la Ec. 3.6.

$$D_s = \varphi_i \theta_s h_n \quad \text{Ec. 3.5}$$

$$D_{max} = \varphi_i \theta_{max} h_n \quad \text{Ec. 3.6}$$

donde:

h_n : Altura total del edificio

θ_s : Distorsión para estado límite de servicio

θ_{max} : Distorsión para el estado límite de seguridad contra el colapso

φ_i : Forma modal elástica (ver Ec. 3.4)

3.2.2 Disipadores Histeréticos

Se definen dos perfiles de desplazamiento para cada objetivo de desempeño. Para el estado límite de servicio se construye un perfil de desplazamiento de fluencia, y para el estado límite de seguridad contra el colapso un perfil de desplazamiento máximo.

(a) Perfil de desplazamiento de fluencia:

Se calcula el desplazamiento de fluencia del disipador d_{yd} (ver Ec. 2.33 y Ec. 2.34) en función de la configuración del disipador que se utilice (diagonal simple o V-invertida). En caso de que la geometría del marco tenga diferente altura de entrepiso o distinto claro de vigas se toma el valor d_{yd} crítico (el menor). La distorsión de entrepiso θ_{yd} del marco que produce la fluencia del núcleo del disipador se calcula a partir de la siguiente expresión:

$$\theta_{yd} = \frac{d_{yd}}{h_e} \quad \text{Ec. 3.7}$$

donde:

d_{yd} = Desplazamiento de fluencia del disipador (ver Ec. 2.33 o Ec. 2.34)

h_e = Altura de entrepiso

La forma modal φ_i para definir el perfil de desplazamiento lineal debido al comportamiento elástico supuesto para el mecanismo de fluencia (ver Fig. 3.2a), corresponde a la Ec. 3.4 según Chopra (2001).

El perfil de desplazamiento para el estado límite por servicio D_s está dado por la Ec. 3.8 donde n es el número total de niveles y h_{ei} la altura de entrepiso.

$$D_s = \varphi_i \theta_{serv} h_{ei} n \quad \text{Ec. 3.8}$$

La distorsión de entrepiso θ_{serv} empleada para calcular el perfil de desplazamiento de fluencia será la menor entre la distorsión por fluencia de núcleo del disipador θ_{yd} y la distorsión de entrepiso permisible por normativa para cumplir con los requerimientos del estado límite por servicio θ_s .

(b) Perfil de desplazamiento máximo:

Se aplica la ecuación de la forma modal inelástica propuesta por Priestley et al (2007) para estructuras a base de marcos donde dominan los efectos de corte (ver Ec. 3.10).

Aunque estas expresiones (Ecs. 3.9, 3.10 y 3.11) se generaron para marcos resistentes de concreto o acero, aquí se aplican al sistema combinado ya que se considera que los disipadores se desplazan en paralelo con el marco, y no alteran el perfil de desplazamientos.

La forma modal inelástica φ_i para el primer modo se representa por la Ec. 3.10. Esta expresión es válida para edificios entre 4 a 20 niveles (ver Fig. 3.2b). El perfil de desplazamiento D_{max} se calcula con la Ec. 3.9, en función del desplazamiento en la azotea D_n a partir de la Ec. 3.11.

$$D_{max} = \varphi_i \frac{D_n}{\varphi_n} \quad \text{Ec. 3.9}$$

$$\varphi_i = \frac{4}{3} \left(\frac{h_i}{h_n} \right) \left(1 - \frac{h_i}{4h_n} \right) \quad \text{Ec. 3.10}$$

$$D_n = \theta_{max} h_n \quad \text{Ec. 3.11}$$

donde:

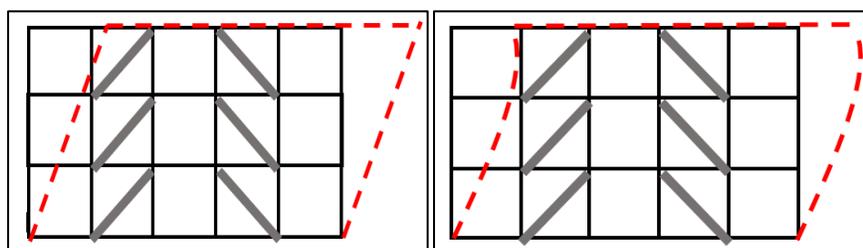
h_n : Altura total del edificio

h_i : Altura del nivel i desde la base

φ_n : Desplazamiento modal al nivel n, de la azotea

D_n : Desplazamiento de la azotea

θ_{max} : Distorsión de entrepiso máxima



(a) Forma modal elástica (b) Forma modal inelástica

Figura 3.2 Forma modal

3.3 ESTAPA 3. PARÁMETROS DE CONTROL

Los parámetros de control se definen como aquellos que permiten incorporar al diseño la capacidad de disipación de energía de los DPES. Los parámetros seleccionados por el diseñador cumplen con ciertos valores límites que permiten garantizar el buen desempeño del sistema combinado (ver Fig. 3.6). Una vez seleccionados estos parámetros, se controlan la rigidez y la capacidad de la estructura en el diseño.

Los parámetros de control se proponen de acuerdo con lo establecido en investigaciones previas como: Lin & Chopra (2002) donde se explica que la respuesta de estructuras con disipadores viscosos no lineales es mejor estudiada en términos de dos parámetros (1) Amortiguamiento viscoso equivalente ζ y (2) Exponente de no-linealidad del disipador α' , debido a que ambas variables son adimensionales e independientes, y la respuesta de la estructura varía linealmente con la intensidad de la excitación. Por otra parte, Segovia & Ruiz (2015) definen los siguientes parámetros: (1) Relación de rigideces α y (2) Relación de resistencias γ , según lo propuesto por Vargas & Bruneau (2009a) en su estudio de la filosofía de concentración de daño en disipadores histeréticos.

3.3.1 Disipadores Viscosos no lineales

(a) Amortiguamiento Crítico Suplementario ζ_{ED}

En esta etapa del proceso de diseño se propone una fracción de amortiguamiento crítico en la estructura inducida al sistema por los disipadores viscosos no lineales. La fracción de amortiguamiento crítico total ζ del sistema es la suma del amortiguamiento suplementario ζ_{ED} más el inherente del sistema principal ζ_i (ver Ec. 3.12).

Los valores límites para seleccionar la fracción de amortiguamiento crítico son entre 0.10 y 0.30. Este intervalo establecido, se debe a que a pesar de que las deformaciones en la estructura se reducen por encima de un 25% cuando $\zeta_{ED} = 5\%$ y por encima del 60% cuando $\zeta_{ED} = 30\%$ (Lin & Chopra, 2002). Recomendaciones de diseño sísmico como el ASCE 7-16 y Ruíz (2011) establecen que el amortiguamiento crítico total no supere el 35%, así mismo investigaciones previas como Brambila & Ruiz (2010) han justificado que estructuras con un amortiguamiento suplementario muy alto suelen ser muy costosas, ya que aumentan el costo de los disipadores viscosos no lineales y se reduce en poca proporción la cantidad de acero estructural.

$$\zeta = \zeta_{ED} + \zeta_i \quad \text{Ec. 3.12}$$

(b) Exponente Real Positivo de No Linealidad α'

Este parámetro caracteriza la no linealidad del disipador viscoso no lineal, la ventaja de emplear el factor con un valor menor a 1 consiste en reducir en igual proporción la respuesta de la estructura con fuerzas axiales del disipador relativamente bajas, sin embargo, la respuesta en fase e introducción de rigidez al sistema debido a la no-linealidad del disipador puede ser contraproducente en estructuras altas que generalmente se ubican en la zona descendente del espectro. Estas están fuera del alcance de este estudio. Existe bibliografía como Lin & Chopra (2002), que recomiendan valores límites entre (0.35-1) para aplicaciones sísmicas, sabiendo que $\alpha'=1$ corresponden a valores para disipadores viscosos lineales; sin embargo, es posible encontrar empresas en el mercado mexicano que facilitan disipadores para un exponente de no linealidad menores.

3.3.2 Disipadores Histeréticos

Las relaciones geométricas del modelo combinado se definen como relaciones de rigidez que permite relacionar la rigidez del sistema principal y del sistema secundario, así como la relación de resistencia que de la misma manera relaciona la resistencia entre el sistema principal y el sistema secundario.

(a) Relación de Rigidez α

El parámetro α relaciona la rigidez del sistema principal y la rigidez del sistema secundario. Existen valores límites para fijar este parámetro, de esta manera se maneja un intervalo que

comprende entre (0.25-0.60). Emplear relaciones de rigidez $\alpha > 0.60$ indican poca aportación de rigidez por parte del CVPR al sistema combinado, donde no se justifica el empleo de estos dispositivos para mejorar el desempeño de la estructura.

$$\alpha = \frac{K_f}{K_f + K_d} = \frac{K_f}{K_t} \quad \text{Ec. 3.13}$$

K_f : Rigidez del sistema principal (marco estructural)

K_d : Rigidez del sistema secundario (disipadores CVPR)

K_t : Rigidez del sistema combinado

(b) Relación de Resistencia γ

El parámetro γ relaciona la resistencia del sistema principal con la resistencia del sistema secundario. Los valores límites de este parámetro depende de la máxima o mínima contribución de resistencia al sistema combinado, la misma se asocia a la variación del parámetro η entre 0.5 a 0.80, que relaciona el área del núcleo y la longitud total del CVPR.

$$\gamma = \frac{V_{yd}}{V_{yf} + V_{yd}} = \frac{V_{yd}}{V_t} \quad \text{Ec. 3.14}$$

V_{yd} : Fuerza de fluencia del sistema secundario.

V_{yf} : Fuerza de fluencia del marco estructural de acero.

V_t : Fuerza de fluencia del sistema combinado.

Es importante mencionar que la resistencia de los CVPR también varía en función del esfuerzo de fluencia, para estos valores analizados corresponde con $f_{yd} = 2530 \text{ kg/cm}^2$.

Parámetros de control para el diseño

Una combinación de parámetros de control α y γ garantiza que el sistema combinado cumpla con los niveles de desempeño seleccionados al inicio del diseño; sin embargo, hoy en día el costo de la estructura es un factor importante que considerar en el diseño. Segovia & Ruiz (2015) presentan resultados por los cuales demuestran que existen combinaciones de α y γ que generan un costo inicial mínimo, así mismo, se evalúa la eficiencia del desempeño estructural utilizando parámetros de evaluación tales como: la ductilidad máxima del sistema disipador-estructura y el amortiguamiento viscoso equivalente (AVE).

Los valores α que permiten que el diseño exija menor contribución de rigidez del marco, por medio de la evaluación de la eficiencia de la estructura en función de la ductilidad y el AVE en relación con el costo inicial de la estructura es entre 0.25 y 0.30, independiente de la configuración de la instalación de los CVPR al edificio (Segovia & Ruiz, 2015).

Mismos autores llegan a la conclusión que el intervalo para el parámetro relación de resistencia γ , que permite exigir menor contribución de resistencia del disipador, y su propósito está en aumentar su ductilidad, comprenden valores entre 0.28 y 0.35.

3.4 ESTAPA 4. SISTEMA EQUIVALENTE DE UN GRADO DE LIBERTAD (SE1GL)

En esta etapa se aplica los conceptos establecidos sobre el método de DBDD en la sección 2.2.2. Se explica el procedimiento propuesto por Priestley (2007) basado en el enfoque de la estructura sustituta por Shibata y Sozen (1976). Se reduce el procedimiento principalmente a dos ecuaciones (Ecs. 3.15 y 3.16) que consta en representar la estructura de MGDGL en un SE1GL. Este procedimiento tiene como propósito el desplazamiento máximo objetivo del SE1GL para poder entrar al espectro de desplazamiento y determinar el periodo de vibrar de la estructura que se relacionará con la rigidez de la misma.

Se obtienen tantos desplazamientos del SE1GL como objetivos de desempeño se definan. En este estudio se tienen dos: el correspondiente al estado límite de Servicio d_s , y al estado límite de seguridad contra el colapso d_{max} . El procedimiento es sencillo; se toma el desplazamiento de la azotea (nivel n) del perfil de desplazamiento correspondiente a cada objetivo de desempeño y se divide entre el factor de participación modal Γ (ver Ec. 3.17).

Para calcular el factor de participación modal Γ y la masa modal equivalente m_e , se considera la forma modal φ_i empleada para calcular el perfil de desplazamiento, consistente con el objetivo de desempeño (ver sección 3.2) y la masa de cada nivel de la estructura m_i .

(a) *Factor de Participación Modal Γ*

$$\Gamma = \frac{\sum_{i=1}^n \varphi_i m_i}{\sum_{i=1}^n \varphi_i^2 m_i} \quad \text{Ec. 3.15}$$

(b) *Masa Modal Equivalente m_e*

$$m_e = \frac{(\sum_{i=1}^n \varphi_i m_i)^2}{\sum_{i=1}^n \varphi_i^2 m_i} \quad \text{Ec. 3.16}$$

(c) *Desplazamiento del SE1GL*

- Estado Límite: Servicio

$$d_s = \frac{D_s}{\Gamma} \quad \text{Ec. 3.17}$$

- Estado Límite: Seguridad contra el Colapso

$$d_{max} = \frac{D_{max}}{\Gamma} \quad \text{Ec. 3.18}$$

3.5 ESTAPA 5. DEMANDA DE DESPLAZAMIENTOS Y REDUCCIÓN POR AMORTIGUAMIENTO SUPLEMENTARIO

En esta etapa del procedimiento, se define la demanda de desplazamiento y se calculan los factores de reducción del espectro de diseño de acuerdo con el tipo de disipador que se incorpora a la estructura (ver Fig. 3.6).

La demanda de desplazamiento se obtiene a partir del espectro de aceleraciones (Ec. 3.19), según lo especifican las normas NTCDS-17. Este espectro se obtiene del “Sistema de Acciones Sísmicas de Diseño” (SASID) y depende de la localidad donde se desplanta la estructura a diseñar o bien del periodo del suelo.

$$S_d = \left(\frac{T}{2\pi}\right)^2 S_a \quad \text{Ec. 3.19}$$

De acuerdo con los objetivos de desempeño: Estado Límite de Servicio y Estado Límite de Seguridad contra el Colapso, se tiene un espectro definido con una intensidad específica asociada.

El método DBDD originalmente permite reducir las demandas sísmicas debido al amortiguamiento viscoso equivalente de la estructura equivalente relacionado con la demanda de ductilidad de desplazamiento del sistema. En este caso la ductilidad de diseño máxima del sistema principal es igual a 1, debido a que se supone que tiene un comportamiento elástico-lineal, por lo tanto, las ordenas espectrales de aceleración de diseño se reducen mediante un factor de amortiguamiento β , debido al aumento del amortiguamiento en la estructura por la incorporación de los DPES. Castillo & Ruiz (2014), proponen expresiones matemáticas en función de las características del suelo del valle de México, así como del periodo fundamental de la estructura, del amortiguamiento efectivo del sistema estructural y del estado límite en estudio.

3.5.1 Disipadores Viscosos no lineales

El factor de reducción para estructuras con disipadores viscosos no lineales β_v , tanto para el estado límite de servicio como para el de seguridad contra el colapso, se obtiene según Castillo & Ruiz (2014) mediante el cociente en el espectro de peligro uniforme (EPU) con un porcentaje de amortiguamiento crítico efectivo ζ , mayor de 5%, y el EPU con un porcentaje $\zeta = 5\%$.

$$\beta_v = \frac{S_{a,EPU}(T, \zeta)}{S_{a,EPU}(T, \zeta = 5\%)} \quad \text{Ec. 3.20}$$

La expresión matemática de este factor resulta en una función envolvente que depende de los siguientes parámetros: fracción del amortiguamiento crítico de la estructura ζ , los periodos característicos que delimita la zona de la meseta del espectro de diseño T_a y T_b , y de los valores de ε , λ , τ que dependen del periodo del suelo T_g (ver Tabla 3.4 y Ec. 3.21).

Este factor de reducción está establecido en las NTCS-17 donde se considera para tomar en cuenta el amortiguamiento suplementario en la estructura $\zeta > 0.05$, como adición al sistema de DPES de tipo viscoso.

$$\beta_v = \begin{cases} 1 - \left[1 - \left(\frac{0.05}{\zeta} \right)^\lambda \right] \frac{T}{T_a} ; & \text{si } T \leq T_a \\ \left(\frac{0.05}{\zeta} \right)^\lambda ; & \text{si } T_a < T < T_b \\ 1 + \left[\left(\frac{0.05}{\zeta} \right)^\lambda - 1 \right] \left(\frac{\tau T_b}{T} \right)^\epsilon ; & \text{si } T \geq \tau T_b \end{cases} \quad \text{Ec. 3.21}$$

Tabla 3.4 Valores de ϵ , λ , τ en función de T_g (NTCDS-17)

PERIODO DEL SUELO T_g (s)		λ	ϵ	τ	
-	$T_g \leq$	0.5	0.40	0.80	2.50
0.5	$> T_g \leq$	1.0	0.45	0.20	1.00
1.0	$> T_g \leq$	1.5	0.45	0.30	1.00
1.5	$> T_g \leq$	2.0	0.50	1.20	1.00
2.0	$> T_g \leq$	2.5	0.50	1.80	1.00
2.5	$> T_g \leq$	3.0	0.55	3.00	1.00
3.0	$> T_g \leq$	4.0	0.50	4.00	1.00

Estado límite de servicio: el espectro de desplazamiento deberá estar afectado por el valor de reducción ya que se ha demostrado que los disipadores viscosos no lineales trabajan a desplazamientos cortos y pueden proporcionar un amortiguamiento mayor que el que se proporciona en el estado límite de seguridad contra el colapso, para este caso es aceptable y conservador reducir el espectro por un amortiguamiento mínimo asociado al estado límite de seguridad contra el colapso, sin embargo, es importante aclarar que lo anterior consta de una simplificación para un diseño preliminar, el amortiguamiento real en esta condición de análisis depende de la demanda de desplazamientos y velocidad para el estado límite de servicio. Además, el espectro se multiplica por K_s establecido en las NTCDS-17 en función del periodo del suelo, para lograr la intensidad del objetivo de desempeño.

Estado límite de seguridad contra el colapso: El espectro de desplazamiento deberá afectarse por el factor de reducción β_v en función del porcentaje de amortiguamiento crítico total de la estructura ζ y de las características del suelo.

3.5.2 Disipadores Histeréticos

El factor de reducción para estructuras con disipadores del tipo hysteréticos β_h , para el estado límite de colapso según Castillo & Ruiz (2014). Se determina a partir del cociente del espectro de tasa de excedencia uniforme (ETEUE) para sistemas con disipadores hysteréticos y el ETEUE que coincide con el EPU para sistemas sin disipadores con $\zeta = 0.05$.

$$\beta_v = \frac{S_{a,ETEUE}(T, \alpha, \gamma)}{S_{a,ETEUE}(T, \zeta = 5\%)} \quad \text{Ec. 3.22}$$

Este factor β_h se encuentra en función de dos parámetros: la relación de rigidez α_r , definida como el cociente entre la rigidez del disipador y el sistema de marcos estructurales (Ec. 3.23), y la relación de resistencias γ , se define como el cociente entre la fuerza de fluencia del disipador y la fuerza total del sistema combinado (Ec. 3.24).

$$\alpha_r = \frac{K_d}{K_f} = \frac{1 - \alpha}{\alpha} \quad \text{Ec. 3.23}$$

$$\gamma = \frac{V_{yd}}{V_t} \quad \text{Ec. 3.24}$$

La expresión matemática de este factor de reducción se encuentra en función de los siguientes parámetros: periodo del suelo T_g , periodo fundamental del sistema principal T_0 , los parámetros de control α y γ , así como de los factores λ y F_b dado por las ecuaciones Ecs. 3.25 y 3.26 según Castillo (2004), y por los valores de ψ y F_a de acuerdo con la zona o periodo del suelo T_g (ver Tabla 3.5 y 3.6).

$$\beta_h = \begin{cases} 1 - \frac{T_0}{F_a T_a} (1 - e^{-(\gamma \alpha_r)^{\frac{1}{\lambda}}}); & \text{si } T_0 \leq F_a T_a \\ e^{-(\gamma \alpha_r)^{\frac{1}{\lambda}}}; & \text{si } F_a T_a < T_0 < F_b T_b \\ 1 + \left[e^{-(\gamma \alpha_r)^{\frac{1}{\lambda}}} - 1 \right] \left(\frac{F_b T_b}{T_0} \right)^\psi; & \text{si } T_0 \geq F_b T_b \end{cases} \quad \text{Ec. 3.25}$$

$$\lambda = 0.47T_g^2 - 2.3T_g + 4.7 \quad \text{Ec. 3.26}$$

$$F_b = \begin{cases} 2.5 & \text{si } T_g < 1 \\ 1.0 & \text{si } T_g \geq 1 \end{cases} \quad \text{Ec. 3.27}$$

Tabla 3.5 Valores de los parámetros ψ y F_a .
(Castillo & Ruiz, 2014).

ZONA	ψ	F_a
A	0.7	2
B	0.3	1.5
C	0.7	1.2
D	0.7	1.2
E	1.5	1.2
F	2.0	1.5
G	1.6	1.5

Tabla 3.6 Clasificación de zonas del valle de México según el periodo de suelo T_g
(Castillo, 2004).

PERIODO DEL SUELO T_g (s)			ZONA
-	$T_g \leq$	0.5	A
0.5	$> T_g \leq$	1	B
1	$> T_g \leq$	1.5	C
1.5	$> T_g \leq$	2	D
2	$> T_g \leq$	2.5	E
2.5	$> T_g \leq$	3	F
3	$> T_g \leq$	4	G

Estado límite de servicio: el espectro de desplazamiento no deberá estar afectado por el factor de reducción por amortiguamiento suplementario para este nivel de desempeño, debido a que los disipadores histeréticos no disipan energía (o la que disipan es muy poca) ante intensidades sísmicas muy pequeñas, por lo tanto, se puede decir que el factor de reducción es igual a $\beta_h = 1$.

Estado límite de seguridad contra el colapso: El espectro de desplazamiento deberá afectarse por el factor de reducción β_h en función de los parámetros de control α y γ , y el periodo del suelo T_g .

3.6 ETAPA 6. PERIODO DE DISEÑO DEL SISTEMA COMBINADO

En esta etapa se determina el periodo de diseño del sistema combinado (ver Fig. 3.6). El método DBDD en términos generales caracteriza a la estructura por la rigidez secante K_e para un desplazamiento máximo objetivo correspondiente a un nivel de amortiguamiento viscoso

equivalente, sin embargo, este procedimiento depende particularmente del nivel de desempeño que se analiza y del tipo de DPES que se emplea para el diseño.

El procedimiento para cada nivel de desempeño consiste en “entrar” al espectro de desplazamiento, alterado por el factor de reducción por amortiguamiento suplementario según las condiciones establecidas en la sección 3.5, y correspondiente a la intensidad de diseño para el estado límite de análisis, con un desplazamiento objetivo equivalente de un SE1GL para así determinar el periodo de vibrar de la estructura, con el cual es posible estimar la rigidez requerida del SE1GL para cumplir con los objetivos del diseño (ver Fig. 3.2).

La filosofía del diseño sísmico por desempeño consta en determinar la rigidez de la estructura que cumpla simultáneamente con los objetivos de los estados límites acordados al inicio del diseño. El periodo de diseño será aquel que satisfaga simultáneamente ambas condiciones.

Para el estado límite de seguridad contra colapso se esperan deformaciones inelásticas en los disipadores histeréticos por lo tanto el periodo efectivo corresponde con una rigidez secante, para el estado límite de servicio los disipadores histeréticos se limitan a la fluencia por lo tanto el periodo de servicio se relaciona con una rigidez elástica. Para estructuras con disipadores viscosos no lineales con un diseño adecuado de la diagonal de soporte, independientemente del nivel de desempeño, la rigidez asociada al periodo de diseño será la correspondiente a un comportamiento elástico. A continuación, se explica más a detalle el procedimiento a seguir.

Para el diseño final de los elementos estructurales se realiza un análisis estático elástico para acreditar que los mismos cumplan con los requerimientos de rigidez y de resistencia, así como verificar los desplazamientos y distorsiones límites establecidas para cada nivel de desempeño (ver Fig. 3.7).

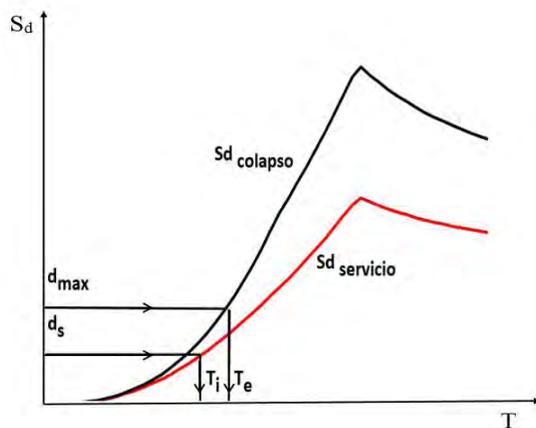


Figura 3.3 Proceso para determinar el periodo efectivo y periodo de servicio.

3.6.1 Disipadores Viscosos no lineales

(a) Estado Límite de Servicio

El periodo se determina a partir del espectro de diseño según la intensidad asociada al estado límite de servicio y reducido para el porcentaje de amortiguamiento suplementario de acuerdo con el factor β_v . Se “entra” al espectro con el desplazamiento objetivo d_s del SE1GL (ver Ec. 3.17) y se determina el periodo T_s . La rigidez K_t y la fuerza cortante V_s para el sistema combinado se calculan a partir de la Ecs. 3.28 y 3.29 respectivamente.

$$K_f = \frac{4\pi^2 m_e}{T_s^2} \quad \text{Ec. 3.28}$$

$$V_{yf} = K_f d_s \quad \text{Ec. 3.29}$$

(b) Estado Límite de Seguridad contra el Colapso

El periodo se determina a partir del espectro de diseño según la intensidad asociada al estado límite de seguridad contra el colapso y reducido para el porcentaje de amortiguamiento suplementario de acuerdo con el factor β_v . Se “entra” al espectro con el desplazamiento objetivo d_{max} del SE1GL (ver Ec. 3.18) y se determina el periodo T_e que será igual al periodo inicial (elástico) T_i , ya que se supone inicialmente que los disipadores no proporcionan rigidez lateral al sistema combinado, y no se esperan deformaciones inelásticas en la diagonal de montaje, puesto que la ductilidad máxima de diseño es igual a $\mu_{max} = 1$. La rigidez K_f y la fuerza cortante V_{yf} para el sistema combinado se calculan a partir de la Ecs. 3.30 y 3.31, respectivamente.

$$K_f = \frac{4\pi^2 m_e}{T_i^2} \quad \text{Ec. 3.30}$$

$$V_{yf} = K_f d_{max} \quad \text{Ec. 3.31}$$

El periodo de diseño T_D será el que satisfaga los requerimientos de rigidez y resistencia, para estructuras de baja a mediana altura casi siempre rige el menor de ambos.

En la Fig. 3.3 se muestra la curva de capacidad para sistemas con disipadores viscosos no lineales, donde el desplazamiento de fluencia d_{yf} del marco es equivalente al desplazamiento máximo d_{max} , para el estado de seguridad contra el colapso. En la tabla 3.7 se presenta un resumen del procedimiento para determinar el periodo de diseño en edificios con disipadores viscosos no lineales.

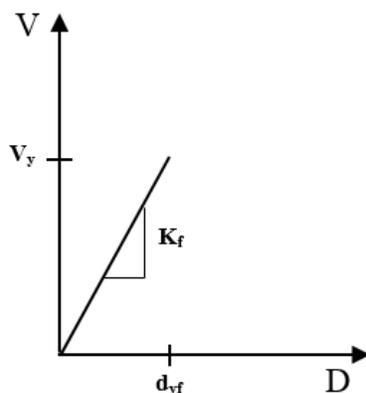


Figura 3.4 Curva de capacidad para sistemas con disipadores viscosos no lineales.

Tabla 3.7 Resumen del procedimiento para determinar el periodo de diseño de estructuras con disipadores viscosos no lineales.

PERIODO DE DISEÑO	Nivel de Desempeño	
	Estado Límite de Servicio	Estado Límite de Seguridad contra el Colapso
Distorsión	θ_s	$\theta_{max} \cong \theta_{yf}$
Perfil de desplazamiento para determinar el desplazamiento de SE1GL	Perfil de Fluencia (Forma modal Elástica)	Perfil de Fluencia (Forma modal Elástica)
Factor de reducción	$\beta_v = f(\zeta, T_g, T_a, T_b)$	$\beta_v = f(\zeta, T_g, T_a, T_b)$
Espectro de diseño	NTCDS-17 SASID según T_g Afectado por K_s	NTCDS-17 SASID según T_g
Periodo obtenido	$T_e = T_i$	T_s
Periodo de diseño	$T_D = \min(T_s, T_i) \rightarrow K_f, V_{yf}$	

3.6.2 Disipadores Histeréticos

(a) Estado Límite de Servicio

El periodo se determina “entrando” al espectro de desplazamiento correspondiente a la intensidad asociada al estado límite de servicio y con un factor de reducción igual a $\beta_h = 1$, con el desplazamiento objetivo de SE1GL d_s (ver Ec. 3.17), el cual se obtiene a partir del perfil de desplazamiento de fluencia, con la menor distorsión entre la que genera la fluencia del núcleo del disipador θ_{yd} y la distorsión límite para evitar daños no estructurales θ_s según las NTCDS-17. La rigidez K_t y la fuerza cortante V_t para el sistema combinado se calculan a partir de las Ecs. 3.32 y 3.33, respectivamente. El análisis elástico para este nivel de desempeño se realiza a partir de la distribución de la rigidez elástica ya que no se esperan deformaciones inelásticas en el sistema combinado.

$$K_t = \frac{4\pi^2 m_e}{T_s^2} \quad \text{Ec. 3.32}$$

$$V_t = K_t d_s \quad \text{Ec. 3.33}$$

(b) Estado Límite de Seguridad contra el Colapso

El periodo se obtiene “entrando” al espectro de desplazamiento de colapso reducido por el factor β_h calculado en la sección 3.5.2, con el desplazamiento máximo d_{max} del SE1GL (ver Ec. 3.18) a partir del perfil de desplazamiento máximo. En este nivel de desempeño se espera que se generen las deformaciones inelásticas en los disipadores histeréticos, por lo tanto, el periodo T_e estimado corresponde a la rigidez secante del sistema combinado y se calcula con el proceso iterativo presentado por Segovia & Ruiz (2015) (ver Fig. 3.9). A partir de la ductilidad máxima del sistema μ_{max} (ver Ec. 3.34) y de la relación de sobrerresistencia del sistema principal Ω (ver Ec. 3.35) se puede determinar el periodo inicial T_i del sistema combinado asociado a la rigidez elástica (ver Ec. 3.36).

$$\mu_{max} = \frac{d_{yf}}{d_{yd}} \quad \text{Ec. 3.34}$$

$$\Omega = \frac{V_t}{V_y} = \alpha(\mu_{max} - 1) + 1 \quad \text{Ec. 3.35}$$

$$T_i = T_e \sqrt{\frac{\Omega}{\mu_{max}}} \quad \text{Ec. 3.36}$$

donde:

Ω : Relación de sobrerresistencia del sistema principal

μ_{max} : Ductilidad máxima del SE1GDL

T_i : Periodo inicial (elástico)

T_e : Periodo efectivo

La rigidez secante se utiliza para aquellos elementos para los que se esperan deformaciones inelásticas. En el estado límite por colapso se espera que la degradación de la rigidez se de en los disipadores. Para evaluar este estado límite se lleva a cabo un análisis lineal con la rigidez secante del disipador K_{de} (ver Ec. 3.37) de manera de representar el comportamiento no lineal de los mismos, la rigidez inicial K_d es la asociada al área del disipador (ver Ec. 2.28 y Fig. 3.4).

$$K_{de} = \frac{K_d}{\mu_{max}} \quad \text{Ec. 3.37}$$

$$V_t = K_e d_{max} \quad \text{Ec. 3.38}$$

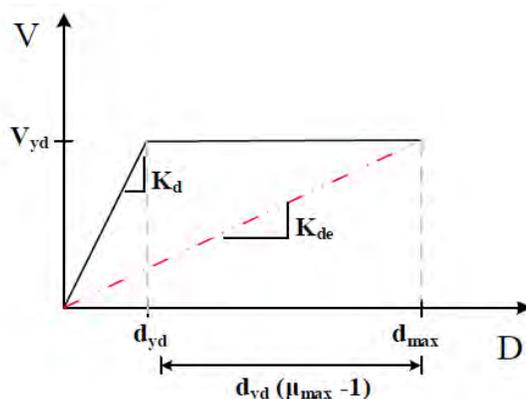


Figura 3.5 Cálculo de la rigidez efectiva e inicial para disipadores histeréticos.

(adaptado de Vargas et al, 2009a)

Debido a que el periodo efectivo representa la estructura en su estado de seguridad contra el colapso por medio de las deformaciones inelásticas en los disipadores originadas por la fluencia de los mismos, es inconsistente comparar este periodo con el del estado límite de servicio (asociado a la rigidez elástica), por esta razón se realiza la transformación a periodo T_i (ver Ec. 3.36) para permitir ser comparado con el periodo de servicio T_s . En estructuras de baja a mediana altura casi siempre en periodo de diseño será el menor de ambos, ya que rige los requerimientos de rigidez y resistencia del sistema combinado. Es posible calcular la rigidez y la resistencia del sistema principal y del secundario a usando las Ecs. 3.13 y 3.14.

En la figura 3.5 se muestra la curva de capacidad del sistema combinado, donde el desplazamiento máximo d_{max} corresponde con el desplazamiento de fluencia del marco d_{yf} , para el estado de seguridad contra el colapso. En la tabla 3.8 se presenta un resumen del procedimiento a seguir para determinar el periodo de diseño de edificios con disipadores histeréticos.

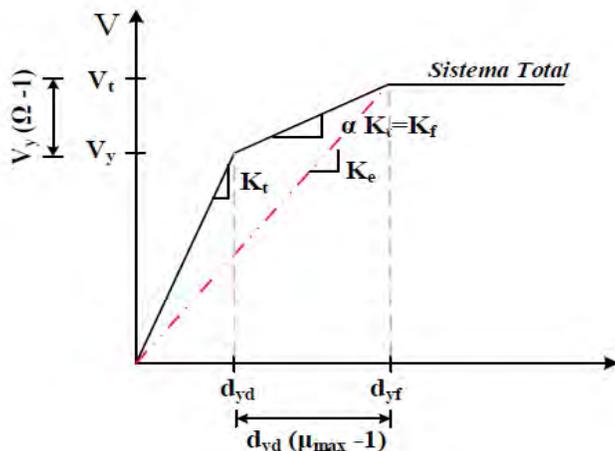


Figura 3.6 Curva de capacidad del sistema combinado
(adaptado de Vargas et al, 2009a)

Tabla 3.8 Resumen del procedimiento para determinar el periodo de diseño de estructuras con disipadores histeréticos.

PERIODO DE DISEÑO	Nivel de Desempeño	
	Estado Límite de Servicio	Estado Límite de Seguridad contra el Colapso
Distorsión	$\theta_{serv} = \min(\theta_{yd}, \theta_s)$	$\theta_{max} \cong \theta_{yf}$
Perfil de desplazamiento para determinar el desplazamiento de SE1GL	Perfil de Fluencia (Forma modal elástica)	Perfil de desplazamiento máximo (Forma modal inelástica)
Factor de reducción	$\beta_h = 1$	$\beta_h = f(\alpha, \gamma, T_o, T_g)$
Espectro de diseño	NTCDS-17 SASID según T_g Afectado por K_s	NTCDS-17 SASID según T_g
Periodo obtenido	$T_e \rightarrow T_i$	T_s
Periodo de diseño	$T_D = \min(T_s, T_i) \rightarrow K_f, V_{yf}$	

3.7 ETAPA 7. DISTRIBUCIÓN DE RIGIDEZ Y FUERZA LATERAL

(a) Distribución de la rigidez

En la sección 3.6 se obtiene el periodo de diseño del sistema combinado que cumpla con los requerimientos establecidos por los objetivos de desempeño, este periodo se relaciona con la rigidez del SE1GL; sin embargo, es necesario retomar al sistema de MGD L para seleccionar las secciones de los elementos estructurales y diseñar los DPES, con el propósito de satisfacer el periodo objetivo de diseño.

El procedimiento que se detalla a continuación consta en obtener de distribución de la rigidez lateral asociada al periodo de diseño requerido (ver Fig. 3.7). Las expresiones matemáticas Ec. 3.39 y Ec. 3.40 están dadas por Borzognia & Bertero (2004). Estas utilizan la rigidez global requerida, la masa de cada nivel y la forma modal del primer modo de vibrar del sistema. La rigidez lateral del nivel i está dada por K_i y la rigidez lateral del último nivel n por K_n .

$$K_i = \left(\frac{K}{m_e}\right) m_i \frac{\varphi_i}{\varphi_i - \varphi_{i-1}} + K_{i+1} \left(\frac{\varphi_{i+1} - \varphi_i}{\varphi_i - \varphi_{i-1}}\right) \quad \text{Ec. 3.39}$$

$$K_n = \left(\frac{K}{m_e}\right) m_n \frac{\varphi_n}{\varphi_n - \varphi_{n-1}} \quad \text{Ec. 3.40}$$

donde:

K : Rigidez global requerida del SE1GL

m_i : Masa para cada nivel i

d_i : Desplazamiento lateral para cada nivel i

φ_i : Forma modal para nivel i

m_e : Masa equivalente

(a) Distribución de la Fuerza Lateral

La fuerza cortante en la base determinada para el SE1GL puede distribuirse en función de la masa y de la forma modal del primer modo de vibrar del sistema combinado. La fuerza lateral por cada nivel i , se determina aplicando la siguiente expresión:

$$F_j = V \frac{m_i \varphi_i}{\sum_{j=1}^n m_i \varphi_i} \quad \text{Ec. 3.41}$$

donde:

V : Fuerza cortante en la base del SE1GL, a distribuir

m_i : Masa para cada nivel i

φ_i : Forma modal para nivel i

3.7.1 Disipadores Viscosos No Lineales

En esta metodología de diseño preliminar se supone inicialmente que la rigidez y resistencia total de estructuras con DPES de tipo viscoso no lineal están dadas únicamente por las que aporta el sistema primario, sin embargo, las diagonales de soporte de los disipadores pueden aportar rigidez lateral al sistema. Este efecto dinámico resulta complicado evaluar en un análisis convencional, por lo que es importante considerarlo para el diseño final de la estructura y comprobar que no altere la respuesta del sistema combinado. En esta metodología para determinar la rigidez de entepiso y la fuerza lateral del sistema de MGD, la rigidez global requerida K del SE1GL corresponde con K_f , y el cortante basal con V_{yf} ; ambos se determinaron en la sección 3.6.

Para el sistema principal las dimensiones se determinan por medio de la rigidez lateral requerida para el periodo de diseño, como se explica en la sección 3.8. El análisis del sistema combinado para verificar los requerimientos de resistencia puede realizarse con análisis lineal, tomando en cuenta la participación de los disipadores viscosos en el espectro de diseño.

3.7.2 Disipadores Histeréticos

Para estructuras con DPES de tipo histeréticos es necesario distribuir la rigidez lateral para cada sistema independiente (K_d disipador, K_f marco) a partir de las relaciones geométricas del modelo elastoplástico (ver Fig. 3.3).

$$K_d = (1 - \alpha)K_t \quad \text{Ec. 3.42}$$

$$K_f = \alpha K_t \quad \text{Ec. 3.43}$$

La fuerza lateral que actúa en cada nivel puede determinarse para cada sistema, se distribuye el cortante del sistema secundario V_{yd} (Ec. 3.44), y el cortante del sistema primario V_{yf} (Ec. 3.45).

$$V_{yd} = K_d d_{yd} \quad \text{Ec. 3.44}$$

$$V_{yf} = K_f d_{max} \quad \text{Ec. 3.45}$$

Para el sistema secundario se verifica que, para los requerimientos por rigidez el área de núcleo sea suficiente para soportar las demandas por fuerza cortante.

Para el sistema primario, las dimensiones se obtienen a partir de la rigidez lateral requerida para el diseño mediante lo que se establece en la sección 3.8. Las demandas finales pueden verificarse mediante un análisis estructural para el sistema combinado, aplicando la fuerza sísmica total del diseño, se debe cumplir con las condiciones establecidas por los niveles de desempeño.

3.8 ETAPA 8. DIMENSIONAMIENTO DE LOS ELEMENTOS ESTRUCTURALES DEL SISTEMA PRINCIPAL.

En esta etapa del procedimiento se calculan las dimensiones de las secciones de los elementos estructurales (vigas y columnas) del sistema primario (ver Fig. 3.7). Se parte de las expresiones estipuladas por Schultz (1992) en función de la rigidez lateral requerida por nivel. Se consideran vigas y columnas de igual sección para cada nivel y un parámetro ρ que permite relacionar la rigidez a flexión entre viga y columna, igual a $\rho=0.25$. Se selecciona este valor conforme a las conclusiones por Segovia & Ruiz (2015) para edificaciones analizadas con las mismas hipótesis de esta investigación. El procedimiento es de carácter iterativo hasta lograr la rigidez lateral requerida para el nivel (ver Apéndice A).

3.9 ETAPA 9. DISEÑO DE LOS DISIPADORES

Este paso consiste en determinar las características de los disipadores de energía; es decir, una vez determinadas las secciones de los elementos vigas y columnas del sistema primario se procede a diseñar el sistema secundario a partir de los parámetros de control seleccionados en la sección 3.3. El diseño depende de un proceso iterativo; se varía el parámetro característico de cada disipador hasta que las propiedades del mismo concuerden con los parámetros de control seleccionados y con los requerimientos del diseño global. Los sistemas de disipación se diseñan para el caso más desfavorable, el estado límite de seguridad contra el colapso.

3.9.1 Disipadores Viscosos No Lineales

La fuerza en el disipador viscoso no lineal (ver Ec. 2.7) depende de dos parámetros: (1) el exponente de no linealidad α' , el cual se define en la sección 3.3 como un parámetro de control, y (2) la constante de amortiguamiento C_j para cada disipador “ j ” ubicado en el nivel “ i ” de la estructura.

A continuación, se explica el procedimiento para el diseño de los disipadores viscosos no lineales. En la Fig. 3.8 se presenta la secuencia a seguir por medio de un diagrama de bloques.

En esta metodología el exponente de no linealidad α' se considera invariable, es decir, será el mismo valor para todos los disipadores que se incorporen al sistema combinado; este valor permite caracterizar la fuerza en el disipador, a más pequeño, menor es la fuerza del disipador para la misma cantidad de energía disipada.

En esta metodología la constante de amortiguamiento se varía en proporción al cortante de entrepiso. Shin Hwang et al (2013) comparan varios métodos para la distribución de los coeficientes de amortiguamiento viscoso; dos de los que presentan son los más adecuados para la propuesta de esta investigación debido a su facilidad de cálculo para un diseño preliminar. Estos son: (1) Método de distribución uniforme y (2) Método de distribución proporcional al cortante de

entrepiso. Para el segundo método el comportamiento de los disipadores es más eficiente, porque se reduce en mayor proporción la distorsión de entrepiso.

El proceso iterativo consiste en variar la constante de amortiguamiento del disipador, y se explica con detalle en la Fig. 3.8. Se comienza variando la sumatoria de las constantes de amortiguamiento de los disipadores en el primer nivel $\sum_{j=1}^n C_j$, y se calcula la constante de amortiguamiento total requerida C_i para los disipadores en cada nivel “ i ” en proporción al cortante de entrepiso (ver Ec. 3.46). La constante de amortiguamiento C_i , se distribuye para el total de disipadores por nivel.

$$C_i = \frac{V_i}{V_t} \sum_{j=1}^n C_j \tag{Ec. 3.46}$$

siendo:

C_i = Sumatoria de las constantes de amortiguamiento para el nivel i

V_i = Fuerza cortante de entrepiso para el nivel i

V_t = Fuerza cortante total del sistema

C_j = Constante de amortiguamiento del disipador j para el primer nivel

n = Número de disipadores para el primer nivel

Se procede a calcular el amortiguamiento viscoso suplementario ζ que se suministra al sistema por medio de los disipadores. Se aplican las expresiones que corresponden a las basadas en principios energéticos de la respuesta máxima y formas modales clásicas de acuerdo con Constantinou (1992) y Ramírez (2000), también empleadas en el método dinámico modal espectral de la normativa sísmica ASCE/SEI 7-16; además, publicaciones como Costantinou y Symans (1992) han corroborado experimentalmente que estas expresiones llevan a resultados considerablemente aproximados.

El amortiguamiento viscoso suplementario depende de la energía de deformación máxima para el modo fundamental en la dirección de análisis W_m (ver Ec. 3.47) y del trabajo realizado por el dispositivo de amortiguamiento” en un ciclo completo de respuesta W_{mi} (ver Ec. 3.48). El trabajo realizado para cada nivel “ i ” consta en sumar el trabajo independiente de cada dispositivo “ j ”, en caso de que se empleen disipadores con las mismas características para cada nivel, basta con multiplicar W_{mi} por el número de disipadores del nivel.

$$W_m = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n F_i d_i \tag{Ec. 3.47}$$

$$W_{mi} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{2\pi}{T_D} \right)^{\alpha_j} C_j \lambda_j (D_{max} f_j \varphi_{ri})^{1+\alpha_j} \tag{Ec. 3.48}$$

$$\lambda_j = 4 * 2^{\alpha_j} \frac{\Gamma^2 \left(1 + \frac{\alpha_j}{2} \right)}{\Gamma(2 + \alpha_j)} \quad \text{Ec. 3.49}$$

Si el amortiguamiento calculado ζ_{cal} con la Ec. 3.50 es igual a la fracción del amortiguamiento suplementario supuesto en la etapa de selección de parámetros de control (ver sección 3.9) finaliza el proceso iterativo, de lo contrario se deberá de suponer otro valor para la constante de amortiguamiento del disipador, hasta lograr cumplir con la condición de diseño.

$$\zeta_{cal} = \frac{\sum W_{mi}}{4\pi W_m} \quad \text{Ec. 3.50}$$

Para poder proponer un disipador según un catálogo comercial, es necesario calcular la fuerza requerida por este en función de los parámetros propios del disipador (ver Ec. 3.52). En este proceso se calcula la pseudo-velocidad relativa de entrepiso \dot{u} ; sin embargo, los amortiguadores de tipo viscoso son dispositivos susceptibles de la velocidad relativa entre sus extremos, es decir, para calcular las fuerzas y el porcentaje de amortiguamiento que proporcionan estos dispositivos, es necesario conocer la velocidad real a la que va estar sometido el disipador y que está asociado a la velocidad relativa de cada entrepiso.

La velocidad real se puede calcular para cada modo de vibración a partir de un espectro de pseudo-velocidades multiplicado por un factor de corrección FC_v (ver Ec. 3.51) de acuerdo con Sadek (2000) y Espinoza Champo et al (2015), por otro lado, Andrade y Ruiz (2018) presentan factores de corrección para la Ciudad de México. La aplicación de este factor de corrección es importante, ya que ignorarlo y emplear la pseudo-velocidad implica subestimar las fuerzas en el dispositivo de disipación de energía, obteniendo diseños erróneos.

$$FC_v = (1 - 0.1\zeta)T_D^{\zeta^{0.75}} \quad \text{Ec. 3.51}$$

La fuerza en el disipador se calcula, como:

$$F_{Dj} = C_j |FC_v \dot{u}_i f_j|^{\alpha_j} sgn(\dot{u}_i) \quad \text{Ec. 3.52}$$

siendo:

T_D : Periodo de diseño

\dot{u}_i : Pseudo-velocidad relativa

F_i : Fuerza de inercia del nivel i

d_i : Desplazamiento del nivel i

φ_{ri} : Desplazamiento modal relativo

$\Gamma(.)$: Función gamma

D_{max} : Desplazamiento de la azotea en estado de colapso

f_j : Factor de amplificación (ver Tabla 2.1)

n = Número de niveles

3.9.2. Disipadores Histeréticos

El diseño de los disipadores histeréticos depende del factor η que relaciona la longitud del núcleo y la longitud total del disipador CVPR. En esta metodología se varía η , para un parámetro de control de relación de rigidez α fijo. Este parámetro de iteración se define por el fabricante ya que depende de la geometría del disipador, y está asociado al factor de modificación de rigidez KF . Para valores de η bajos, se obtienen CVPR más rígidos, donde la contribución de rigidez se logra a menor área del núcleo en el disipador, y que a su vez se relaciona con una menor contribución de resistencia. Para valores de η altos, el CVPR es más flexible, la contribución de la rigidez se logra con mayor área del núcleo en el disipador y por ende existe mayor contribución de resistencia.

Generalmente se varían los valores de η dentro del intervalo (0.5-0.8) (ver Fig. 3.9). Estos intervalos definen el límite inferior a disipadores más rígidos donde el 50% de su longitud total fluye y en el límite superior a disipadores más flexibles donde el 80% de su longitud total fluye. Este intervalo para η se propone en Segovia & Ruiz (2015), y se determinaron a partir de los valores límites máximos y mínimos presente en los catálogos de los elementos CVPR.

Los requerimientos de rigidez y resistencia para los disipadores histeréticos se pueden cuantificar a partir del área del núcleo del disipador requerida para cumplir con los objetivos del diseño, según su configuración geométrica en el marco estructural, como sigue:

(a) Requerimiento por rigidez

Se determina el área del núcleo A_{nci} a partir de la rigidez K_{di} del i -ésimo nivel según la Ec. 3.53 para la configuración de diagonal simple y la Ec. 3.54 para la configuración de V-invertida.

$$A_{nci} = \frac{K_{di}\eta L}{E(\cos(\theta))^3} \quad \text{Ec. 3.53}$$

$$A_{nci} = \frac{K_{di}\eta L}{4E(\cos(\theta))^3} \quad \text{Ec. 3.54}$$

(b) Requerimiento por resistencia

A partir del cortante V_{di} del i -ésimo nivel se determina el área del núcleo requerida para la configuración de diagonal simple según la Ec. 3.55 y la Ec. 3.56 para la configuración de V-invertida.

$$A_{nci} = \frac{V_{di}\eta}{f_{yd} \cos(\theta)} \quad \text{Ec. 3.55}$$

$$A_{nci} = \frac{V_{ai}\eta}{2 f_{yd} \cos(\theta)} \qquad \text{Ec. 3.56}$$

El área del núcleo determinada al final del proceso deberá distribuirse entre el número de disipadores por nivel.

donde:

η = Factor que relaciona la longitud del núcleo y la longitud total del CVPR

f_{yd} = Esfuerzo de fluencia del CVPR

E = Módulo de elasticidad del CVPR

θ = Ángulo de inclinación del disipador

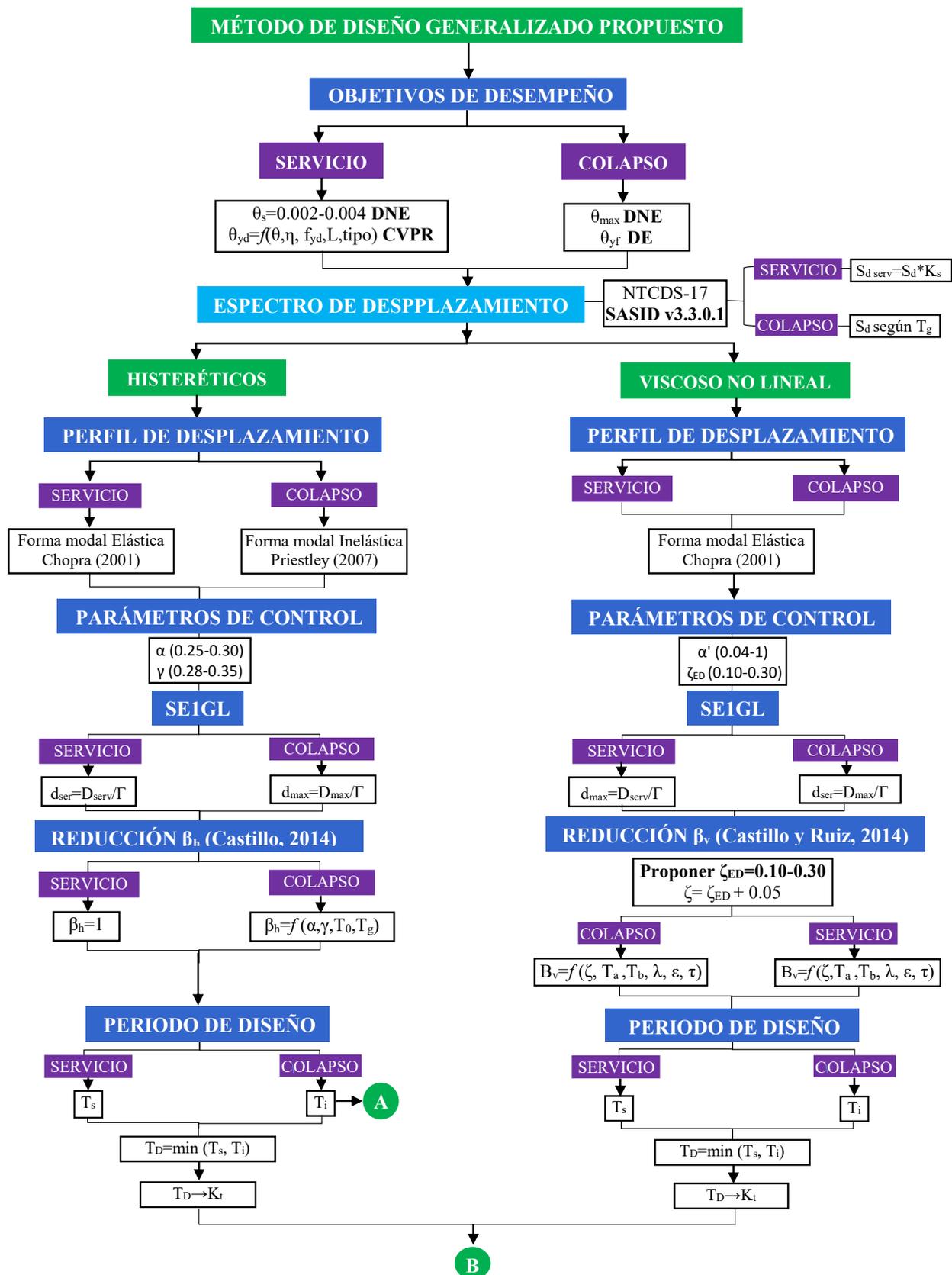


Figura 3.7 Diagrama de bloques para el método generalizado

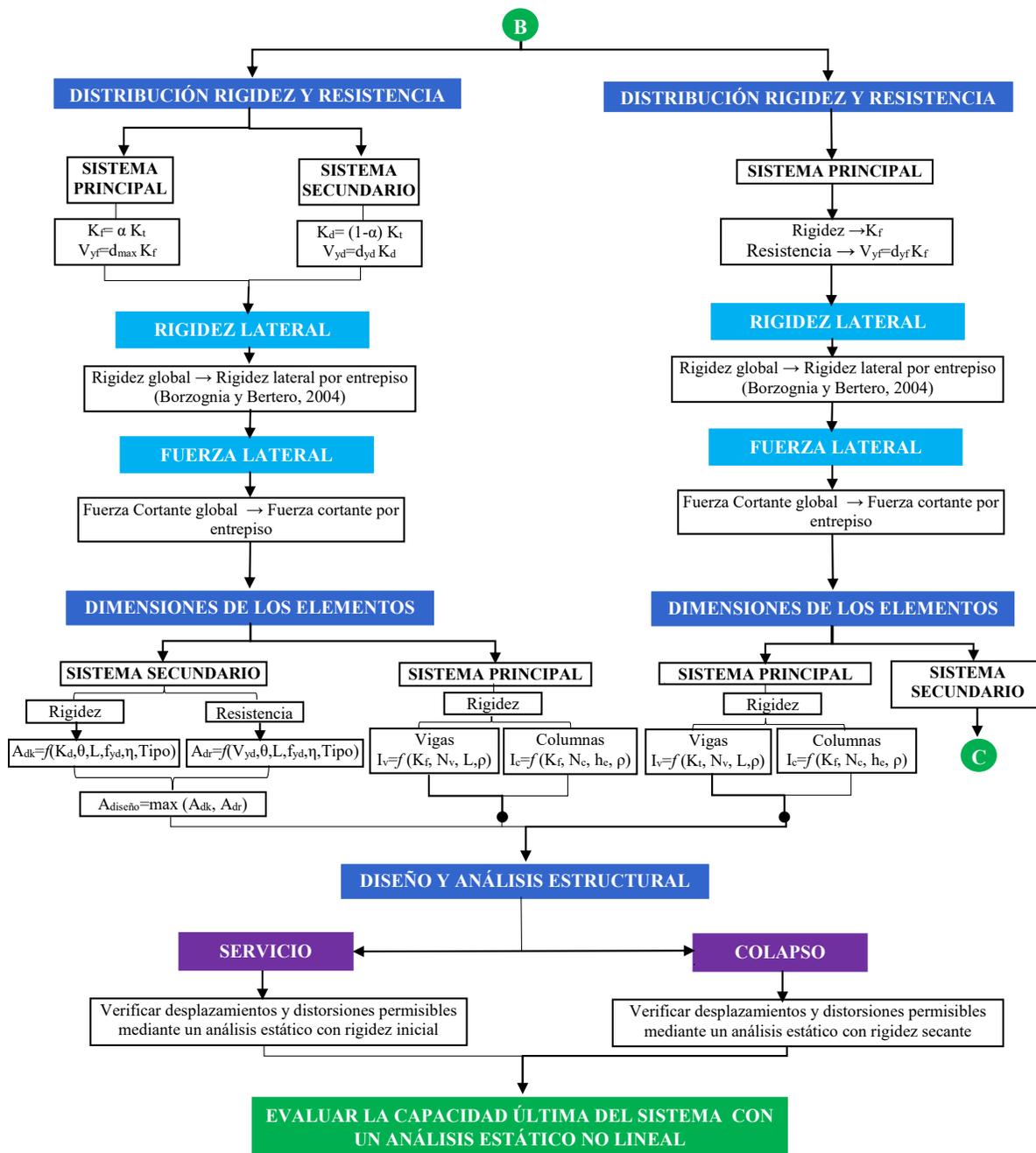


Figura 3.8 Continuación del diagrama de bloques para el método generalizado

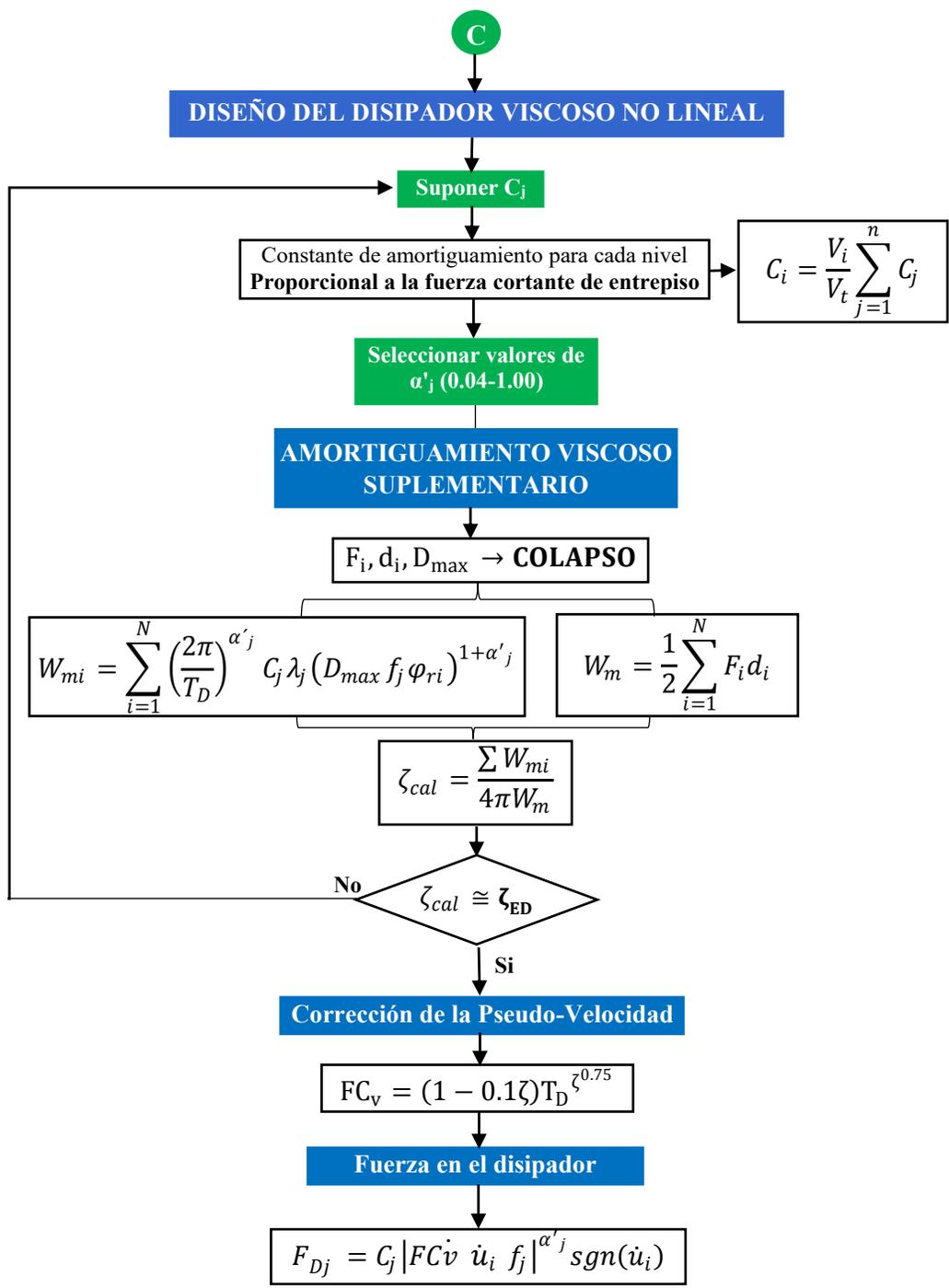


Figura 3.9 Diagrama de bloques para diseño de disipadores viscosos no lineales

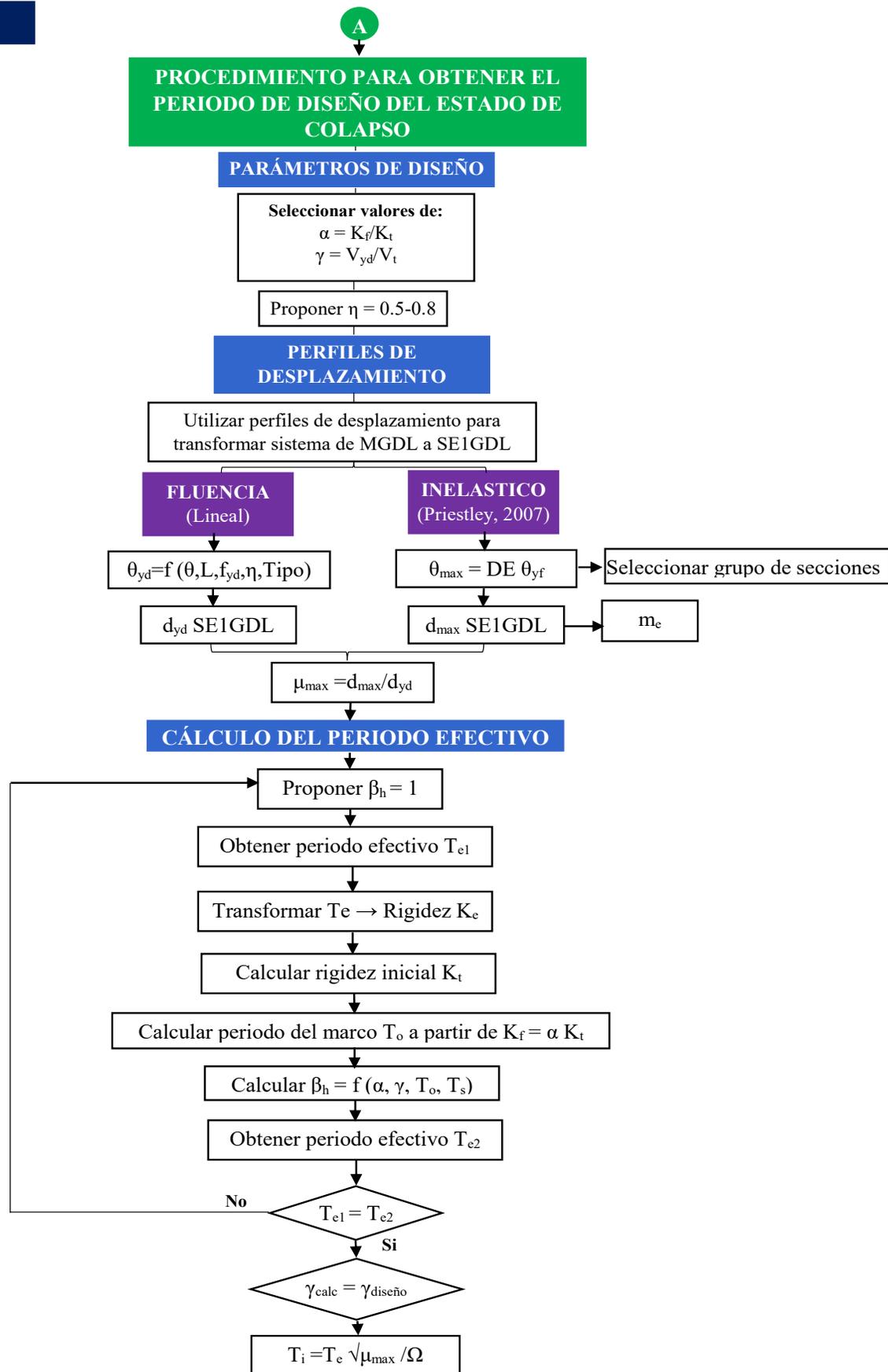


Figura 3.10 Diagrama de bloques para colapso en estructuras con disipadores histeréticos según el algoritmo desarrollo por Segovia & Ruíz (2015)

Tabla 3.9 Nomenclatura correspondiente al diagrama de bloques.

Parámetro	Descripción
θ_s	Distorsión de entrepiso límite para servicio
θ_{yd}	Distorsión de entrepiso de fluencia para disipadores histeréticos
θ_{max}	Distorsión de entrepiso límite para colapso
θ_{yf}	Distorsión de entrepiso de fluencia del marco
$S_{d\ serv}$	Espectro de desplazamiento en servicio
S_d	Espectro de desplazamiento en colapso
D_{serv}	Desplazamiento de la azotea para servicio
D_{max}	Desplazamiento de la azotea para colapso
Γ	Factor de participación modal
β_h	Factor de reducción del espectro por disipadores viscosos no lineales
β_v	Factor de reducción del espectro por disipadores histeréticos
α	Relación de rigidez
γ	Relación de resistencia
ζ	Amortiguamiento total del sistema con disipadores viscosos no lineales
ζ_{ED}	Amortiguamiento suplementario por incorporación de disipadores viscosos no lineales
T_0	Periodo del sistema principal
T_g	Periodo dominante del suelo
T_i	Periodo inicial del sistema combinado para colapso
T_s	Periodo del sistema combinado para servicio
T_D	Periodo del sistema combinado para diseño
K_t	Rigidez total del sistema combinado
K_d	Rigidez del sistema secundario
K_f	Rigidez del sistema primario
V_{yd}	Fuerza de cortante de diseño para disipadores histeréticos
V_{yf}	Fuerza cortante de diseño para marco
f_{yd}	Esfuerzo de fluencia de los disipadores histeréticos
η	Relación de la longitud de núcleo y la longitud total para disipadores histeréticos
Tipo	Configuración de los disipadores histeréticos
θ	Inclinación del disipador
L	Longitud del claro de las vigas en el marco
N_v	Número de vigas por marco
N_c	Número de columnas por marco
ρ	Relación de rigidez flexional entre vigas y columnas
Sigue	

Continuación

Parámetro	Descripción
h_e	Altura de entrepiso
d_{max}	Desplazamiento de un SE1GL para colapso
d_{serv}	Desplazamiento de un SE1GL para servicio
d_{yd}	Desplazamiento de un SE1GL por fluencia de los disipadores histeréticos
μ_{max}	Ductilidad máxima del sistema
T_e	Periodo efectivo asociado a la rigidez secante
Ω	Relación de sobrerresistencia del sistema principal
C_j	Constante de amortiguamiento del disipador viscoso no lineal j
f_i	Fuerza Lateral por nivel
ϕ_{ri}	Desplazamiento modal relativo
α'_j	Exponente de no-linealidad del disipador viscoso no lineal j
V_{yi}	Cortante de entrepiso
V_{yt}	Cortante total
d_i	Desplazamiento de la estructura en el nivel i
f_j	Factor de amplificación
FCv	Factor de corrección
\hat{u}_i	Pseudo-velocidad relativa

CAPÍTULO IV

4. APLICACIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO

4.1 CARACTERÍSTICAS DEL MODELO ESTRUCTURAL

La aplicación y validación del método propuesto se realiza con base en el diseño de un edificio de mediana altura. El modelo presenta un comportamiento a corte dominante en concordancia con el perfil de desplazamientos seleccionado para el procedimiento de diseño. El edificio consta de marcos de acero estructural de 8 niveles destinado al uso de oficinas, compuesto por 4 marcos en la dirección “X” y 6 marcos en la dirección “Y”. Las vigas tienen un claro de 8 metros en todas sus crujías para ambas direcciones. El primer nivel tiene 4 metros de altura de entrepiso, mientras que los niveles restantes tienen 3.5 metros.

El estudio se enfoca en analizar un marco exterior en dirección X del edificio. La masa para el marco mencionado se distribuye en función del peso total de la carga sísmica por nivel en la dirección analizada. La carga sísmica sin factorizar considerando el uso del edificio es de 605 kg/m^2 para cada uno los niveles a, excepción de la azotea con 395 kg/m^2 , tomando en cuenta un 5% adicional por el peso de los elementos estructurales (vigas y columnas) teniendo como peso sísmico total 100.8 t en los niveles intermedios y 67.2 t en la azotea. Los elementos estructurales del edificio son de acero estructural ASTM A572-Gr 50, con un esfuerzo de fluencia $f_y=3515 \text{ kg/cm}^2$.

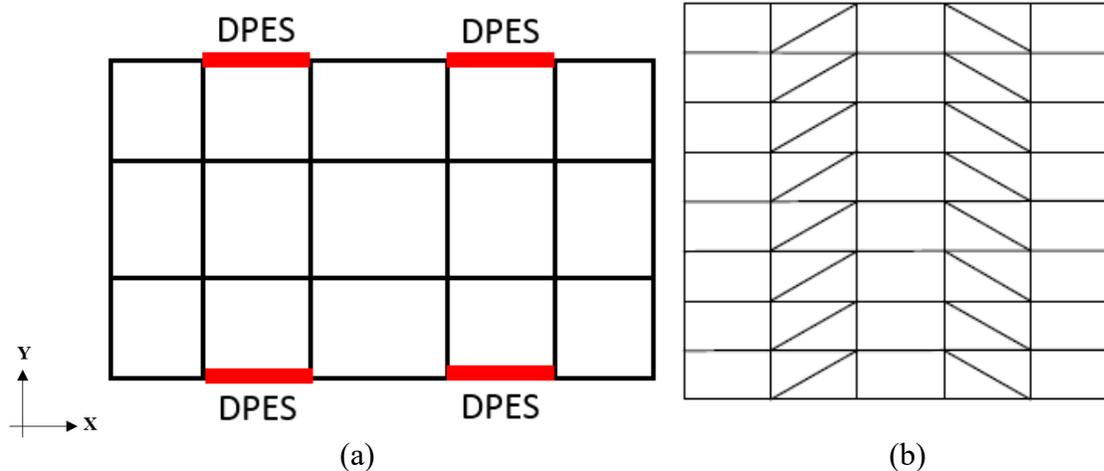


Figura 4.1 (a) Planta del modelo estructural con DPES (b) Elevación del modelo estructural con DPES.

La demanda de desplazamiento está definida por el espectro de desplazamiento obtenido por el “Sistema de Acciones Sísmicas de Diseño” (SASID) según las Normas Técnicas Complementarias para Sismo NTCDS-2017 para un periodo de suelo igual a $T_g = 1.20s$ (ver Fig. 4.2). Las combinaciones de diseños son las estipuladas por Las Normas Técnicas Complementarias sobre

Criterios y Acciones para el Diseño Estructural de Edificaciones (2017). El análisis estructural del modelo se realizó empleando el programa de cálculo estructural para edificios ETABS versión 16.2.0 (Computers and Structures CSI, 2016).

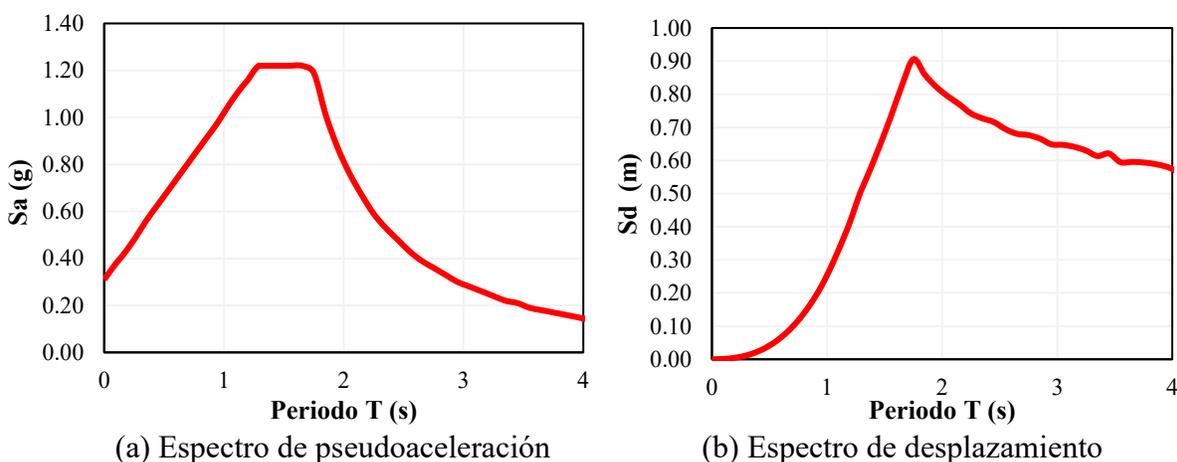


Figura 4.2 Espectros de demanda de diseño sísmico

4.2 APLICACIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO PARA EL MODELO, CON DPES VISCOSOS NO LINEALES, Y ALTERNATIVAMENTE HISTERÉTICOS

Con el propósito de satisfacer uno de los objetivos específicos de la investigación, se aplica la metodología propuesta de DBDD al modelo estructural cuyas características se presentan en la sección anterior. Se analizan cuatro casos de estudio (SV1, SV2, SH1, SH2). Los sistemas SV1 y SV2 corresponden a los modelos estructurales con disipadores viscosos no lineales, así mismo, y en contraparte, los modelos SH1 y SH2 son aquellos modelos con disipadores histeréticos CVPR. La finalidad de generar varios casos de estudio es de comparar los resultados del diseño final de un modelo con las mismas características, pero empleado sistemas de disipación diferentes, evaluando el efecto que tiene el variar los parámetros de control y de diseño.

Para todos los modelos, la configuración del disipador seleccionada es en diagonal simple, tanto para disipadores viscosos no lineales como para disipadores histeréticos, con la finalidad de prevalecer la afinidad geométrica entre los modelos, y por tratarse de la configuración más común y sencilla desde el punto de vista de cálculo computacional.

Existen variables de diseño que predominan en la aplicación del método, la esencial en este caso es el desplazamiento, que a su vez se relaciona con la distorsión de entrepiso límite.

La distorsión para el estado límite de servicio corresponde con la establecida por la normativa NTCDS-2017. Para los modelos SV1 y SH1 se considera una distorsión límite igual a $\theta_s = 0.004$ bajo la hipótesis de que los elementos estructurales están separados de la estructura principal y no son propensos a sufrir daños por deformación; lo contrario se establece para los ejemplos SV2 y SH2, donde la distorsión límite para el nivel de desempeño que se emplea es igual a $\theta_s = 0.002$. Para los modelos con disipadores histeréticos la distorsión límite se compara con la distorsión de

fluencia del disipador θ_{yd} ya que se parte de la premisa de limitar la fluencia de los disipadores para el nivel de desempeño evaluado, la misma se calcula según la Ec. 3.7 y en función del desplazamiento de fluencia del disipador d_{yd} para la configuración geométrica del mismo; la menor distorsión de entrepiso domina en el diseño.

La distorsión de entrepiso máxima en el estado límite de seguridad contra el colapso se limita con base en la fluencia de los elementos estructurales del marco (sistema primario), que debe ser menor a los requerimientos de distorsión de entrepiso límites establecidas en la norma NTCDS-2017 a partir del tipo de estructura que se contempla, así como de su comportamiento en cuanto al nivel de ductilidad que se espera. Los criterios propuestos por Priestley et al (2007) para estimar el desplazamiento de fluencia de estructuras de marcos de acero, así como los establecidos por Sullivan et al (2006) para aproximar la curvatura de fluencia del sistema de marcos, se aplicaron a un grupo de secciones de acero estructural posibles a emplear como vigas y de acuerdo con el claro de las mismas para determinar la distorsión de entrepiso de fluencia aproximada del modelo (ver Tabla 4.1). La distorsión de entrepiso máxima que cumple con las condiciones iniciales del diseño es igual a $\theta_{max} = 0.013$. Para el diseño final se optan por secciones de vigas cuya distorsión de fluencia no exceda la máxima establecida, y además cumpliéndose con un pre-dimensionado para cargas gravitacionales.

Tabla 4.1 Distorsión de fluencia del marco en función del tipo de sección para vigas.

GRUPO W	Z/I (m⁻¹)	L(m)	θ_{yf}
W18	4.67	8	0.018
W21	4.04	8	0.016
W24	3.44	8	0.014
W27	3.04	8	0.012

La comparación del método DBDD en base al tipo de DPES que se seleccione, se realiza acorde con los resultados del diseño preliminar a partir de dos modelos con las mismas características geométricas, demanda sísmica y distorsión de entrepiso de diseño; además de relacionar los parámetros de control, ya que es posible cuantificar en términos de la relación de rigidez α y relación de resistencia γ , el amortiguamiento viscoso equivalente (AVE) para estructuras con disipadores histeréticos, a partir de la expresión propuesta por Inoue & Kuwahara (1998) (ver apéndice B).

Los modelos SV1 y SH1, así como los SV2 y SH2 se relacionan a partir de las variables de diseño, configuración geométrica y parámetros de control. Los parámetros de control para las estructuras SH1 y SH2 están caracterizados por un AVE que se emplea como parámetro de control de amortiguamiento total ζ en los modelos SV1 y SV2.

Los parámetros de control seleccionados para los modelos se encuentran entre los valores límites establecidos en la sección 3.3, y de acuerdo con los razonamientos que se mencionan a continuación:

Para los modelos con disipadores viscosos no lineales se emplearon exponentes de no linealidad iguales a $\alpha = 0.5$, bien se conoce que existen valores menores a este que permite un mejor desempeño de los disipadores en el sistema global, sin embargo, se optó por emplear un parámetro promedio que permita representar la disponibilidad de los disipadores con estas características en el mercado. Para el amortiguamiento suplementario se emplearon valores menores al 30%, y mayores al 10%, sin embargo, el mismo no excede del 20% debido a que relación que existe entre los parámetros α y γ no se los permite. (ver Apéndice B)

Para los modelos con disipadores histeréticos CVPR, los parámetros de control relación de rigidez α y relación de resistencia γ , comprende los valores que limitan el intervalo óptimo de acuerdo con la relación de la eficiencia de la estructura y el costo inicial de la misma (Segovia & Ruíz, 2015).

En las tablas 4.2 y 4.3, se presentan los resultados para el diseño preliminar de cada modelo, así como los parámetros de control considerados y las distorsiones de diseño para cada nivel de desempeño.

Tabla 4.2 Resumen de los parámetros según el procedimiento DBDD para sistemas con disipadores viscosos no lineales

Parámetro	SV1	SV2
Exponente no-linealidad, α'	0.50	0.50
Amortiguamiento total, ζ (%)	18.30%	15.60%
Periodo efectivo, T_e (s)	1.22	0.94
Rigidez efectiva, K_e (t/m)	1679.52	2829.30
Cortante basal, V_y (t)	426.94	110.64
Desplazamiento azotea, D_{max} (m)	0.371	0.057
Desplazamiento SE1GL, d_{max} (m)	0.254	0.039
Distorsión de entrepiso límite para condición de servicio	0.004	0.002
Distorsión de entrepiso límite para condición de seguridad contra el colapso	0.013	0.013
Nivel de desempeño que predomina 0: colapso, 1: servicio	0	1

Tabla 4.3 Resumen de los parámetros según el procedimiento DBDD para sistemas con disipadores histeréticos CVPR

Parámetro	SH1	SH2
Relación de rigideces, α	0.25	0.30
Relación de resistencias, γ	0.35	0.30
Relación entre la longitud del núcleo y la longitud total, η	0.80	0.80
Factor de modificación de rigidez, $KF=1/\eta$	1.25	1.25
Desplazamiento máximo del SE1GL, d_{max} (m)	0.267	0.267
Desplazamiento de fluencia del SE1GDL, d_{yd} (m)	0.046	0.046
Ductilidad de diseño máxima, μ_{max}	5.81	5.81
Periodo efectivo, T_e (s)	0.88	0.83
Periodo inicial, T_i (s)	0.88	0.83
Periodo del marco, T_o (s)	1.78	1.51
Fuerza cortante del sistema combinado, V_t (t)	147.17	140.45
Fuerza cortante del sistema principal, V_{yf} (t)	36.79	42.14
Fuerza cortante del sistema secundario, V_{yd} (t)	110.00	98.32
Rigidez inicial del sistema combinado, K_t (t/m)	3188.00	3665.28
Rigidez inicial del sistema principal, K_f (t/m)	796.97	1099.58
Rigidez inicial del sistema secundario, K_d (t/m)	2390.90	2565.70
Distorsión de entrepiso límite para condición de servicio	0.004	0.002
Distorsión de entrepiso límite para condición de seguridad contra el colapso	0.013	0.013
Nivel de desempeño que predomina 0: colapso, 1: servicio	1	1

Las diferencias que prevalecen en el método propuesto varían de acuerdo con el tipo de sistema de disipación que se selecciona (viscosos no lineales o histeréticos). Entre ellas se pueden mencionar: perfil de desplazamiento empleado para el estado límite de seguridad contra el colapso, la rigidez y resistencia adicional que proporcionan los disipadores histeréticos al sistema combinado, los factores de reducción del espectro de aceleraciones para el diseño y la diferencia entre el desempeño de los disipadores para el estado límite de servicio. Estos permiten obtener resultados diferentes en cuanto al nivel de desempeño que predomina en el diseño preliminar, a pesar de la similitud que se tomó en el presente trabajo entre los modelos, empleando la misma configuración geométrica, distorsiones límites, demandas sísmicas, así como la relación entre los parámetros de control.

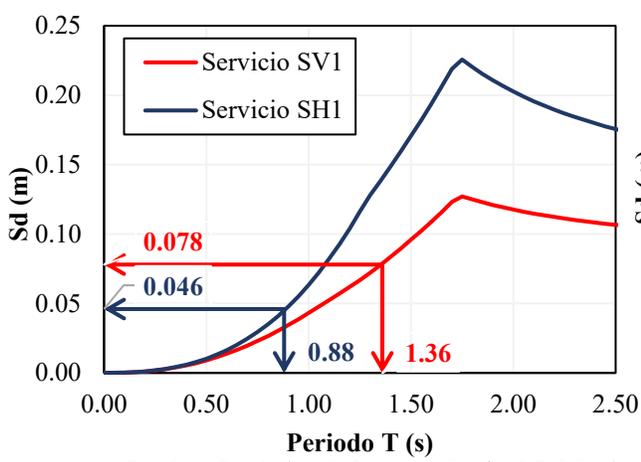
Como se explicó en el capítulo III, para determinar el desplazamiento del SE1GL y poder determinar el periodo de diseño “entrando” al espectro de desplazamiento, es necesario dividir el desplazamiento de la azotea del edificio entre el factor de participación Γ . Este factor depende del perfil de desplazamiento, que de acuerdo con el tipo de DPES. Se emplea una forma modal elástica o inelástica para el estado límite de seguridad contra el colapso, de esta manera se evidencia que para este nivel de desempeño no se tienen desplazamientos del SE1GL para estructuras con disipadores viscoso no lineales iguales a los obtenidos para estructuras con disipadores histeréticos. También puede presentarse la posibilidad de no tener el mismo desplazamiento del SE1GL para el estado límite de servicio, ya que, a pesar de emplear la misma forma modal elástica, puede presentarse el escenario donde la distorsión de fluencia de los disipadores histeréticos θ_{yd} sea menor a la límite θ_s , dominado la fluencia del disipador en el sistema.

Los factores de reducción por inclusión de DPES al sistema son diferentes de acuerdo con el tipo de disipador. La mayor diferencia en este caso se centra en el estado límite por servicio donde se limita la fluencia de los disipadores histeréticos ($\beta_h = 1$), que a diferencia de los disipadores viscosos no lineales sí es posible reducir el espectro de servicio por el factor β_v para el amortiguamiento de diseño, debido a que se disipa energía a pequeños desplazamientos.

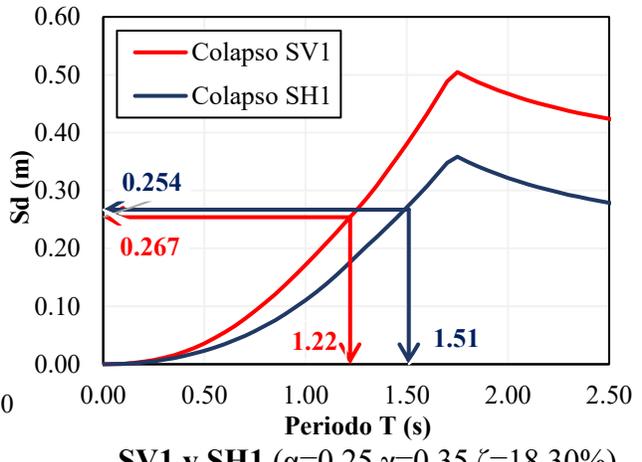
A pesar de existir una relación entre el AVE y los parámetros α y γ , los factores de reducción para el estado límite de colapso resultaron ser mayores para los sistemas con DPES viscosos no lineales, teniendo como resultado ordenadas espectrales de desplazamiento (S_d) mayores para este caso de estudio.

En las Fig. 4.3a y Fig. 4.4a se presenta el espectro de la demanda por desplazamiento correspondiente al estado límite por servicio. Los desplazamientos objetivos son diferentes para los modelos SH1 (0.046 m) y SH2 (0.039 m). En el primero rige la distorsión de fluencia de los disipadores θ_{yd} , y en el segundo, la distorsión límite θ_s . Por esta razón, los desplazamientos del SE1GL son diferentes en el modelo SV1 (0.078 m) y el modelo SH1 (0.046 m), pero iguales en los modelos SV2 y SH2 (0.039 m) ya que se diseña a partir de la distorsión de entrepiso límite θ_s . Las ordenas espectrales resultaron mayores para SH1 y SH2 debido a que no se reduce el espectro por participación de los disipadores histeréticos.

En la Fig. 4.3b y Fig 4.4b, se muestra el espectro de la demanda por desplazamiento en el estado límite de seguridad contra el colapso. Se observan las diferencias entre los desplazamientos del SE1GL y entre las ordenadas espectrales, siendo mayor cuando se emplean DPES viscosos no lineales.

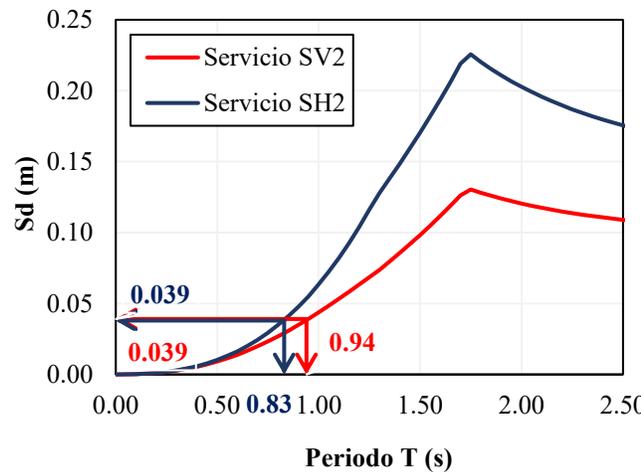


SV1 y SH1 ($\alpha=0.25, \gamma=0.35, \zeta=18.30\%$)
(a) Estado Límite de Servicio

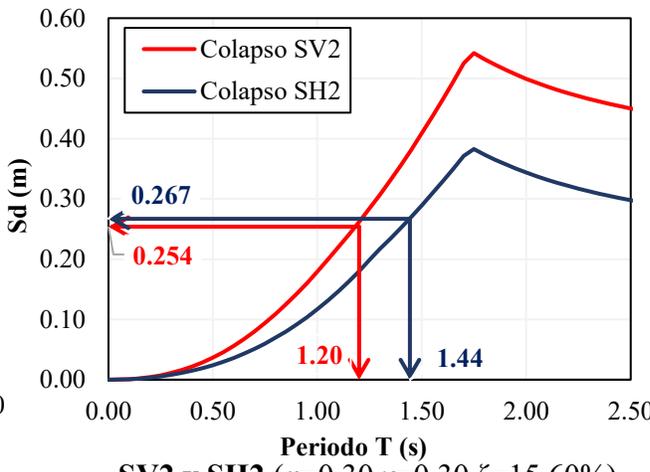


SV1 y SH1 ($\alpha=0.25, \gamma=0.35, \zeta=18.30\%$)
(b) Estado Límite Seguridad contra el Colapso

Figura 4.3 Comparación de espectros de demanda en el diseño de DPES viscosos no lineales SV1 e hysteréticos SH1.



SV2 y SH2 ($\alpha=0.30, \gamma=0.30, \zeta=15.60\%$)
(a) Estado Límite de Servicio



SV2 y SH2 ($\alpha=0.30, \gamma=0.30, \zeta=15.60\%$)
(b) Estado Límite Seguridad contra el Colapso

Figura 4.4 Comparación de espectros de demanda por desplazamiento para servicio, en el diseño de DPES viscosos no lineales SV1 e hysteréticos SH1

En las tablas 4.4 y 4.6 se muestran los resultados para determinar el periodo de los modelos correspondiente al estado límite de seguridad contra el colapso. Los periodos efectivos T_e se presentan en la primera la fila de las tablas, y son mayores para las estructuras con disipadores hysteréticos; sin embargo, lo contrario sucede con los periodos iniciales (asociado a la rigidez elástica) que se muestran en la segunda fila de las tablas.

En el estado límite de seguridad contra el colapso, el periodo efectivo T_e es igual al periodo inicial T_i (asociado a la rigidez elástica) en las estructuras con disipadores viscosos no lineales, debido a que no se espera un comportamiento de deformación inelástica en este nivel de desempeño. En las estructuras con disipadores hysteréticos las deformaciones inelásticas se concentran en los disipadores representado por estado de “daño” por medio de la rigidez secante asociado al periodo efectivo T_e , sin embargo, es posible transformarlo a periodo inicial T_i para conocer la rigidez elástica. Por esta razón, considerando parámetros de control y de diseño iguales, la rigidez elástica para los modelos con disipadores hysteréticos es mayor que en los modelos con disipadores viscosos no lineales.

En las tablas 4.5 y 4.7 se muestran los resultados para determinar el periodo de los modelos correspondientes al estado límite de servicio. En este estado límite, no se esperan deformaciones inelásticas en estructuras con disipadores viscosos no lineales, y tampoco en estructuras con disipadores hysteréticos. Los periodos efectivos T_e son iguales a los periodos iniciales T_i , y son mayores para los modelos con disipadores hysteréticos. Esto se debe a que el espectro de desplazamiento no se afecta por el factor de reducción β_h en estructuras con disipadores hysteréticos, ya que, a diferencia de los disipadores viscosos no lineales, los hysteréticos no trabajan bajo la condición de servicio.

Tabla 4.4 Parámetros de comparación para estado límite seguridad contra el colapso modelos SV1 y SH1

Parámetros de comparación para estado límite seguridad contra el colapso	DPES Viscoso No Lineal SV1	DPES Histeréticos SH1
Periodo efectivo, T_e (s)	1.22	1.51
Periodo inicial, T_i (s)	1.22	0.93
Periodo del marco, T_o (s)	1.22	1.86
Desplazamiento SE1GL, d_{max} (m)	0.254	0.267

Tabla 4.5 Parámetros de comparación para estado límite por servicio modelos SV1 y SH1

Parámetros de comparación para estado límite por servicio	DPES Viscoso No Lineal SV1	DPES Histeréticos SH1
Periodo efectivo, T_e (s)	1.36	0.88
Periodo inicial, T_i (s)	1.36	0.88
Periodo del marco, T_o (s)	1.36	1.77
Desplazamiento SE1GL, d_s (m)	0.078	0.046

Tabla 4.6 Parámetros de comparación para estado límite seguridad contra el colapso modelos SV2 y SH2

Parámetros de comparación para estado límite seguridad contra el colapso	DPES Viscoso No Lineal SV2	DPES Histeréticos SH2
Periodo efectivo, T_e (s)	1.20	1.44
Periodo inicial, T_i (s)	1.20	0.93
Periodo del marco, T_o (s)	1.20	1.71
Desplazamiento SE1GL, d_{max} (m)	0.254	0.267

Tabla 4.7 Parámetros de comparación para estado límite por servicio modelos SV2 y SH2

Parámetros de comparación para estado límite por servicio	DPES Viscoso No Lineal SV2	DPES Histeréticos SH2
Periodo efectivo, T_e (s)	0.94	0.83
Periodo inicial, T_i (s)	0.94	0.83
Periodo del marco, T_o (s)	0.94	1.51
Desplazamiento SE1GL, d_s (m)	0.039	0.039

En la Fig. 4.5 se muestran los periodos iniciales T_i tanto para el estado límite de servicio como para el estado límite de seguridad contra el colapso en las estructuras con disipadores viscosos no lineales (SV1 y SV2). Para cada modelo se comparan los periodos directamente obtenidos de los espectros de desplazamiento en cada nivel de desempeño, el menor de estos es el periodo de diseño. En el modelo SV1, el periodo de diseño es el asociado al estado límite de seguridad contra el colapso, mientras que en el modelo SV2 el periodo de diseño corresponde con el estado límite de servicio. En caso de dominar el estado límite de seguridad contra el colapso, tal y como en el modelo SV1, la estructura se diseña para una rigidez mayor a la requerida para el estado límite de servicio.

En la Fig. 4.6 se muestran los periodos efectivos T_e (asociado a la rigidez reducida por el factor KF) obtenidos directamente del espectro de desplazamiento y los periodos iniciales T_i (asociado a la rigidez elástica) para el estado límite de colapso, así mismo, se presentan los periodos iniciales T_i para el estado límite de servicio en estructuras con disipadores histeréticos (SH1 y SH2). Se comparan los periodos iniciales correspondiente a cada nivel de desempeño, el menor es el periodo de diseño que permite cumplir con los requerimientos. En ambos modelos SH1 y SH2, el periodo de diseño es el asociado al estado límite de servicio, por lo tanto, las estructuras tendrán una rigidez mayor a la requerida para cumplir con los lineamientos de seguridad contra el colapso, resultando dominante el estado límite de servicio.

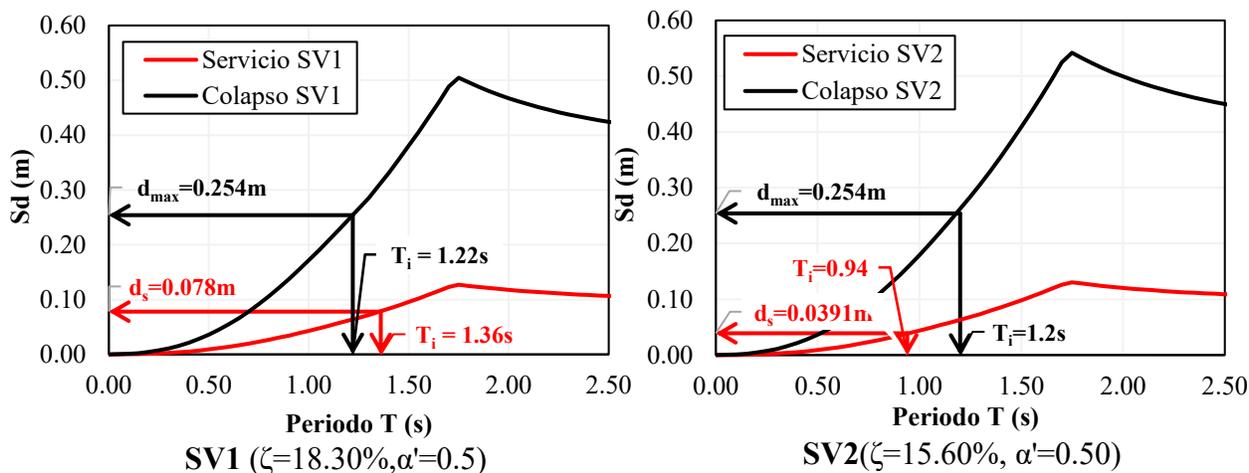


Figura 4.5 Periodo de diseño para estructuras con disipadores viscosos no lineales SV1 y SV2.

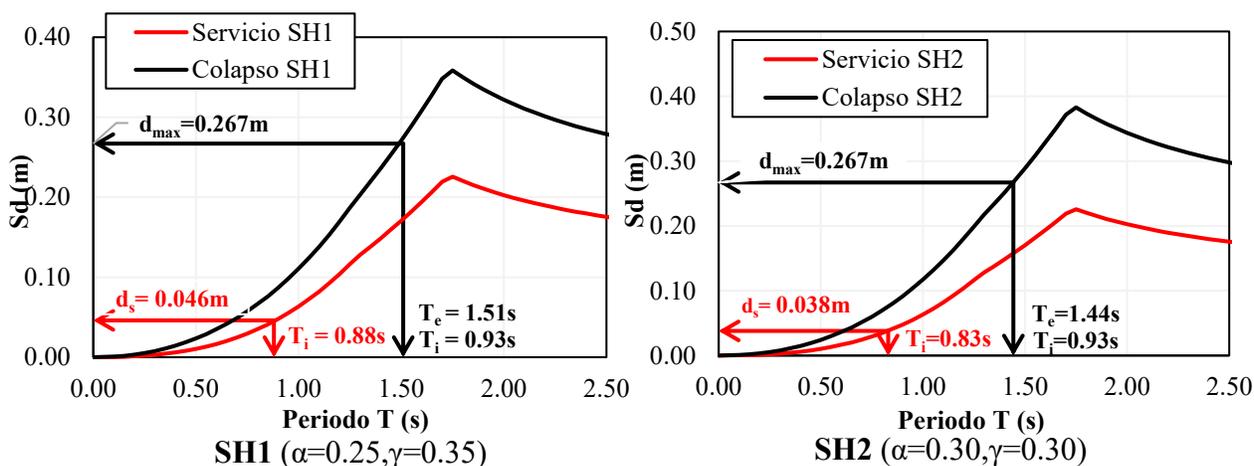


Figura 4.6 Periodo de diseño para estructuras con disipadores histeréticos SH1 y SH2.

La principal diferencia entre los diseños aplicados para los tipos de DPES radica en el aporte de los disipadores histeréticos en cuanto a resistencia y rigidez, debido a que el periodo elástico de los sistemas con DPES viscosos no lineales es equivalente al periodo efectivo porque la ductilidad máxima por desplazamiento es igual a 1, el mismo es comparable con el periodo efectivo de los sistemas DPES histeréticos donde se aplica el concepto de rigidez secante localizando las deformaciones inelásticas únicamente en los CVPR.

De lo anteriormente mencionado se concluye que a pesar de la similitud en cuanto a parámetros de diseño para estructuras con DPES viscosos no lineal o histeréticos, los diferentes criterios aplicados en función de las propiedades y características de los DPES, puede dominar en el diseño un nivel de desempeño diferente. Las principales variantes para cada tipo de DPES en el diseño son: el perfil de desplazamiento, los factores de reducción por amortiguamiento suplementario y



los criterios estipulados para cumplir con los objetivos de desempeño. Un ejemplo de este último es la reducción del espectro de desplazamiento por amortiguamiento para el caso de DPES viscosos no lineal en el estado límite por servicio, mientras que en el sistema con DPES histeréticos se espera que estos no presenten un comportamiento inelástico y se tiene como limitante la fluencia, coloquialmente se puede decir que la condición para este nivel de desempeño es evitar que el DPES histeréticos trabaje, mientras que el DPES viscoso no lineal tiene la capacidad de activarse a desplazamientos muy pequeños.

CAPÍTULO V

5. VALIDACIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO

Con el propósito de validar el método propuesto se elaboró un programa de cómputo en MATLAB siguiendo el procedimiento establecido en la sección 3, para obtener los parámetros característicos del método DBDD, a partir de variables de diseño como: distorsión de entrepiso para cada nivel de desempeño y demanda de desplazamiento. En esta sección se realiza una serie de análisis estructural mediante el programa ETABS V16.2.0 (Computers and Structures CSI, 2016) de manera de comparar los resultados con los obtenidos para el diseño preliminar.

A partir de la rigidez requerida para el diseño, es posible determinar las propiedades de los elementos estructurales (vigas y columnas) para el sistema primario aplicando el procedimiento que se explica en la sección 3.8; sin embargo, la selección de las secciones para los elementos estructurales de acuerdo a catálogo comercial puede generar una variación respecto al valor teórico requerido. Esto se debe a que es común uniformizar las secciones por conjunto de niveles, además de no presentar propiedades idénticas a las teóricas calculadas en el procedimiento DBDD. Se seleccionaron las secciones con valores más próximos a los teóricos y que presentaran menor peso por metro lineal de perfil estructural. En la tabla 5.1 se muestran las secciones de vigas y columnas del marco para los modelos con disipadores viscosos no lineales SV1 y SV2, y en la tabla 5.2 se muestran las secciones para los modelos con disipadores histeréticos SH1 y SH2.

Tabla 5.1 Elementos estructurales del marco para los modelos con disipadores viscosos no lineales.

Niveles	SV1		SV2	
	Vigas	Columnas	Vigas	Columnas
1	W24X94	W14X311	W24X146	W14X455
2	W24X94	W14X311	W24X146	W14X455
3	W24X76	W14X233	W24X117	W14X370
4	W24X76	W14X233	W24X117	W14X370
5	W24X62	W14X193	W24X84	W14X283
6	W24X62	W14X193	W24X84	W14X283
7	W18X46	W14X109	W18X71	W14X176
8	W18X46	W14X109	W18X71	W14X176

Tabla 5.2 Elementos estructurales del marco para los modelos con disipadores histeréticos CVPR.

Niveles	SH1		SH2	
	Vigas	Columnas	Vigas	Columnas
1	W24X68	W14X176	W24X76	W14X211
2	W24X68	W14X176	W24X76	W14X211
3	W24X62	W14X159	W24X68	W14X176
4	W24X62	W14X159	W24X68	W14X176
5	W21X50	W14X120	W21X54	W14X159
6	W21X50	W14X120	W21X54	W14X159
7	W18X40	W14X82	W18X40	W14X99
8	W18X40	W14X82	W18X40	W14X99

Para los modelos con disipadores histeréticos SH1 y SH2 es necesario determinar el área del núcleo de los disipadores (de acuerdo con la sección 3.9.2), y se distribuye en función del número de disipadores que se desea emplear para cada nivel. En este caso se emplearán dos disipadores por nivel, ubicados en la sección central del marco y en diagonal simple. En la tabla 5.3 se muestra el área de los disipadores de acuerdo con el diseño. Los disipadores histeréticos se representaron en los modelos por medio un elemento “link” de tipo “Plastic -Wen” que permite proporcionar al programa la rigidez axial de cada disipador, así como su fuerza de fluencia.

Por otra parte, para los modelos con disipadores viscosos no lineales el diseño de los mismos se cuantifica en términos de los siguientes parámetros: (1) constante de amortiguamiento, y (2) exponente de no-linealidad. Las características del disipador se determinan aplicando lo establecido en la sección 3.9.1, en caso de emplearse más de un disipador por nivel se deberá de aumentar el trabajo realizado por el dispositivo “ j ” en un ciclo completo de respuesta W_{mi} , de acuerdo con los disipadores que existan en el sistema. A mayor número de disipadores, menor será la constante de amortiguamiento requerida para cada dispositivo de amortiguación, el valor de no-linealidad permanece constante en el diseño. Para este caso de estudio, se usan dos disipadores por nivel ubicados en la sección central del marco y en diagonal simple, con el objetivo de tener similitud con los modelos donde se emplearon disipadores histeréticos (SH1 y SH2).

Los catálogos comerciales para estos disipadores en su mayoría se encuentran en función de la fuerza axial en el disipador, o se deberá proporcionar al fabricante la constante de amortiguamiento y el exponente de no-linealidad requeridos en el diseño.

Los disipadores viscosos no lineales fueron modelados por medio de elemento “link” del tipo “Damper-Exponential” para el cual se proporciona la constante de amortiguamiento, el exponente de no-linealidad del disipador y la rigidez del brazo de conexión al disipador. La rigidez del brazo requerida para el disipador se calculó con base en que se evite el pandeo por compresión y que a su vez sea suficientemente rígido para permitir el buen desempeño del disipador (que absorba todas

las deformaciones). Cuando el exponente de no-linealidad del disipador es muy pequeño la diagonal de montaje puede rigidizar el sistema combinado, por lo tanto, puede modificar las propiedades dinámicas de la estructura. En edificios bajos cuyo periodo se encuentra en la zona ascendente este efecto resulta ser benéfico.

Tabla 5.3 Parámetros de diseño para los modelos con disipadores viscosos no lineales.

Niveles	SV1		SV2	
	C_j (t s/m)	F_{Dj} (t)	C_j (t s/m)	F_{Dj} (t)
1	118.60	58.67	109.71	46.75
2	114.70	53.70	106.07	42.80
3	107.30	50.25	99.25	40.04
4	96.50	45.17	89.23	36.00
5	82.20	38.50	76.03	30.67
6	64.50	30.20	59.64	24.05
7	43.30	20.30	40.06	16.16
8	18.70	8.80	17.30	6.98

Tabla 5.4 Parámetros de diseño para los modelos con disipadores hysteréticos CVPR

Niveles	SH1	SH2
	Área del núcleo A_{nc} (cm ²)	Área del núcleo A_{nc} (cm ²)
1	6.5	6.5
2	12	13
3	20	23
4	20	23
5	26	26
6	26	26
7	35	32
8	35	32

A continuación se presentan los resultados de los análisis para cada modelo, obtenidos usando el programa de análisis estructural ETABS 2016 V16.2.0.

5.1 RIGIDEZ LATERAL

Una vez seleccionadas las secciones de los elementos estructurales del marco (ver Tablas 5.1 y 5.2), y las propiedades de los disipadores (ver Tablas 5.3 y 5.4), se calcula la distribución de la rigidez lateral teórica de entrepiso para cada sistema, a partir de la aplicación del método propuesto

DBDD, y se compara con los resultados obtenidos con el programa de análisis estructural a partir de un análisis lineal con un patrón de carga lateral que sigue las fuerzas laterales de diseño.

En esta etapa se pretende evaluar la distribución de la rigidez lateral para lograr el periodo de vibrar requerido y cumplir con los objetivos del diseño.

En las Figs. 5.1 y 5.2 se observa que los valores referentes al primer nivel de la estructura son menores a los del nivel siguiente; la razón de esto radica en que el modelo implementado como ejemplo tiene una altura de entrepiso mayor para el primer nivel. De esto se puede decir que las ecuaciones aplicadas para distribuir la rigidez lateral por cada nivel dan lugar a mejores resultados cuando la estructura tiene la misma altura de entrepiso para en todos sus niveles.

5.1.1 Disipadores Viscosos No Lineales

En la Fig. 5.1 se muestra la rigidez requerida para el diseño preliminar (K_r) calculada aplicando los conceptos del método DBDD, así como la rigidez propuesta para el diseño final (K_t) obtenida por el programa de cálculo estructural ETABS 2016 V16.2.0. La rigidez propuesta para este caso de estudio corresponde con la proporcionada por las secciones seleccionadas para los elementos estructurales (ver Tabla 5.1) que cumplan con los requerimientos de diseño, ya que la rigidez dada por la diagonal de montaje de los disipadores no puede evaluarse en un procedimiento estándar.

Se puede observar que para ambos modelos (SV1 y SV2) los valores de rigidez propuesta (K_t) son muy similares a los valores de rigidez requerida (K_r), la diferencia que puede presentar estos valores se debe a que las secciones para las vigas y columnas seleccionadas a base de un catálogo comercial no presenta propiedades exactamente igual a las teóricas requeridas, como se explicó previamente.

El modelo SV2 (ver Fig. 5.1b) presenta valores de rigidez mayores debido a que se diseñó para un porcentaje de amortiguamiento crítico viscoso menor, y que además, predomina el estado límite de servicio por lo que la rigidez es mayor a la requerida para cumplir con el desplazamiento de diseño para el estado límite de seguridad contra el colapso. Finalmente, se puede decir que los valores de rigidez lateral proporcionada únicamente por los elementos estructurales se ajustan a los requeridos para cumplir con los objetivos del método DBDD.

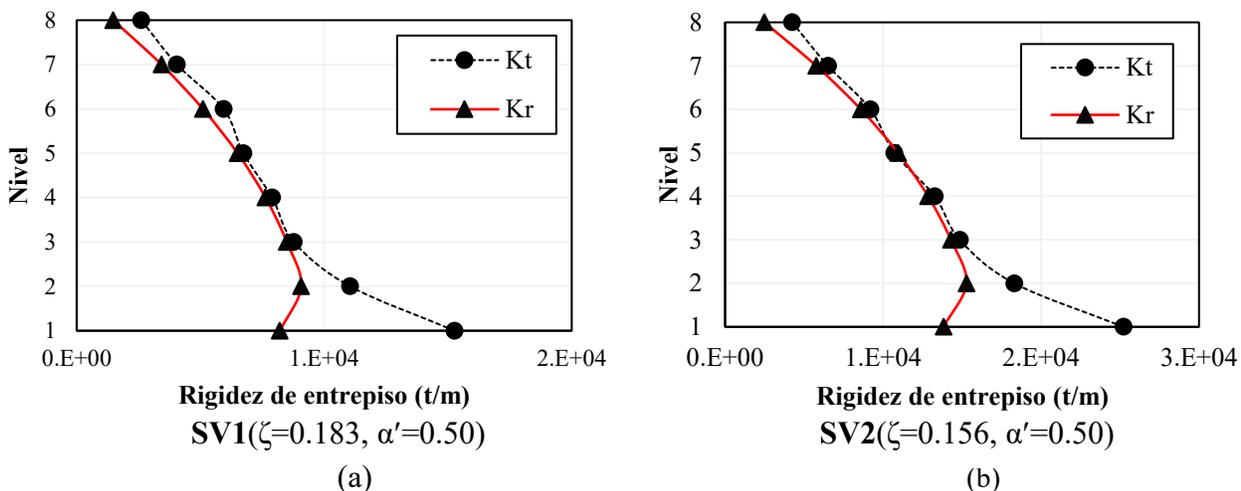


Figura 5.1 Distribución de rigidez lateral en modelos con DPES Viscosos No Lineales.

5.1.2 Disipadores Histeréticos

En la Fig. 5.2 se muestra la distribución de rigidez lateral requerida por entrepiso para cada sistema de acuerdo con la aplicación de los conceptos estipulados por el método DBDD, para cumplir con los objetivos de diseño. En las figuras se muestran: (1) la rigidez lateral de entrepiso requerida para el sistema secundario corresponde con (K_d), (2) la rigidez lateral de entrepiso requerida para el sistema primario (K_f), y (3) la rigidez lateral de entrepiso requerida del sistema secundario (K_r). Además, se muestra la rigidez lateral de entrepiso proporcionada al sistema secundario (K_t), estimada por medio del programa de cálculo estructural según el patrón de fuerzas laterales, de acuerdo con las secciones seleccionadas para vigas y columnas del sistema primario y las áreas del núcleo para los disipadores CVPR, ambas a partir de un catálogo comercial (ver Tablas 5.2 y 5.4).

Se puede observar que la mayor rigidez en los modelos es aportada por los disipadores histeréticos, la proporción de rigidez para ambos modelos (SH1 y SH2) es similar ya que cuentan con parámetros de control similares. Para ambos modelos, la rigidez suministrada al sistema combinado a partir de las secciones de los elementos estructurales y el área del núcleo de los disipadores histeréticos, se ajustan muy bien a los valores de rigidez lateral requerida para el del sistema combinado; las pequeñas diferencias se relacionan con la variación de las propiedades de los disipadores, así como elementos estructurales teóricos establecidos por un catálogo comercial, sin embargo, se llega al periodo de vibrar requerido para cumplir con el desplazamiento de diseño.

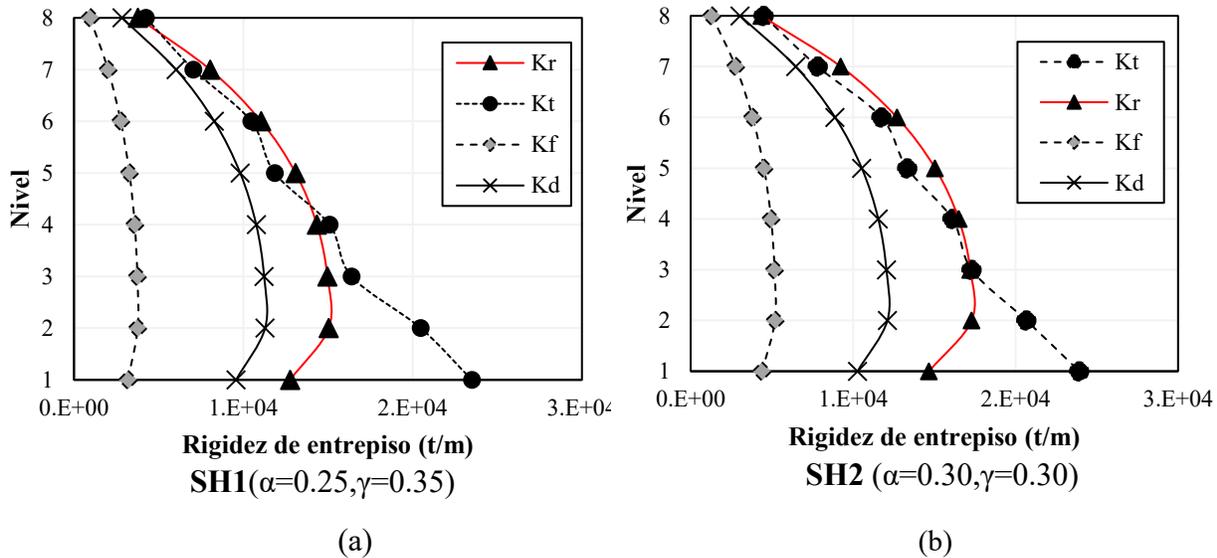


Figura 5.2 Distribución de rigidez lateral en modelos con DPES Histeréticos.

5.2 CORTANTE BASAL

En esta sección se presenta la fuerza cortante distribuida por cada entrepiso en función de la forma modal y la masa, según el comportamiento de la estructura. Se muestra la fuerza cortante utilizada para el estado límite de servicio como para el estado límite de seguridad contra el colapso.

A continuación se presenta la forma en que se distribuye el cortante de entrepiso para los casos de estudio. Esta fuerza se calcula según lo estipulado en la sección 3.6.1 para disipadores viscosos no lineales, y en la sección 3.6.2 para disipadores histeréticos, siguiendo las condiciones para cada nivel de desempeño. Para la distribución de la fuerza cortante se calculan las fuerzas laterales a partir de la Ec. 3.40.

5.2.1 Disipadores Viscosos No Lineales

En la Fig. 5.3 se muestra la distribución de la fuerza cortante de entrepiso para el estado límite de servicio, y en la Fig. 5.4 para el estado límite de seguridad contra el colapso. En este caso particular el marco toma la fuerza cortante total obtenida del espectro reducido de acuerdo con el amortiguamiento total. La fuerza cortante en la base se distribuye para obtener las fuerzas laterales y aplicar un análisis estático lineal.

A pesar de que en el modelo SV2 la rigidez de diseño es mayor, las ordenadas espectrales para este modelo se reducen en menor proporción debido a que el amortiguamiento crítico viscoso es menor, por ende, el cortante de entrepiso en este modelo es mayor.

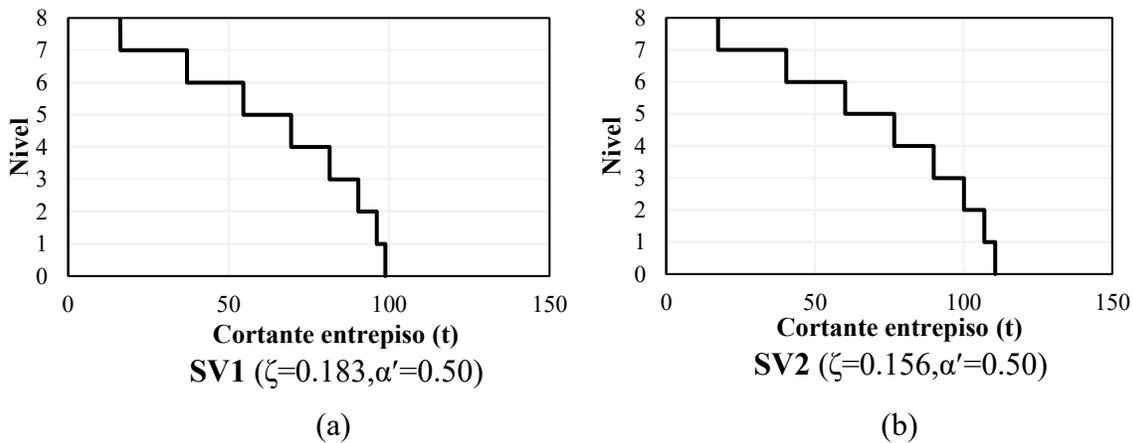


Figura 5.3 Distribución de cortante de entrepiso en servicio para modelos con DPES viscosos no lineales

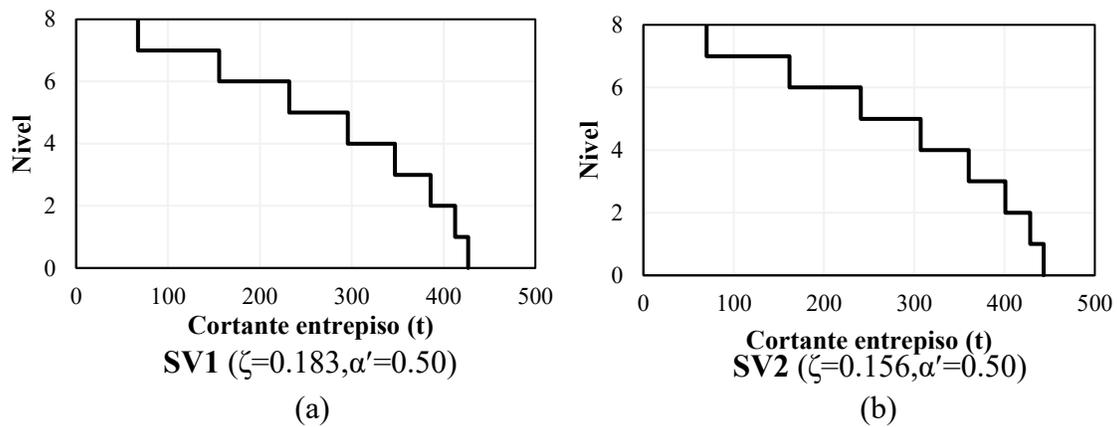


Figura 5.4 Distribución de cortante de entrepiso en seguridad contra el colapso para modelos con DPES viscosos no lineales

5.2.2 Disipadores Histeréticos

En la Fig. 5.5 se muestra la distribución de la fuerza cortante de entrepiso para el estado límite de servicio, y en la Fig. 5.6 se muestran las fuerzas cortantes de entrepiso para el estado límite de seguridad contra el colapso, donde V_t representa la fuerza cortante para el sistema combinado y se compone de la contribución de los disipadores más la contribución del marco estructural. La fuerza cortante tomada por el sistema primario es V_f , y la fuerza tomada por el sistema secundario es V_d .

Para el estado de servicio los disipadores toman mayor parte de la fuerza cortante total, esto ocurre en el caso donde el sistema secundario aporta más rigidez que el primario. Esto también se puede observar en la curva de capacidad teórica de la Fig. 5.17, donde a desplazamiento pequeños el cortante es mayor para los disipadores que para el marco. Lo contrario sucede para el estado límite de seguridad contra el colapso ya que los disipadores fluyen y alcanzan la máxima fuerza cortante, por lo que la distribución de resistencia se re-direcciona a los elementos estructurales del marco.

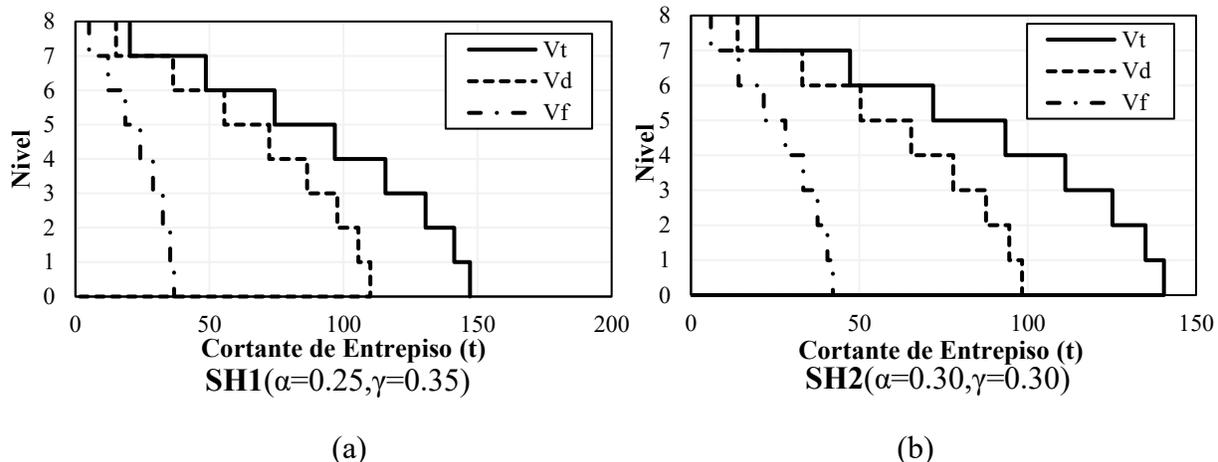


Figura 5.5 Distribución de cortante de entrepiso en servicio en modelos con DPES hysteréticos.

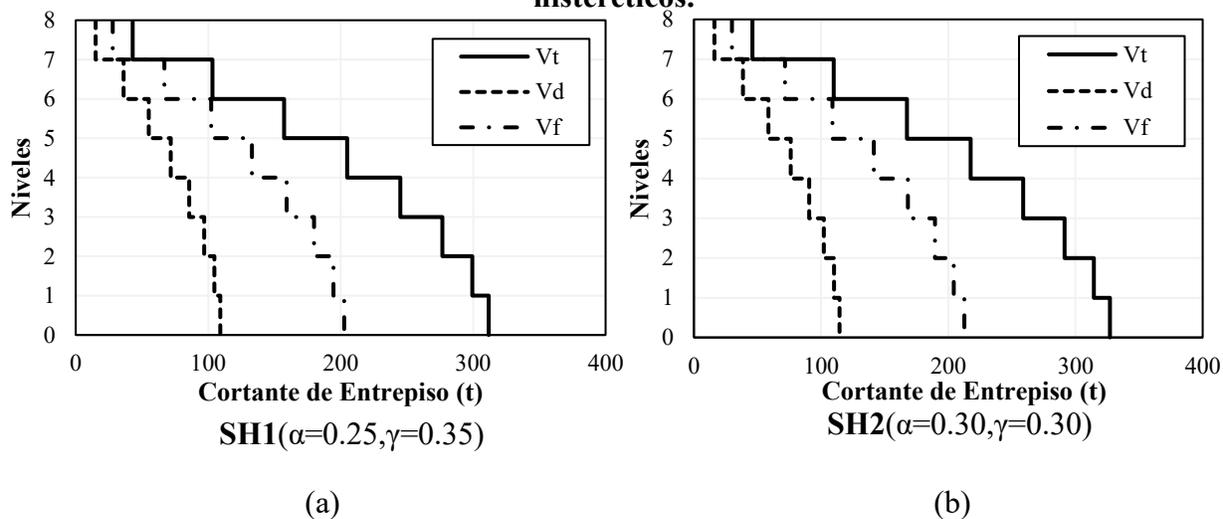


Figura 5.6 Distribución de cortante de entrepiso en seguridad contra el colapso modelos con DPES hysteréticos

5.3 ANÁLISIS ELÁSTICO LINEAL (AEL)

En esta sección se realizan análisis estáticos lineales para cada estado límite, aplicando las fuerzas laterales determinadas por medio del procedimiento DBDD. Estas fuerzas se obtienen de los cortantes de diseño mostrados en la sección anterior de acuerdo con el estado límite de análisis. A continuación se presenta los resultados para cada uno de los modelos.

5.3.1 Disipadores Viscosos No Lineales

(a) Estado Límite de Servicio

El análisis elástico estático para el estado de servicio, se aplicaron para cada nivel las fuerzas laterales correspondiente al cortante basal de diseño (ver Fig. 5.3) que sigue un patrón triangular

para el primer modo de vibrar. Se espera un comportamiento elástico de la estructura para este nivel de desempeño.

En la Fig. 5.7 se muestran los desplazamientos laterales obtenidos del AEL y se comparan con los desplazamientos de diseño calculados con el procedimiento DBDD. Para ambos modelos los desplazamientos obtenidos por el análisis estático lineal son menores a los de diseño por el procedimiento DBDD, por lo que se cumple con los objetivos del diseño. También se muestra que presenta similitud en cuanto a la forma de los desplazamientos. Se observa que para el modelo SV2 (ver Fig.5.7b) los desplazamientos de diseño DBDD son más cercanos a los del AEL, esto se debe a que domina en este modelo el estado límite de servicio, y se diseñó a partir de la rigidez requerida para cumplir con el desplazamiento de diseño por servicio. Lo contrario ocurre en el modelo SV1 (ver Fig. 5.7a) donde rige el estado de colapso, proporcionando al sistema una rigidez mayor a la que se requiere para cumplir con las condiciones de servicio, por esta razón se alejan en mayor proporción los desplazamientos del AEL de los del diseño DBDD .

En la Fig. 5.8 se comparan las distorsiones de entrepiso obtenidas con el AEL con las distorsiones permisibles establecidas en el diseño. En este caso se estudia la distorsión de entrepiso que se genera debido a los desplazamientos laterales del marco, causado por las fuerzas laterales de diseño. La distorsión límite corresponde a la empleada para evitar el daño no estructural (DNE) que se seleccionó inicialmente en el diseño según las NTCDS-2017.

Los entrepisos intermedios presentaron mayor demanda de distorsión, sin embargo, resultaron ser menores a las limitantes cumpliéndose con los objetivos de distorsión de entrepiso del diseño. El modelo SV2 (ver Fig. 5.8b) se aproxima más a la distorsión límite, debido a que como ya se mencionó previamente en este modelo dominó el estado límite por servicio.

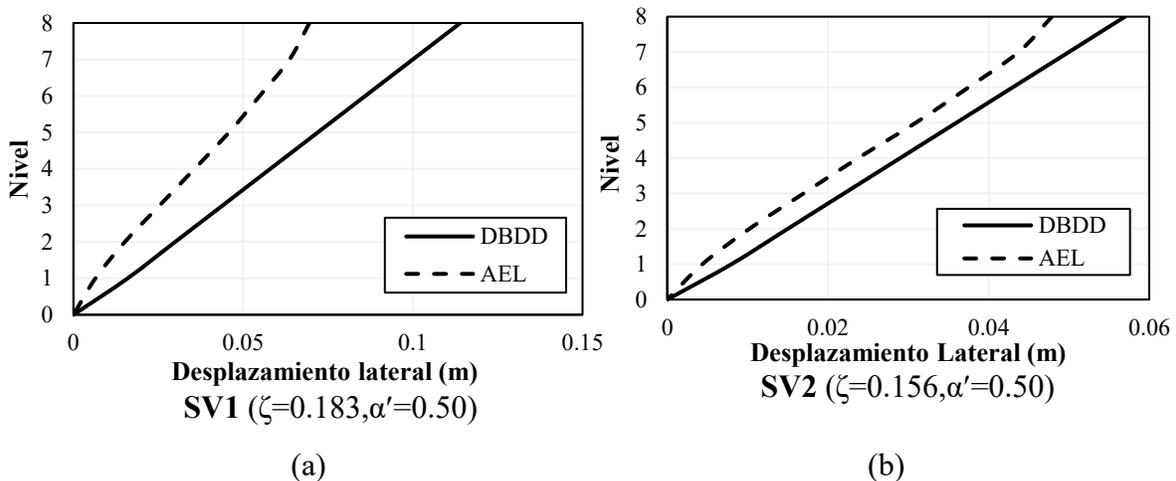


Figura 5.7 Desplazamiento lateral en servicio de los modelos con DPES viscosos no lineales.

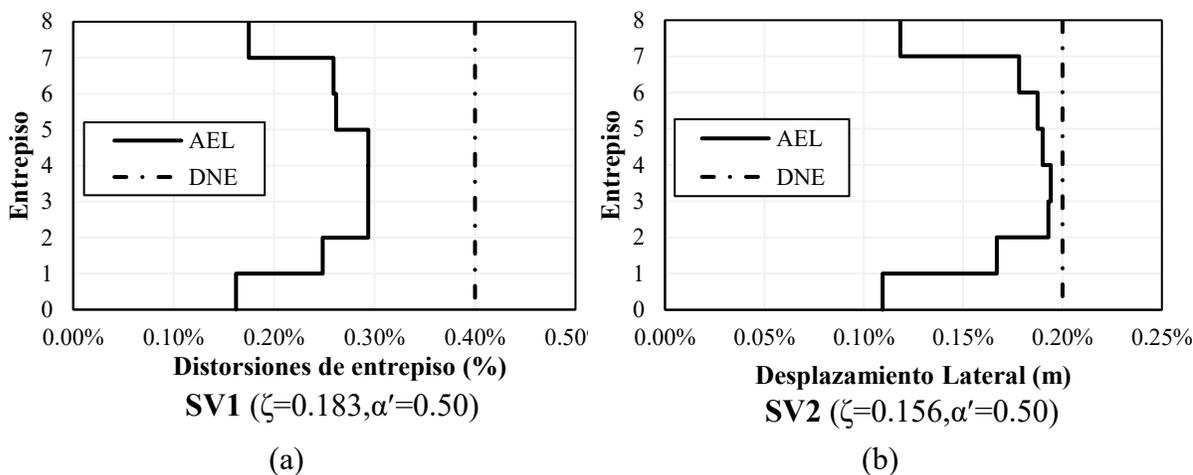


Figura 5.8 Distorsiones de entrepiso en servicio de modelos con DPES viscosos no lineales.

(b) Estado Límite de Seguridad contra el Colapso

Para el estado de colapso, se aplicaron en cada nivel las fuerzas laterales correspondiente al cortante basal de diseño (ver Fig. 5.4) que sigue un patrón triangular para el primer modo de vibrar. Se espera un comportamiento elástico de la estructura para este nivel de desempeño. Esto se debe a que no se esperan deformaciones inelásticas en los elementos estructurales, así mismo no existe aportación de rigidez ni de resistencia por parte de los disipadores.

Los disipadores viscosos no lineales únicamente aportan AVE adicional al sistema estructural. Este amortiguamiento adicional se refleja en el diseño por medio de la reducción de las ordenadas espectrales, reduciendo así las demandas de desplazamiento y de fuerza cortante del marco estructural. El trabajo de los disipadores no se ve reflejado en un análisis elástico, para poder estudiar su desempeño es necesario aplicar un análisis no lineal paso a paso.

En la Fig. 5.9 se comparan los desplazamientos obtenidos con el AEL con los del procedimiento DBDD. Para ambos modelos los desplazamientos obtenidos por el análisis estático lineal son menores a los de diseño por el procedimiento DBDD por lo que se cumple con los objetivos del diseño, también existe buena correspondencia con la forma de los desplazamientos. Los AEL para el modelo SV1 (ver Fig.5.9a) se acercan los del procedimiento DBDD; esto debido a que domina el estado límite de colapso por lo que se diseña para la rigidez requerida en este nivel de desempeño. El caso contrario es el del modelo SV2 (ver Fig. 5.9b) donde domina el de servicio, diseñándose con una rigidez mayor a la requerida para lograr los desplazamientos de diseño por colapso.

En la Fig. 5.10 se comparan las distorsiones de entrepiso del AEL con las permisibles para el estado límite de seguridad contra el colapso. En este caso, este último se relaciona con el inicio de la fluencia del marco estructural, asociado al daño estructural (DE). Existe mayor demanda de distorsión de entrepiso en los niveles intermedios, sin embargo, no supera el valor límite, cumpliendo con los objetivos de distorsión para el diseño. Debido a lo comentado anteriormente,

las distorsiones del modelo SV2 (ver Fig. 5.10b) se alejan más de la distorsión permisible, por que domina en el diseño el estado límite de servicio.

La variación de las distorsiones en el primer entrepiso se puede atribuir al empotramiento en la base y la variación de altura de entrepiso.

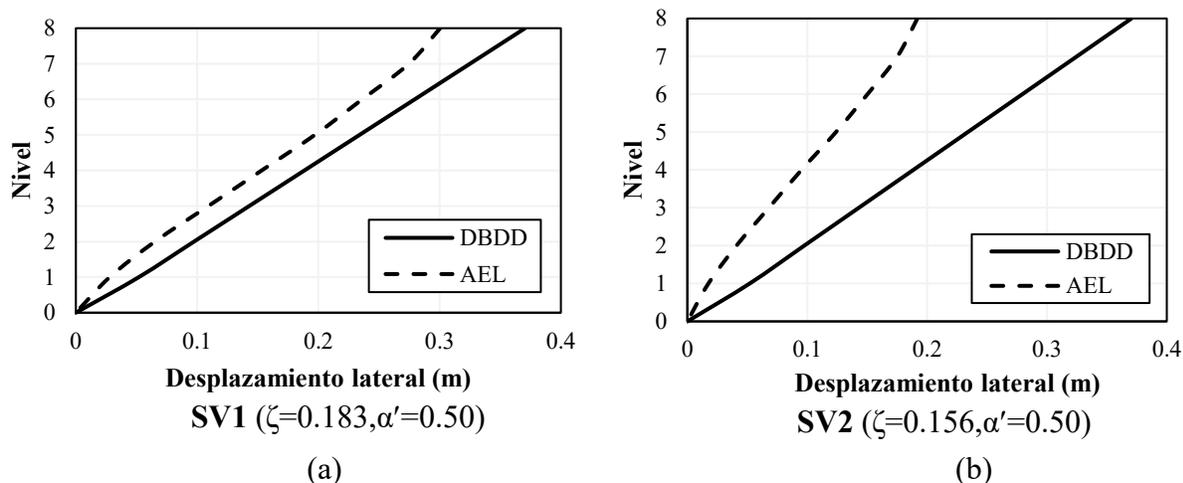


Figura 5.9 Desplazamiento lateral en seguridad contra el colapso de modelos con DPES viscosos no lineales

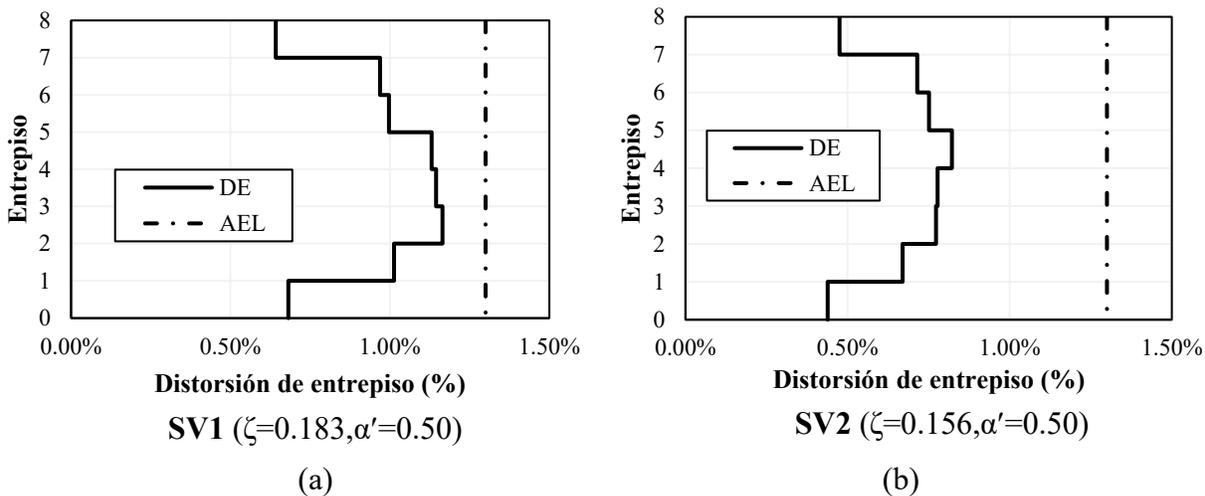


Figura 5.10 Distorsiones de entrepiso en seguridad contra el colapso de modelos con DPES viscosos no lineales

5.3.2 Disipadores Histeréticos

(a) Estado Límite de Servicio

El análisis elástico estático para el estado de servicio se realiza aplicando fuerzas laterales para cada nivel correspondiente al cortante basal de diseño (ver Fig. 5.5), según el patrón de fuerzas proporcional a la forma modal del perfil de desplazamiento de fluencia y a la masa (ver Ec. 3.41).

Se espera un comportamiento elástico para el sistema combinado por lo que considera la rigidez inicial sin reducción por efectos de ductilidad (no se aplica el factor KA).

En la Fig. 5.11 se presentan los desplazamientos obtenidos con el AEL y los desplazamientos con el DBDD. Para ambos modelos los desplazamientos obtenidos por el análisis estático lineal son menores a los de diseño por el procedimiento DBDD, por lo que se cumple con los objetivos del diseño. Para los dos modelos, los desplazamientos de servicio se acercan a los desplazamientos correspondientes al DBDD, debido que para ambos domina el estado límite de servicio por lo que se diseña para la rigidez requerida para cumplir con los desplazamientos de DBDD por servicio.

En la Fig. 5.12 se muestran las distorsiones de entrepiso obtenidas con el AEL y se comparan con las distorsiones de entrepiso límite. En este caso de acuerdo con las condiciones de comportamiento del sistema para el nivel de desempeño, se limita la fluencia de los disipadores (DE) y se evita el daño no estructural del sistema (DNE). Para el modelo SH1 rige la distorsión asociada al inicio de la fluencia de los disipadores, y para el modelo SH2 rige la distorsión asociada a evitar el daño no estructural seleccionado inicialmente en el diseño según las NTCDS-2017.

Las distorsiones del AEL presenta mayor demanda en los niveles intermedios, sin embargo, los resultados del análisis son menores que las distorsiones de entrepiso límite, por ende, se cumplen los objetivos del diseño para este nivel de desempeño evitando: (1) la fluencia de los disipadores hysteréticos y (2) el daño no estructural. Las distorsiones pequeñas en los primeros entrepisos pueden deberse al empotramiento en la base y la variación de altura de entrepiso en este nivel.

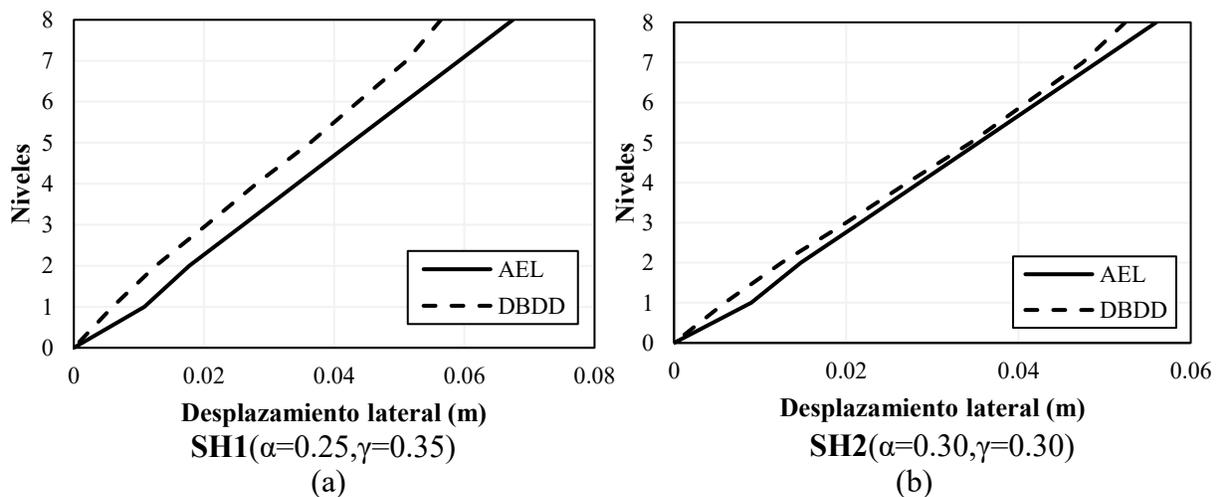


Figura 5.11 Desplazamiento lateral en servicio para modelos con DPES hysteréticos

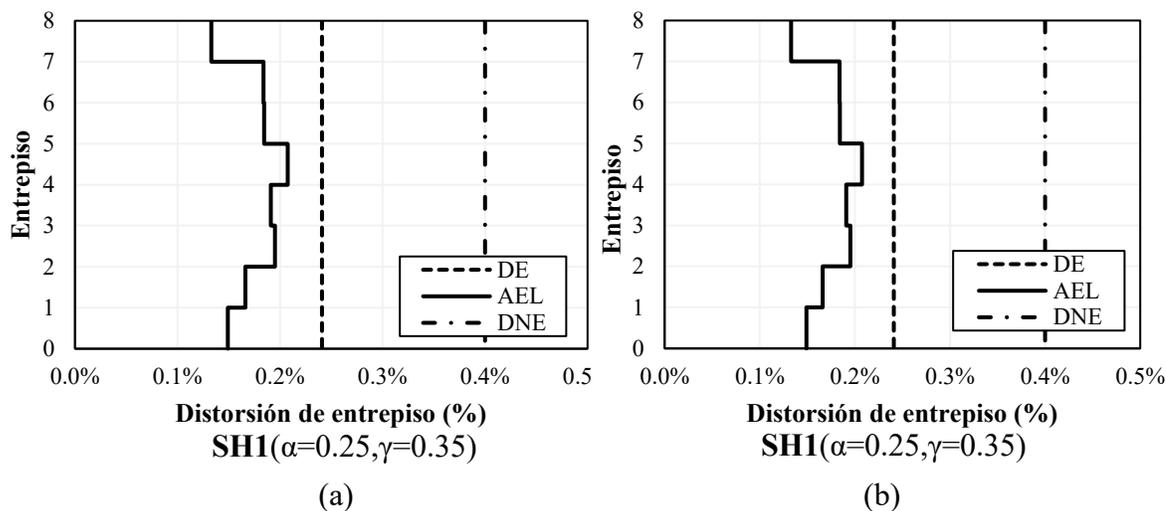


Figura 5.12 Distorsión de entrepiso en servicio para modelos con DPES histeréticos

(b) Estado Límite de Seguridad contra el Colapso

El análisis elástico estático para el estado de colapso se realizó aplicando fuerzas laterales para cada nivel correspondiente al cortante basal de diseño (ver Fig. 5.6) según el patrón de fuerzas proporcional a la forma modal del perfil de desplazamiento máximo. El análisis estructural se realiza con la rigidez axial de los disipadores reducida por efectos de ductilidad, por medio del factor KA. Esto debido a que se espera representar el comportamiento para el desplazamiento máximo en colapso con un análisis lineal, por ende, la rigidez de los disipadores se reduce considerando la deformación inelástica en los mismos. En los elementos estructurales del marco no se permite daño estructural.

En la Fig. 5.13 se compara el perfil de desplazamiento del procedimiento DBDD con el obtenido a partir del AEL. Se muestra que el perfil de desplazamiento obtenido para el estado de colapso sigue aproximadamente la forma del perfil de desplazamiento máximo para un comportamiento a corte, las posibles diferencias que puedan presentarse se deben a haber utilizado un valor de $\rho = 0.25$; sin embargo, es válido mencionar que existen pocas expresiones existentes que permitan estimar el perfil de desplazamiento máximo en edificios duales de marcos de acero. Las expresiones empleadas por Priestley et al (2007) empleadas en esta investigación, permiten obtener resultados aproximados para cumplir con los objetivos de desempeño. Los perfiles de desplazamientos en colapso subestiman en mayor proporción los desplazamientos corresponden al procedimiento DBDD. Esto se debe a que para ambos casos de estudios rige el diseño por servicio por lo que se diseña el sistema para una rigidez mayor a la requerida para el estado límite de seguridad contra el colapso. Los desplazamientos resultaron ser menores a los límites, por lo que se cumple el objetivo de desempeño.

En las Fig. 5.14 se presentan las distorsiones de entrepiso de los modelos para el estado límite de colapso, y se comparan con la distorsión de entrepiso límite, asociada al daño estructural del sistema (DE) dado por el inicio de la fluencia en el marco. Las distorsiones de entrepiso para el

AEL resultaron mayores en los niveles intermedios, con una demanda menor en los niveles superiores; esto se debe a la poca ductilidad que pueden desarrollar los disipadores en los niveles superiores, ya que se emplearon disipadores con mayor área de la requerida debido a los criterios de uniformización de las secciones por niveles y de la disponibilidad de un área mínima en el mercado. La distorsión pequeña en los primeros entrepisos se debe al empotramiento en la base y la variación de altura de entrepiso en este nivel. Finalmente, los valores de distorsión de entrepiso máxima no sobrepasan la distorsión límite, cumpliéndose así los objetivos de diseño.

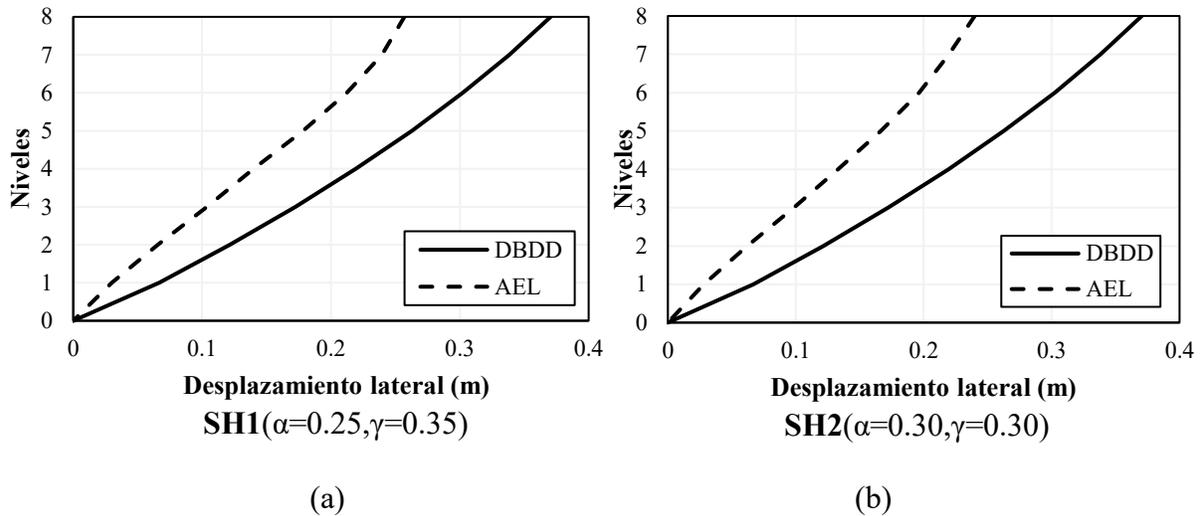


Figura 5.13 Desplazamiento lateral para seguridad contra el colapso de modelos con DPES hysteréticos

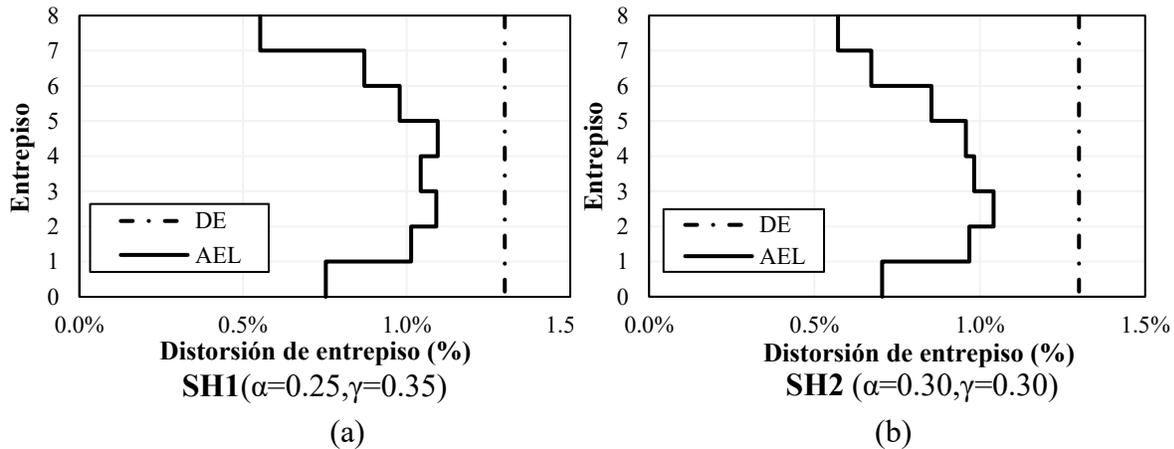


Figura 5.14 Desplazamiento lateral en seguridad contra el colapso de modelos con DPES hysteréticos

5.4 ANÁLISIS ESTÁTICO NO LINEAL (AENL)

Se aplicó un análisis estático no lineal para cada modelo en estudio, con el propósito de evaluar su capacidad última, con ayuda del programa de análisis estructural ETABS versión 16.2.0. Esta capacidad última se compara con la capacidad de diseño teórica para el sistema determinada a partir de la aplicación del procedimiento DBDD. Cabe destacar que la capacidad última del sistema combinado está proporcionada solo por el sistema de marcos para el caso de los modelos con disipadores viscosos no lineales, y por el sistema combinado estructura-disipador para el caso de los modelos con disipadores histeréticos.

Para evaluar la capacidad última del modelo estudiado se toma en cuenta los siguientes aspectos:

-Las cargas estáticas fueron aplicadas en proporción a la forma modal de primer modo de vibrar. El incremento de carga lateral se realizó hasta alcanzar 2.5 veces el desplazamiento objetivo en el nodo de control ubicado en la azotea del marco.

-Se incorporó al modelo el comportamiento inelástico de los elementos estructurales, a pesar de que el diseño se basa en mantener una respuesta elástica del sistema de marcos, el hecho de conservar el criterio de posible daño o colapso en los marcos se considera para evaluar si el comportamiento es el esperado. Las vigas siguen un modelo no lineal con endurecimiento cinemático, con rótulas plásticas controladas por deformación a flexión. Por su parte las columnas siguen un modelo no lineal cinemático, con rótulas plásticas controladas por deformación combinada por flexión y compresión. Los conceptos para determinar el diagrama momento-rotación de los elementos empleados siguen las pautas de la norma ASCE 41-17.

-Se incorporó al análisis los efectos P-Δ. Se determinó que los mismos no presentan un efecto adicional al comportamiento del sistema. Las cargas gravitacionales fueron consideradas en el análisis como estado inicial.

El programa de análisis proporciona la curva de cortante basal-desplazamiento lateral de la azotea, por lo tanto, para poder comparar con el diseño bajo el procedimiento DBDD es necesario transformar la curva de capacidad de la estructura a la curva de capacidad de un SE1GL. La transformación se realizó siguiendo las pautas del método de espectro de capacidad estipulado en la ATC-40 (Applied Technology Council, 1996), donde el desplazamiento de la azotea se convierte en un desplazamiento espectral asociado a sistemas de un grado de libertad (Ec. 5.1) y el cortante basal se transforma en la fuerza cortante de un SE1GL (Ec. 5.2), ambos correspondientes al primer modo de vibrar de la estructura, que es dominante.

$$d\widehat{SE1GL} = \frac{d\widehat{AENL}}{FP_1\phi_{azotea,1}} \quad \text{Ec. 5.1}$$

$$V\widehat{SE1GL} = \frac{V\widehat{AENL}}{l_1} \quad \text{Ec. 5.2}$$

donde:

$d\widehat{SE1GL}$ = Desplazamiento del SE1GL.

FP_1 = Factor de participación primer modo.

$\phi_{azotea,1}$ = Desplazamiento modal de la azotea, para el primer modo.

$V\widehat{AENL}$ = Cortante basal obtenido del AENL

l_1 = Relación entre la masa efectiva del primer modo y la masa total.

5.4.1 Disipadores Viscosos No Lineal

En la Fig. 5.15 se comparan las curvas de capacidad obtenidas del análisis estático no lineal con la capacidad general teórica calculadas con base al procedimiento DBDD. Existe mucha similitud en cuanto a la pendiente inicial de la curva que se define como la rigidez del sistema antes de la fluencia. Se muestra el desplazamiento de fluencia del marco (0.26m), el cual resultó ligeramente mayor al que se calculó en el diseño preliminar (0.254m), por lo que el marco fluye después del desplazamiento de fluencia de diseño, cumpliendo con los objetivos de desempeño. Sin embargo, se sobreestima la capacidad del sistema después del desplazamiento de fluencia, esto se debe a que el modelo que se usa en el procedimiento DBDD se supone un comportamiento elastoplástico.

De los resultados obtenidos, se puede decir que el procedimiento DBDD se ajusta razonablemente a la curva de capacidad obtenida por el AENL, por lo que se demuestra que el método presenta un buen control sobre los desplazamientos de fluencia del marco, así como la capacidad y rigidez del sistema.

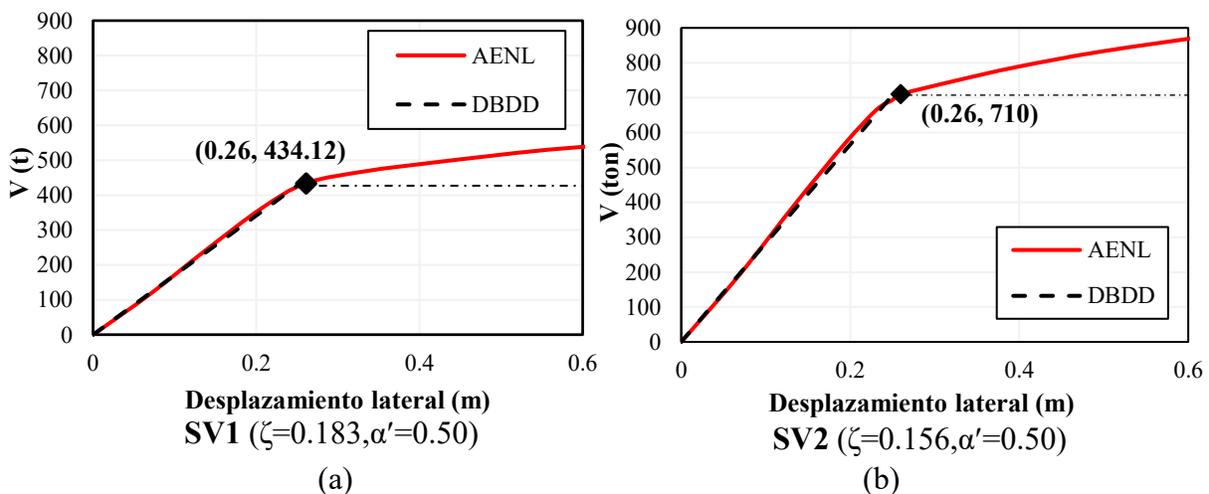


Figura 5.15 Curvas de Capacidad para modelos con DPES disipadores viscosos no lineales.

5.4.2 Disipadores Histeréticos

En la Fig. 5.16 se muestra las curvas de capacidad teórica obtenida según el procedimiento DBDD y en base a los parámetros de control y de diseño de cada modelo. La curva de capacidad del sistema combinado se determina como la suma de la curva de capacidad del sistema primario y la curva de capacidad del sistema secundario. La curva de capacidad del sistema global se caracteriza por ser trilineal, con dos puntos fundamentales que marcan la fluencia de los disipadores y la fluencia del marco estructural, de acuerdo con lo establecido en la sección 3.6.2b.

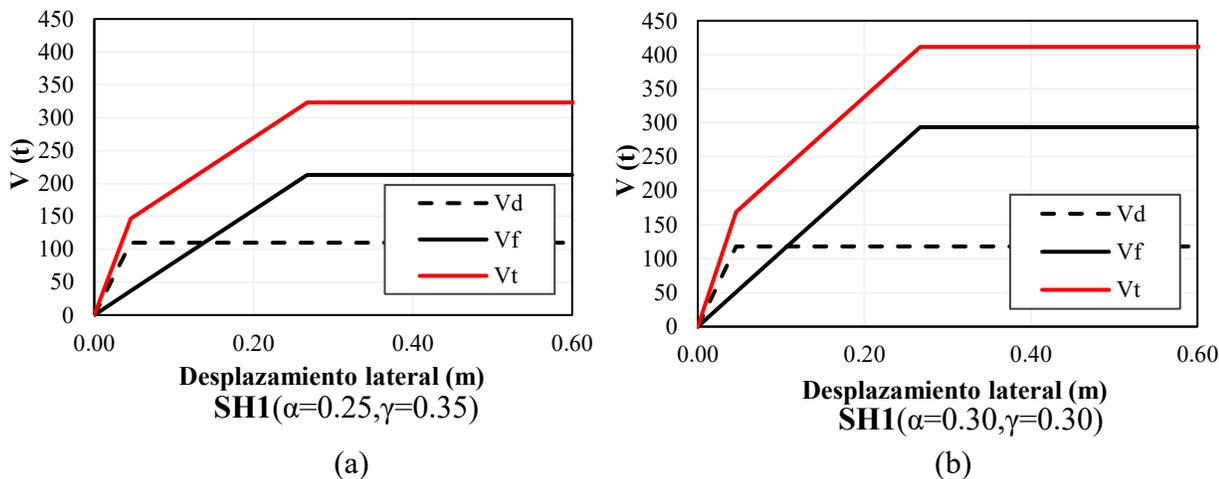


Figura 5.16 Curvas de Capacidad Teórica para los modelos con DPES histeréticos.

En la Fig. 5.17 se compara la curva de capacidad teórica (DBDD) con la curva de capacidad obtenida mediante un AENL; se puede notar que la curva de capacidad sigue los lineamientos de una curva trilineal, se indica con rombos los puntos de fluencia del disipador y del marco. Para los dos casos el desplazamiento de diseño es igual al del inicio de la fluencia del marco en la curva AENL, por lo que se garantiza que se cumplen con los objetivos de desempeño. Sin embargo, en el AENL se sobrestima la rigidez de postfluencia, ya que se supone un modelo elastoplástico para el procedimiento DBDD.

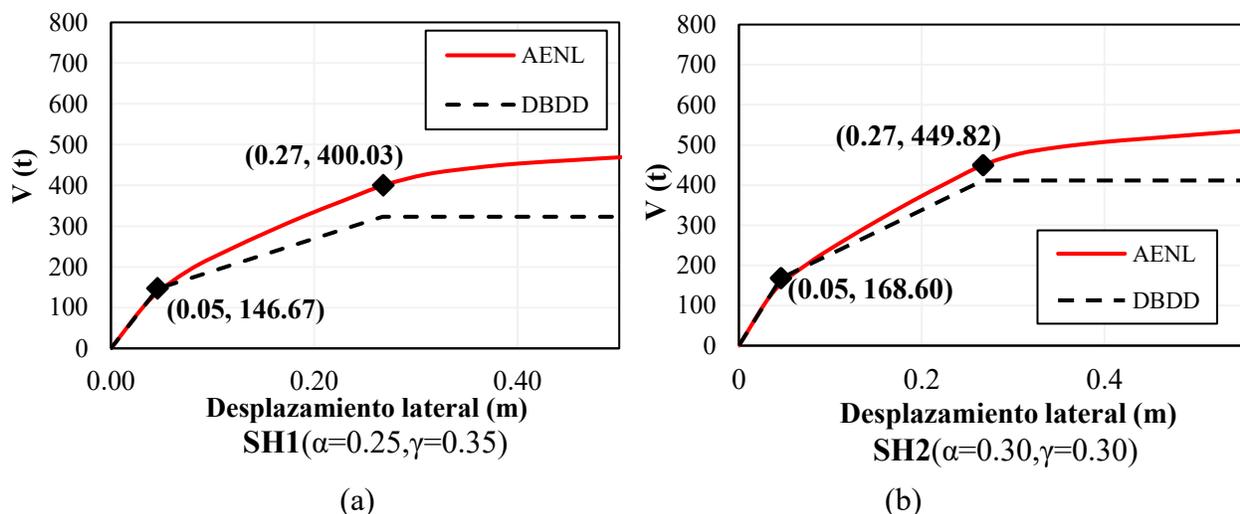


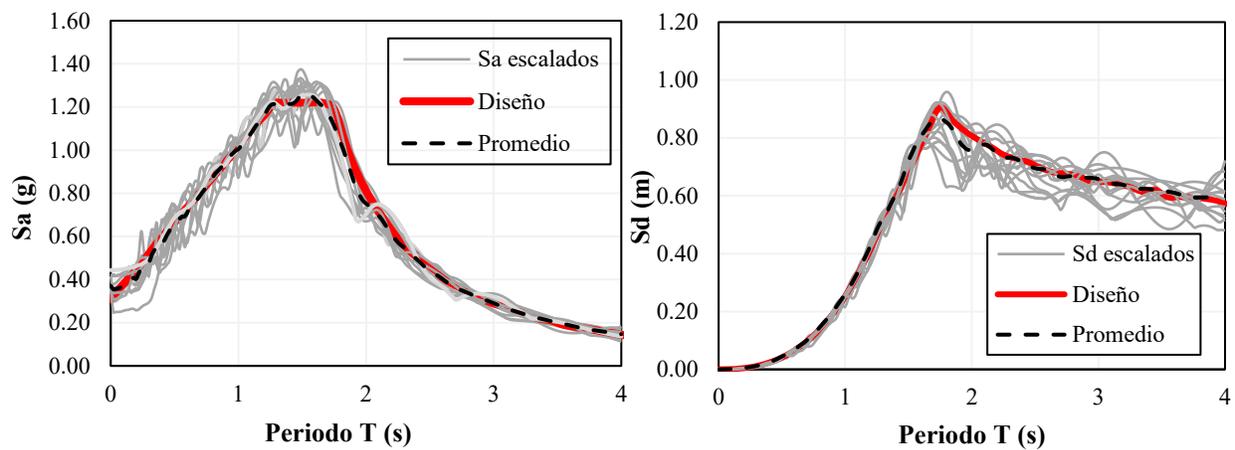
Figura 5.17 Curvas de Capacidad del AENL para los modelos con disipadores histeréticos.

5.5 ANÁLISIS NO LINEAL EN EL TIEMPO (ANLT)

Para verificar la metodología propuesta se aplicó a los modelos estructurales, análisis no lineales en el tiempo, también conocido como análisis “paso a paso”, usando el programa de análisis estructural ETABS versión V16.2.0. Este análisis se realizó para una serie de registros sísmicos característicos de la zona, y se revisó el estado límite de seguridad contra el colapso.

5.5.1 Registros sísmicos

El procedimiento para seleccionar los registros y aplicar el análisis no lineal en el tiempo consiste en simular acelerogramas con el espectro de diseño mediante el método de ajuste en el dominio del tiempo propuesto por Abrahamson (1998) y Hancock et al (2006). El procedimiento utiliza ondeletas que modifican el registro base y generan un registro modificado cuyo espectro se ajusta al espectro de diseño. Para este caso se busca que adicionalmente el espectro del acelerograma generado también se ajuste al espectro de desplazamiento empleado para el diseño, ya que el desplazamiento es el parámetro de diseño. La simulación se realizó mediante el programa SEISMOMATCH (Seismosoft, 2016).



(a) Espectros de pseudoaceleración (b) Espectros de desplazamiento

Figura 5.18 Espectros de respuestas para los registros empleados en el ANLT.

En la tabla 5.5 se presentan los 14 registros sísmicos empleados para el ANLT. Se empleó esta cantidad de registros ya que el procedimiento de ajuste trabaja con una tolerancia determinada, y se buscó que el promedio de los espectros de los registros escalados se acercaran al espectro de diseño. Los registros base utilizados son sismos de subducción e intraplaca con magnitudes mayores a 6.9, cercanos a la zona de estudio y con un periodo de suelo dominante aproximadamente igual a $T_g=1.20s$. En la base de datos, se tienen registros para eventos ocurridos entre 1989 y 2017.

Los registros escalados se ajustan aproximadamente al promedio de la demanda del espectro de diseño para el estado de colapso. Algunos de sus espectros sobreestiman las ordenadas espectrales de aceleración y desplazamiento (ver Fig. 5.18) para el diseño, así como también se cuenta con otros que la subestiman, por lo que se toma en cuenta el promedio de los resultados para los análisis no lineales en tiempo como comparativa de los resultados obtenidos para el procedimiento DBDD.

Tabla 5.5 Registros sísmicos para el ANLT

No. Registro	Fecha	Magnitud	T _g (s)
1	19/09/2017	7.1	0.94
2	19/09/2017	7.1	0.76
3	19/09/2017	7.1	1.34
4	19/09/2017	7.1	1.26
5	19/09/2017	7.1	1.20
6	19/09/2017	7.1	1.38
7	19/09/2017	7.1	1.20
8	19/09/2017	7.1	1.28
9	19/09/2017	7.1	0.82
10	11/01/1997	6.9	1.33
11	14/09/1995	7.3	1.23
12	25/04/1989	6.9	1.33
13	14/09/1995	7.3	1.29
14	01/11/1997	6.9	1.23

5.5.2 Consideraciones para la aplicación del ANLT

El método empleado para el análisis fue Hilber-Hughes-Taylor, para un valor de $\alpha=0$ que se considera equivalente al método de integración de Newmark con aceleración promedio. Se empleó el amortiguamiento de Rayleigh calculando los parámetros de proporción únicamente a la rigidez. Adicionalmente, se incluyeron los efectos P- Δ y las cargas gravitacionales.

5.5.3 Disipadores Viscosos No Lineales

La validación del procedimiento DBDD para los modelos con disipadores viscosos no lineales, se obtiene comparando los resultados de los análisis no lineales en el tiempo (ANLT) para los sismos seleccionados y escalados, con el análisis estático lineal (AEL). Esto con el fin de demostrar que a partir de la metodología aquí desarrollada DBDD se pueden llegar a tener resultados muy similares a los análisis no lineales en el tiempo, para la demanda asociada con el estado límite de seguridad contra el colapso.

El método DBDD permite estimar de manera simplificada la demanda de desplazamientos, distorsiones y cortantes por medio de una reducción del espectro de diseño. Los análisis estáticos lineales permiten obtener los resultados característicos únicamente del sistema primario para una demanda reducida por la incorporación de los disipadores al sistema global. En los análisis no lineales paso a paso, es posible conocer el comportamiento del disipador sin emplear un procedimiento simplificado como el anterior.

Para el control de los resultados en el análisis no lineal paso a paso, se modelaron los disipadores con las características obtenidas para el diseño: (1) Constante de amortiguamiento y (2) Exponente de no-linealidad. Otros parámetros como la rigidez del brazo conector es importante en el análisis no lineal, si bien se conoce que los disipadores viscosos no lineales no proporcionan una rigidez lineal al sistema combinado, es necesario incorporar al modelo una rigidez no lineal para el elemento “link” el cual modela al disipador en el programa de análisis, que corresponde con la rigidez axial del brazo de conexión del disipador al marco, cumpliendo con que sea lo suficientemente rígido para que el disipador pueda absorber las deformaciones del marco y que cumpla con la resistencia de control al pandeo por compresión para una fuerza igual a 1.2 veces la fuerza axial en el disipador, según la especificación del ASCE 7-16 y de las NTCDS-17.

En las Fig. 5.19 se muestran los desplazamientos laterales de los ANLT, el promedio de los mismos y los asociados al método DBDD. Se puede observar que los promedios de los ANLT subestiman los desplazamientos para el procedimiento DBDD, además de presentar similitud en la forma del perfil de desplazamiento la cual es adecuada a la de la propuesta para un comportamiento lineal de marco. Los desplazamientos promedio del ANLT se alejan en mayor proporción del desplazamiento AEL en los niveles superiores.

En la Fig. 5.20 se muestra la distorsión de entrepiso de los ANLT, el promedio de las mismas, las asociadas con el AEL y la distorsión de entrepiso límite para el estado de colapso correspondiente al daño estructural (DE). Se pueden observar que los promedios de los ANLT subestiman las distorsiones de entrepiso obtenidos para el AEL, por ende, son menores a la distorsión límite para el diseño. Las distribuciones de las distorsiones de entrepiso se mantienen en el promedio de ANLT.

Se demostró que es posible estimar aproximadamente la respuesta no lineal de la estructura en términos de desplazamiento lateral y distorsión de entrepiso, a partir del análisis estático lineal mediante la filosofía de reducción (empleando el factor β_v) de la demanda para el estado límite de colapso.

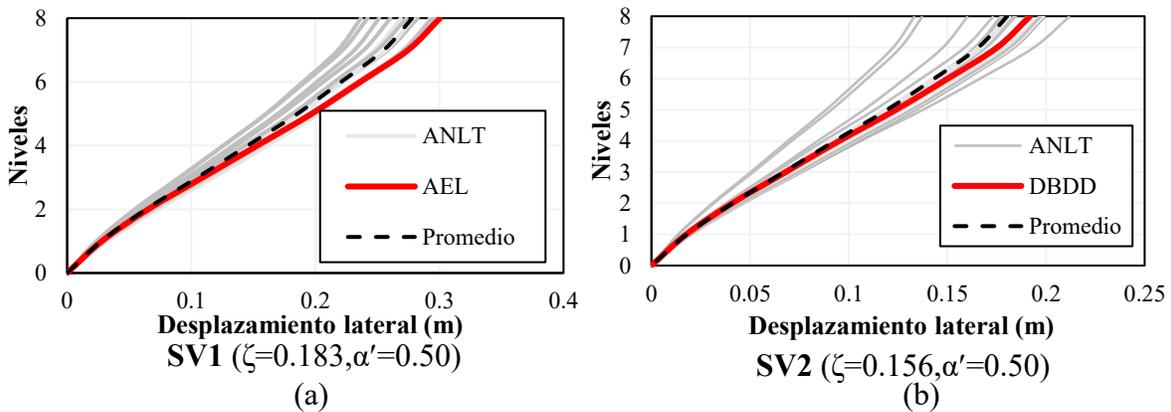


Figura 5.19 Demanda de desplazamiento del ANLT para modelos con disipadores viscosos no lineales

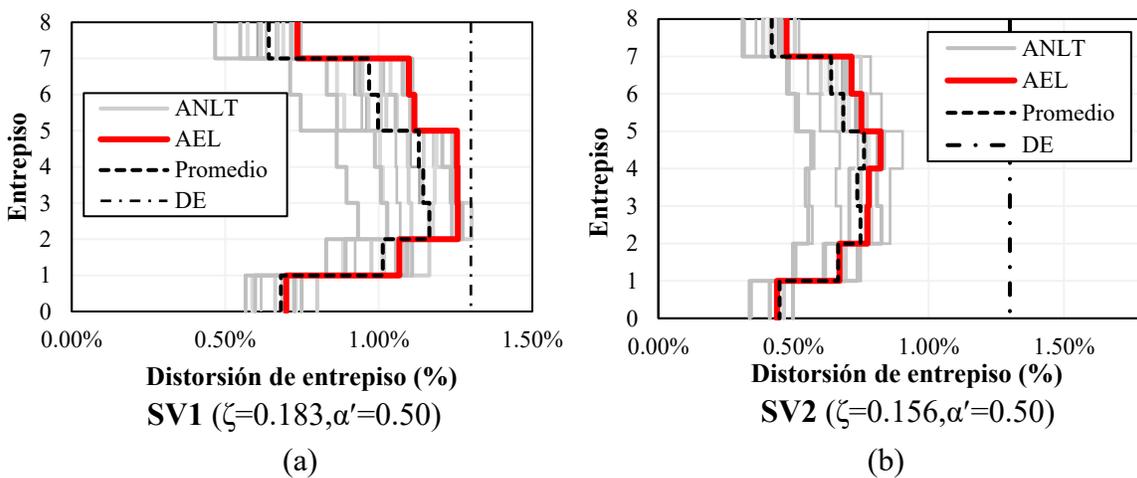


Figura 5.20 Demanda de distorsión de entrepiso del ANLT para modelos con disipadores viscosos no lineales.

5.5.4 Disipadores Histeréticos

La validación de la metodología propuesta de DBDD para los modelos con disipadores histeréticos se obtiene comparando los resultados de los análisis no lineales en el tiempo para los sismos seleccionados y escalados, con el análisis estático lineal con rigidez secante. Esto con el propósito de demostrar que a partir de la metodología DBDD aquí desarrollada se pueden llegar a tener resultados muy próximos a los correspondientes con los análisis no lineales en el tiempo, para la demanda asociada con el estado límite de seguridad contra el colapso.

El método DBDD permite estimar de manera simplificada la demanda de desplazamientos, distorsiones y cortantes, por medio de la reducción del espectro de diseño y empleando el artificio de rigidez secante, en donde se reduce la rigidez axial de los disipadores con el factor KF representado las deformaciones inelásticas en los disipadores. El procedimiento anterior permite representar de manera rápida y sencilla en un análisis lineal el comportamiento del sistema combinado en el estado de colapso; sin embargo, de los análisis no lineales en el tiempo es posible evaluar el comportamiento de los disipadores histeréticos en el sistema combinado.

Para el control de los resultados en el análisis no lineal paso a paso, se modelaron los disipadores con base en (1) la rigidez axial de fluencia y (2) el esfuerzo de fluencia del disipador, determinadas a partir de las propiedades del material y del área del núcleo.

En las Fig. 5.22 se muestran los desplazamientos laterales tanto para el ANLT como para el AEL. Se puede observar que la metodología DBDD propuesta presenta buena aproximación a los resultados del ANLT. En los niveles inferiores los desplazamientos laterales promedios del ANLT son muy similares a los desplazamientos laterales del AEL, sin embargo, en los desplazamientos máximo de la azotea resultaron ser menores para el promedio ANLT. El perfil de desplazamiento para el promedio ANLT tiene buena correspondencia con el perfil de desplazamiento para la metodología DBDD.

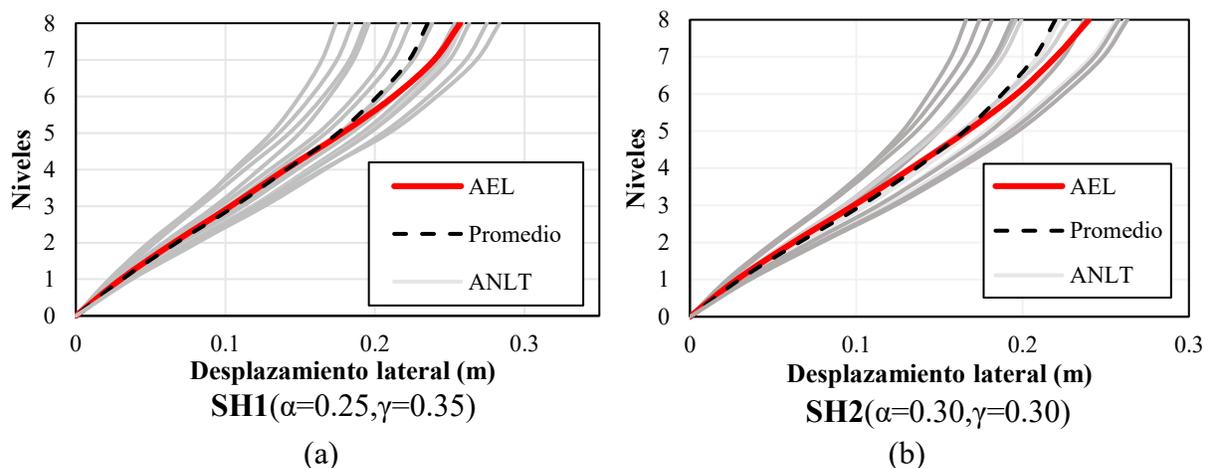


Figura 5.21 Demanda de desplazamiento lateral del ANLT para modelos con disipadores histeréticos.

En la Fig. 5.23 se muestran las distorsiones de entrepiso para el ANLT, para el AEL y también la distorsión entrepiso límite asociada al daño estructural (DE). Los resultados ANLT son muy cercanos a los proporcionados mediante el método DBDD propuesto. Las distorsiones de entrepiso promedio para el ANLT, al igual que para los desplazamientos laterales, son menores a las distorsiones de entrepiso para el AEL en los niveles superiores. Las distorsiones en los entrepisos inferiores del procedimiento DBDD subestiman los resultados del promedio ANLT; sin embargo, para todos los registros analizados, ninguno superó la distorsión límite permisible (DE). Para ambos análisis la demanda de distorsiones máxima se presentaron en los niveles intermedios.

En visto de lo mencionado anteriormente, se deduce que es posible estimar el comportamiento no lineal de la estructura para la demanda de diseño empleando la metodología propuesta.

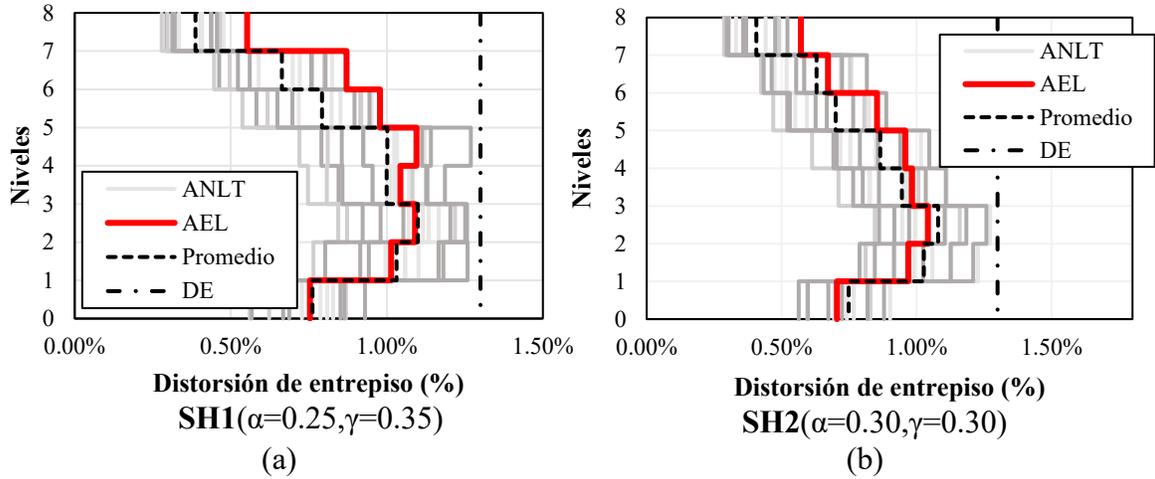


Figura 5.22 Demanda de distorsión de entrepiso del ANLT para modelos con disipadores histeréticos.

CONCLUSIONES

Se propuso una metodología de diseño basado en desplazamiento directo para edificios con disipadores viscosos no lineales, y alternativamente con histeréticos. En el procedimiento se establecen dos niveles de desempeño: estado límite de servicio y estado límite de seguridad contra el colapso.

Para cada dispositivo de protección de energía sísmica se manejaron dos parámetros de control. En disipadores viscosos no lineales se controla la fracción del amortiguamiento crítico suplementario ζ_{ED} y el exponente positivo de no-linealidad del disipador α' . En disipadores histeréticos los parámetros de control son: la relación de rigidez α y relación de resistencias γ .

La metodología se aplicó a cuatro modelos estructurales de ocho niveles de altura, dos de estos modelos se le incorporan disipadores viscosos no lineales, y a los otros dos disipadores histeréticos. Con la finalidad de evaluar las principales diferencias del diseño preliminar en función del tipo de disipador que se emplea, se buscó relacionar los modelos mediante las variables de diseño tales como: distorsión de entrepiso, demanda de desplazamiento, geometría del sistema principal y configuración del disipador en el marco; así como en los parámetros de control. Se concluye que debido a los criterios considerados en el procedimiento acordes con el disipador como: perfil de desplazamiento, la rigidez y resistencia adicional que proporcionan los disipadores histeréticos y la eficiencia de cada disipador en función del estado límite que se estudie, puede dominar un nivel de desempeño diferente dependiendo del tipo de disipador que se incorpore al sistema estructural a pesar de que se diseñe para un mismo desempeño.

El procedimiento aplicado para la distribución de la rigidez lateral requerida permitió seleccionar elementos estructurales, así como los disipadores histeréticos, que se ajustan con las exigencias de rigidez lateral, permitiendo alcanzar el periodo de vibrar de diseño para el desplazamiento objetivo. Se determinó que se tienen mejores resultados cuando la estructura presenta igual altura de entrepiso en su totalidad.

La validación del método propuesto se realizó con base en análisis estáticos no lineales y en análisis no lineales en el tiempo, de donde se concluyó lo siguiente:

(a) Sobre las estructuras con disipadores viscosos no lineales:

- La capacidad del sistema es únicamente la que aporta el sistema de marco. Aquí se supone inicialmente en el procedimiento que no se incrementa la rigidez por la presencia de los disipadores y se ignora de manera conservadora para edificios de baja a mediana altura el efecto dinámico donde la diagonal de montaje del disipador puede incrementar la rigidez del sistema combinado, ya que dicho efecto no puede evaluarse en un procedimiento estándar. La capacidad del sistema es ligeramente mayor a la capacidad teórica de diseño y el desplazamiento de fluencia es igual al desplazamiento de diseño, por lo tanto, se cumple con la condición de fluencia del marco y con los requerimientos de capacidad.

- Los desplazamientos laterales obtenidos en el análisis no lineal en el tiempo presentaron una forma lineal congruente con el perfil de desplazamientos calculados para el procedimiento DBDD. El promedio de los desplazamientos laterales para los análisis “paso a paso” subestima los valores de los desplazamientos laterales en el DBDD.
- Se controlan de manera eficiente las distorsiones de entrepiso. El promedio de las distorsiones de entrepiso en los análisis “paso a paso” no superan la limitante y tampoco las obtenidas por el procedimiento de diseño.

(b) Sobre las estructuras con disipadores histeréticos:

- La capacidad del sistema combinado determinada por la aplicación de un análisis estático no lineal resultó ser ligeramente mayor a la capacidad teórica de diseño. El desplazamiento de fluencia del marco resultó ser igual al del diseño por lo que se cumple con la condición de fluencia del sistema. En la curva de capacidad se pueden apreciar los dos puntos característicos de la curva trilineal de capacidad teórica. Es posible cumplir con el diseño en términos de capacidad.
- El promedio de los desplazamientos laterales obtenidos para los análisis no lineales en el tiempo se ajusta al perfil de desplazamiento del procedimiento DBDD propuesto.
- Las distorsiones de entrepiso en los análisis no lineales en el tiempo no superan la máxima permisible. El promedio de éstas distorsiones se ajustan a los valores obtenidos por la aplicación de la metodología propuesta.
- El sistema secundario contribuye principalmente a reducir los desplazamientos laterales. Su contribución de resistencia en el estado límite de colapso es muy baja para los edificios analizados.

Se concluye que el método generalizado propuesto es factible para un diseño preliminar de un sistema estructural con disipadores tanto viscosos no lineales como disipadores histeréticos, ya que fue posible aproximar los resultados obtenidos por los análisis no lineales y cumplir con las distorsiones y desplazamientos objetivos para cada nivel de desempeño.

REFERENCIAS

- Abrahamson, N. A. (1998). Non Stationary Spectral Matching Program RSPMATCH. PG&E.
- Andrade, E. (2018). *Factores de corrección de espectros de pseudovelocidad y de pseudoaceleración, correspondiente a movimientos sísmicos registrados en la Ciudad de México de 1993*. Tesis para obtener el grado de Ingeniero Civil. Universidad Autónoma Nacional de México. México D.F.
- Applied Technology Council. (1996). *Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings*. Redwood City (California).
- ASCE 41-17. (2017). *Seismic evaluation and retrofit of existing buildings*. American Society of Civil Engineers.
- ASCE 7-16. (2016). *Minimum design loads for buildings and other structures*. American Society of Civil Engineers.
- Bañuelos F. H y Ayala A. G. (2016). Evaluación y diseño sísmico por desplazamiento de estructuras con amortiguadores viscosos empleando análisis modales espectrales simplificados. Sociedad Mexicana de Ingeniería Estructural. *XX Congreso Nacional de Ingeniería Estructural*. Mérida, México.
- Bozorgnia, Y., & Bertero V. (2016). *Earthquake engineering: from engineering seismology to performance-based engineering*. CRC Press
- Brambila, N. (2012). *Diseño de edificios con distribución óptimo de amortiguadores viscosos no lineales*. Tesis para obtener el grado de Maestro en Ingeniería Civil. Universidad Nacional Autónoma de México. México, D.F.
- Castillo, T. (2014). *Métodos de análisis sísmico para estructuras con disipadores de energía*. Tesis para obtener el grado de doctor en la Universidad Nacional Autónoma de México. México, D.F.
- Castillo, T. y Ruiz, S. E. (2014), Reduction factors for seismic design spectra for structures with viscous energy dampers. *Journal of Earthquake Engineering*, Taylor & Francis, 18:323-349.
- Chopra, A. (2001). *Dynamics of structures, theory and applications to earthquake engineering* (2da ed.). Prentice Hall.
- Clark, P., Aiken, I., Kasai, K., Ko, E., y Kimura, I. (1999). Design procedures for buildings incorporating hysteretic damping devices. *Proceedings, 68th Annual Convention*.
- Computers and Structures CSI. (2016). ETABS 2016 Integrated Building Design Software Version 16.2.0. Berkeley, California, E.E.U.U.

- Connor, J. (2003). *Introduction to structural motion control*. MIT-Prentice Hall Pearson Education Series.
- Connor, J., Wada, A., Iwata, M., y Huang, Y. H. (1997). Damage-controlled structures I: preliminary design methodology for seismically active regions. *Journal of Structural Engineering*, 123(4), 423–431.
- Constantinou M. C., Soong T. T. y Dargush GF (2001) *Passive energy dissipation systems for structural design and retrofit*. Monograph Series No.1, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research (MCEER), State University of New York at Buffalo, NY
- Constantinou, M. y Symans, M. (1992). *Experimental and analytical investigation of seismic response of structures with supplemental fluid viscous dampers*. Technical Report NCEER-92-0032.
- Espinoza Champo, J. L., Ruiz Gómez, S. E. y Valenzuela Beltrán, F. (2015). Cocientes entre espectros y pseudo-espectros de aceleración y de velocidad correspondientes a distintas zonas del valle de México. *XX Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, Acapulco, Gro, noviembre.
- Guerrero, H., Ji, T., Terán-Gilmore, A., y Escobar, J. A. (2016). A method for preliminary seismic design and assessment of low-rise structures protected with buckling-restrained braces. *Engineering Structures*, 123, 141-154.
- Hancock, J., Watson-Lamprey, J., Abrahamson, A. N., Bommer, J. J., Markatis, A., McCory, E., y Mendis, R. (2006). An improved method of matching Response spectra of recorded earthquake ground motion using wavelet. *Journal of Earthquake Engineering*, 10(SP1), 1-23.
- Hwang, J. S., Lin, W. C., y Wu, N. J. (2013). Comparison of distribution methods for viscous damping coefficients to buildings. *Structure and Infrastructure Engineering*, 9(1), 28-41.
- Lee, D., y Taylor, D. P. (2001). Viscous damper development and future trends. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 10(5), 311-320.
- Lin, W. H., y Chopra, A. K. (2002). Earthquake response of elastic SDF systems with non-linear fluid viscous dampers. *Earthquake engineering & structural dynamics*, 31(9), 1623-1642.
- Lin, Y. Y., Chang, K. C., & Chen, C. Y. (2008). Direct displacement-based design for seismic retrofit of existing buildings using nonlinear viscous dampers. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 6(3), 535-552.
- Lin, Y. Y., Tsai, M. H., Hwang, J. S., y Chang, K. C. (2003). Direct displacement-based design for building with passive energy dissipation systems. *Engineering Structures*, 25(1), 25-37.

- Muto, K. (1974). *Aseismic design analysis of buildings*. Tokyo (Japan): Maruzen Company Ltd.
- Nangullasmú, H. (2011). *Propuesta de criterios de diseño sísmico conforme al reglamento para marcos no dúctiles de concreto reforzado con disipadores histeréticos*. Tesis de Maestría, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana. México, D.F.
- NEHRP *Recommended provisions for seismic regulations for new buildings and other structures, Building Seismic Safety Council*. (2009). FEMA 750.
- NTCDS-17. (2017). *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo*. Gaceta Oficial del Distrito Federal.
- Priestley, M. J. N., Calvi, G. M., y Kowalsky, M. J. (2007). *Direct displacement-based seismic design*. Pavia, Italia: IUSS PRESS.
- Ramírez, O. M., Constantinou, M. C., Kircher, C. A., Whittaker, A. S., Johnson, M. W., Gómez, J. D., y Chrysostomou, C. Z. (2000). *Development and evaluation of simplified procedures for the analysis and design of buildings with passive energy dissipation systems*. Tesis Doctoral, Universidad de New York. Buffalo.
- Ras, A., y Boumechra, N. (2014). Study of nonlinear fluid viscous dampers behavior in seismic steel structures design. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 39(12), 8635-8648.
- Rivera (2010). *Método dinámico modal para edificios con disipadores de energía viscosos no lineal*.: Tesis para obtener el grado de Maestro en la Universidad Nacional Autónoma de México. México, D.F.
- Ruiz, S. E. (2011). Recomendaciones para diseño de edificios con disipadores de energía (en el marco de las NTCDS del RCDF) con Comentarios. *Serie Investigación y Desarrollo*, SID 667, Instituto de Ingeniería, UNAM.
- Sadek, F., Mohraz B. y Riley M., (2000). Linear procedures for structures with velocity-dependent dampers. *Journal of Structural Engineering*, 126, 887-895.
- Santos, M. A., Ruiz S. E., Santos, A. y Valenzuela, F. B. (2017). Comparación de dos métodos simplificados para el diseño sísmico de edificios con amortiguadores viscosos no lineales. Sociedad Mexicana de Ingeniería Estructural. *XXI Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*. Guadalajara, Jalisco México.
- Schultz, A. E. (1992). Approximating Lateral Stiffness of Stories in Elastic Frames. *Journal of Structural Engineering*, 118(1), 243-263.

Segovia, V. A., y Ruiz, S. E. (2017). Direct displacement-based design for buildings with hysteretic dampers, using best combinations of stiffness and strength ratios. *Journal of Earthquake Engineering*, 21(5), 752-775.

Seismosoft (2016) Seismomatch. Earthquake Engineering Software Solutions.

Seleemah, A. A., y Constantinou, M. C. (1997). Investigation of seismic response of buildings with linear and nonlinear fluid viscous dampers. *National Center for Earthquake Engineering Research*.

Shibata, A., & Sozen, M. (1976). Substitute-Structure Method for Seismic Design in R/C. *Journal of the Structural Division*, 102(1), 1-18. SS Press.

Soong, T. T. y Spencer Jr, B. F. (2002). Supplemental energy dissipation: state-of-the-art and state-of-the-practice. *Engineering structures*, 24(3), 243-259. Sullivan, T. J., Priestley M, J. N., y Calvi, G. M. (2006). Seismic Design of Frame-Wall Structures. IU

Tena, A. (2007). State of the Art and State of the Practice for energy dissipation and seismic isolation of structures in Mexico. *Conference: 10th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures*. Estambul, Turquía.

Terán-Gilmore, A., & Virto, N. (2009). Preliminary Design of Low-Rise Buildings Stiffened with Buckling-Restrained Braces by a Displacement-Based Approach. *Earthquake Spectra*, 25(1), 185-211.

Vargas, R., y Bruneau, M. (2009a). Analytical Response and Design of Buildings with Metallic Structural Fuses I. *Journal of Structural Engineering*, 135(4), 386-393.

Vargas, R., y Bruneau, M. (2009b). Experimental Response of Buildings Designed with Metallic Structural Fuses. II. *Journal of Structural Engineering*, 135(4), 394-403.

APÉNDICE A
DISTRIBUCIÓN DE LA RIGIDEZ LATERAL

Los edificios a base de marcos pueden presentar distintos tipos de comportamiento global por deformación lateral: corte, flexión y corte-flexión. Este comportamiento depende de la configuración geométrica y estructural del marco. El factor ρ permite relacionar la rigidez a flexión entre vigas y columnas, y esta se puede estimar según la Ec. A.1.

$$\rho = \frac{h_e I_v}{L I_c} \quad \text{Ec. A.1}$$

donde:

h_e = Altura de entrepiso

I_v = Inercia de la viga

L = Claro de la viga.

I_c = Inercia de la columna

La selección del valor ρ influye de la siguiente manera en el comportamiento de la estructura:

Factor $\rho > 1$: indica que las inercias de las vigas son mayores que las de la columna, por lo tanto, domina un comportamiento a corte (ver Fig. A.1b).

Factor $\rho = \infty$: indican la condición teórica de vigas con inercia infinita.

Factor $\rho < 1$: indica que las inercias en las vigas son menores a las de las columnas; las vigas presentan mayor flexibilidad en relación con las columnas, existen rotaciones relativas en las juntas de vigas y columnas, en este caso predominan los efectos de flexión o flexión-combinada (ver Fig. A.1a y A.1c). Mientras más pequeño es el factor ρ mayor comportamiento de deformación lateral por flexión tendrá la estructura. El valor $\rho = 0$ considera teóricamente despreciar el aporte de la inercia de las vigas.

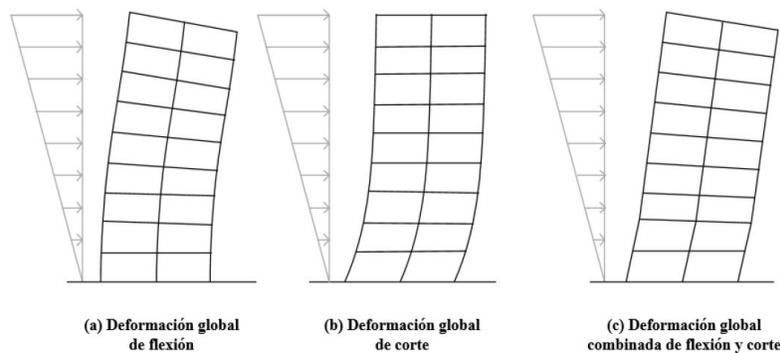


Figura A.1 Forma de deformación para edificios según su comportamiento.

Existen expresiones matemáticas propuestas por: Chopra (2001), Muto (1974), Schultz (1992) y Borzorgnia & Bertero (2004) que permiten estimar las dimensiones de las vigas y columnas de una estructura a base de marcos a partir de la rigidez lateral requerida para cumplir con los objetivos de diseño. El principio de estas ecuaciones consta en modelos simplificados para poder aproximar la rigidez lateral de un edificio de múltiples niveles. La rigidez lateral de un entrepiso se puede obtener mediante la combinación de todas las columnas del mismo nivel con un resorte elástico que permite representar la rigidez lateral del entrepiso.

Es importante mencionar que el procedimiento propuesto basado en desplazamiento directo consta de un diseño preliminar. La rigidez lateral también depende del patrón de aplicación de las fuerzas laterales, para el mismo se aplicaron las fuerzas compatibles con una forma modal acorde con el comportamiento que se espera tener en el sistema combinado; puesto a que no siempre puede permanecer el mismo patrón de carga, los criterios estipulados para la metodología propuesta permiten obtener aproximaciones aceptables para un procedimiento de diseño preliminar.

Segovia & Ruíz (2015) recomiendan emplear en el diseño valores de $\rho = 0.25$. Esto se debe a que, si bien se reconoce que los mismos se asocian a un comportamiento de efectos combinados, la aplicación de la metodología para otros valores implica que las secciones de acero no cumplirán con el pre-diseño. Esto se debe a que no se cumple con los requerimientos del diseño por capacidad en los nodos viga-columna, haciendo deficiente el diseño preliminar; sin embargo, a pesar de esperarse un comportamiento elástico en el sistema a base de marcos, mantener el concepto del mecanismo de falla en el colapso es eficiente para el comportamiento global de la estructura. Para cumplir con todos los requisitos y emplear valores de ρ mayores, se requiere mayor inercia en las columnas; resultando modelos deficientes desde punto de vista estructural y bajo un análisis de costos iniciales. Lo anterior discutido, se explica en Segovia y Ruiz (2015), además presentan un análisis de sobre cuál expresión emplear para estimar las dimensiones de los elementos estructurales del sistema principal. Debido a que se emplean las mismas premisas e hipótesis para el desarrollo de la metodología, se aplica la expresión de Shultz (1992) para determinar de manera aproximada, la inercia de las vigas y columnas acorde a la rigidez lateral requerida.

Las expresiones propuestas por Shultz (1992) están limitadas para estructuras regulares a base de marcos empotrada en la base, que mantienen un comportamiento de deformación a flexión importante; las mismas parten de una revisión y comparación de varias expresiones existentes para estimar la rigidez lateral, donde se aplican ciertos factores de corrección considerando: (1) los efectos de la variación de la altura de entrepiso de la estructura (2) una aproximación más exacta de la rigidez en niveles límites de la estructura (primer nivel, segundo o último nivel), y (3) consideración de los efectos de marcos de poca a mediana altura con base empotrada.

Las expresiones propuestas por Shultz (1992) parten de aproximar la rigidez lateral de entrepiso como la sumatoria de la rigidez que aportan las columnas de un nivel, mismo criterio establecido por Muto (1994).

La rigidez lateral para cada nivel “ j ” se calcula con la siguiente ecuación:

$$K_j = \left(\frac{24}{h_e^2} \right) \left(\frac{1 + C_j}{\left(\frac{2}{\sum \kappa_c} \right) + \left(\frac{1}{\eta_s \sum \kappa v_s} \right) + \left(\frac{1}{\eta_i \sum \kappa v_i} \right)} \right) \quad \text{Ec. A.2}$$

El término κ_c se refiere a la rigidez a flexión de las columnas (ver Ec. A.3) y k_v corresponde con la rigidez a flexión de las vigas (ver Ec. A.4). Los subíndices i y s , se refieren a las vigas del nivel inferior y del nivel superior, respectivamente:

$$k_c = \frac{EI_c}{h_e} \quad \text{Ec. A.3}$$

$$k_v = \frac{EI_v}{L} \quad \text{Ec. A.4}$$

donde:

E : Módulo de elasticidad

I_c : Inercia de la columna

I_v : Inercia de la viga

L : Longitud de la viga

h_e : Altura de entrepiso

El término C_j es un factor que corrige los efectos de frontera en el último entrepiso, segundo entrepiso y primer entrepiso, y se obtiene según las Ecs. A.3, A.4 y A.5, respectivamente:

$$C_n = \frac{-\sum K_c}{55 \sum \kappa v_s} \quad \text{Ec. A.5}$$

$$C_2 = \frac{\eta_i \sum K_c}{32 \sum \kappa v_i} \quad \text{Ec. A.6}$$

$$C_1 = \frac{\sum K_c}{22 \sum \kappa v_s} \quad \text{Ec. A.7}$$

Los parámetros η_i y η_s están dados por las Ecs. A.6 y A.7, respectivamente:

$$\eta_i = \sqrt{h_e/h_{ei}} \quad \text{Ec. A.8}$$

$$\eta_s = \sqrt{h_e/h_{es}} \quad \text{Ec. A.9}$$

APÉNDICE B
AMORTIGUAMIENTO VISCOZO EQUIVALENTE SEGÚN LA COMBINACIÓN DE
LOS PARÁMETROS DE CONTROL EN ESTRUCTURAS CON DISIPADORES
HISTERÉTICOS.

A partir de la combinación de los parámetros de control para estructuras con disipadores histeréticos α y γ , es posible determinar el AVE del sistema combinado. La reducción del espectro de demanda sísmica en la aplicación del procedimiento DBDD, por efectos del comportamiento inelástico de los disipadores histeréticos, se relaciona con el amortiguamiento viscoso equivalente (AVE).

Inoue & Kuwahara, (1998) interpretan y generalizan la condición óptima para la rigidez y resistencia en disipadores histeréticos, donde se puede maximizar el efecto del amortiguamiento viscoso equivalente. Para una estructura compuesta por marcos de acero y disipadores histeréticos, el amortiguamiento viscoso equivalente puede determinarse a partir de su curva de histéresis (ver Fig. B.1) con la siguiente ecuación:

$$AVE = \frac{E_p}{4\pi E_e} \quad \text{Ec. B.1}$$

El término E_p corresponde con la energía disipada del sistema por ciclo (ver Ec. B.2), y E_e es el área del triángulo relleno de color gris en la Fig. B.1 (ver Ec. B.3).

$$E_p = 4[(\mu_d - 1)\Delta_{dy}\gamma + (\mu_f - 1)\Delta_{fy}(1 - \gamma)]Q_u \quad \text{Ec. B.2}$$

$$E_e = \frac{1}{2}\mu_d\Delta_{dy}Q_u = \frac{1}{2}\mu_d\Delta_{dy}Q_u \quad \text{Ec. B.3}$$

donde μ_f , Δ_{fy} y μ_d , Δ_{dy} son las ductilidades y desplazamientos de fluencia del marco y del disipador, respectivamente. Se asume que el disipador fluye antes que el marco ($\mu_d > \mu_f$). El valor de Q_u corresponde con la resistencia última del sistema combinado y ψQ_u con la resistencia del sistema combinado al inicio de la fluencia.

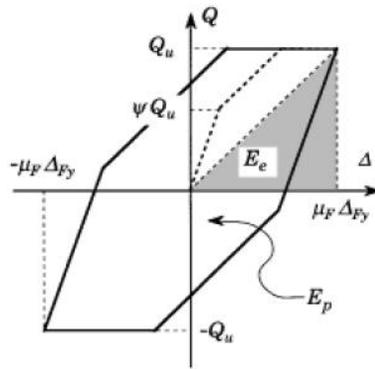


Figura B.1 Ciclo de histéresis para una estructura con disipadores histéricos.

Inoue & Kuwahara (1998)

El AVE de un sistema combinado a base de marcos y disipadores histéricos se puede calcular mediante la expresión (Inoue & Kuwahara, 1998):

$$AVE = \frac{2}{\pi} \left[1 - \frac{\gamma^2}{(1 - \gamma) \left(\frac{1 - \alpha}{\alpha} \right) \mu_f} - \frac{1 - \gamma}{\mu_f} \right] \quad \text{Ec. B.4}$$

donde:

γ = Relación de resistencia

α = Relación de rigidez

μ_f = Ductilidad del sistema primario.

Debido a que uno de los parámetros de control para el diseño con disipadores viscosos no lineales es el amortiguamiento viscoso equivalente es posible establecer una relación en el diseño de estructuras con estos disipadores con el de estructuras con disipadores histéricos, bajo la similitud que implica los conceptos para aplicar el procedimiento DBDD.

Para el diseño de estructuras con disipadores histéricos es más sencillo si se maneja las variables que permiten relacionar la rigidez α y resistencia γ en vez del AVE, ya que de esta manera es más fácil conocer en términos de desplazamiento y fuerza la contribución del disipador al sistema total, así como seleccionar las características propias del disipador. En la Fig. B.2 se muestra el AVE calculado a partir de la Ec. B.4 variando el parámetro γ para un valor de α , y tomando en cuenta una ductilidad del marco igual $\mu_f = 1$, ya que se espera que el mismo tenga un comportamiento lineal. Existe un valor óptimo de relación de resistencias γ que permite maximizar el AVE para cada valor de relación de rigidez α , después de que se supere este valor de γ se reduce el AVE.

El valor de AVE aumenta para mayor valor de relación de rigidez α , es decir, para mayor contribución de rigidez al sistema por parte del disipador. El aumento se genera para valores de γ menores al óptimo.

El máximo valor de AVE teórico es aproximadamente 20% con la finalidad de mantener una ductilidad en el marco $\mu_f = 1$. Para lograr un amortiguamiento mayor se requiere aumentar la

ductilidad del marco lo cual implica aceptar un nivel de daño en sus elementos, y no se cumpliría con el concepto de fusible estructural propuesto en el procedimiento de diseño.

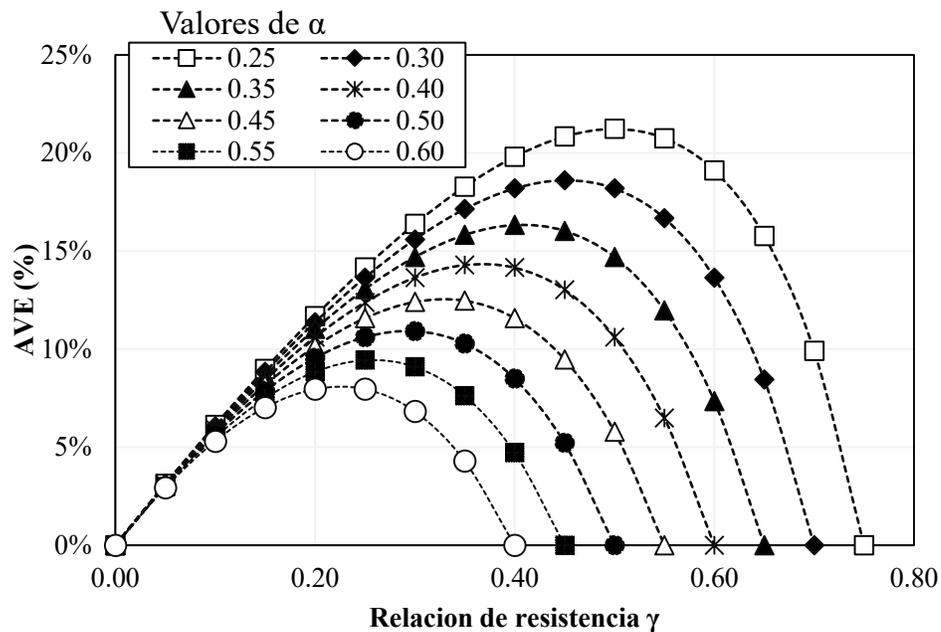


Figura B.2 Relación de AVE a partir de la combinación de los parámetros de control α y γ .
Segovia y Ruiz (2015)