



UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DEL ESTADO DE
MÉXICO



MAESTRÍA EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA
FACULTAD DE INGENIERÍA

TESIS

TÍTULO:

EVALUACIÓN DE LAS DISTINTAS DISTRIBUCIONES DE AMORTIGUADORES DE FLUIDO
VISCOSO NO-LINEAL PARA MARCOS DE ACERO SIMÉTRICOS SUJETOS AL REGISTRO DE LA
ESTACIÓN DE SCT DE 1985

Nombre del Alumno: Prisciliano Peña González

Director de Tesis: Dr. Francisco Héctor Bañuelos García

Co-Director de Tesis: Dr. Jaime De la Colina Martínez

Tutora Adjunta: Dra. Martha Belem Saldívar Márquez

Línea de Acentuación: Estructuras

8 de Mayo de 2026

Índice general

	Página
Resumen	13
Abstract	15
Introducción	17
1. Antecedentes	27
1.1. Diseño sísmico	27
1.2. Sistemas de control sísmico	30
1.2.1. Sistemas de control activo	30
1.2.2. Sistemas de control semi-activo	30
1.2.3. Sistemas de control pasivo	31
1.2.4. Sistemas pasivos de disipación de energía	32
1.2.5. Dispositivos histeréticos	33
1.2.5.1. Amortiguadores metálicos	35
1.2.5.2. Amortiguadores de fricción	36
1.2.6. Dispositivos viscoelásticos	37
1.2.6.1. Amortiguadores sólidos viscoelásticos	38
1.2.6.2. Amortiguadores de fluido viscoso	38
1.2.7. Dispositivos de re-centrado	39
1.2.7.1. Amortiguadores de fluido presurizado	39
1.2.7.2. Amortiguadores de fricción con resorte pre-cargado	39
1.2.7.3. Amortiguadores de transformación de fase	40
1.2.8. Absorbedores de vibraciones dinámicas	41
1.3. Amortiguamiento en estructuras	41
1.3.1. Amortiguamiento viscoso equivalente	42
1.3.2. Matriz de amortiguamiento	42
1.3.2.1. Matriz de amortiguamiento clásico	42
1.3.2.2. Matriz de amortiguamiento no clásico	43
2. Diseño de estructuras con AFV	45
2.1. Características de los AFV	45
2.1.1. Descripción	45
2.1.2. Operación	45
2.1.3. Modelo matemático	46
2.1.4. Generalización del modelo matemático	47

2.1.5.	Disipación de energía	48
2.2.	Procedimiento de diseño de AFV	50
2.2.1.	Procedimiento de distribución uniforme (DU).	52
2.2.2.	Procedimiento de distribución en función de un parámetro de ingeniería.	54
2.2.3.	Rigidez axial de los AFV.	56
2.2.4.	Consideraciones importantes de análisis y diseño.	57
2.3.	Estudios existentes	58
3.	Metodología	61
3.1.	Amortiguamiento clásico suplementario (ACS)	61
3.2.	Demanda sísmica	63
3.3.	Distribución de los AFVNL	63
3.4.	Modelo estructural analítico (MEA)	64
3.5.	Procedimiento de análisis	64
4.	Resultados	69
4.1.	Marcos estructurales	69
4.1.1.	Material	69
4.1.2.	Geometría	69
4.1.3.	Acciones de diseño	71
4.1.3.1.	Acciones permanentes	71
4.1.3.2.	Acciones variables	71
4.1.4.	Elementos	72
4.1.5.	Estado de daño	72
4.2.	Demanda sísmica	73
4.3.	Objetivos de diseño o Estados límite	74
4.4.	Parámetros iniciales	75
4.5.	Coefficientes de amortiguamiento de los AFVNL	75
4.6.	Análisis historia-tiempo	76
4.7.	Comparación de la respuesta estructural	80
4.7.1.	Distorsiones de entrepiso	80
4.7.1.1.	Marco 12N	81
4.7.1.2.	Marco 16N	83
4.7.1.3.	Marco 20N	85
4.7.2.	Estado de daño	88
4.7.2.1.	Marco 12N	88
4.7.2.2.	Marco 16N	88
4.7.2.3.	Marco 20N	89
4.7.3.	Diagramas de histéresis	90
4.7.3.1.	Marco 12N	90
4.7.3.2.	Elementos Marco 16N	92
4.7.3.3.	Elementos Marco 20N	93
5.	Análisis, interpretación y discusión de resultados	95
5.1.	Análisis de resultados	95
5.1.1.	Análisis de resultados	96
5.1.1.1.	Pruebas Post Hoc para Marcos	97

5.1.1.2.	Pruebas Post Hoc para Modelos	98
5.1.1.3.	Gráficas de Perfil	99
5.2.	Interpretación de resultados	100
5.3.	Discusión de resultados	101
6.	Conclusiones	103
6.1.	Conclusiones particulares	103
6.2.	Marco 12N	103
6.3.	Marco 16N	104
6.4.	Marco 20N	105
6.5.	Conclusión general	107
6.5.1.	Recomendaciones	107
6.5.2.	Lineas abiertas	108

Índice de figuras

1.	Diagrama de flujo de la metodología.	24
1.1.	Disipación de energía en el tiempo, de un sistema estructural con comportamiento inelástico sujeto a acción sísmica.	28
1.2.	Sistemas de Control Sísmico.	29
1.3.	Diagrama de flujo de un sistema de control activo [1].	31
1.4.	Diagrama de flujo de un sistema de control semi-activo [1].	31
1.5.	Diagrama de flujo de un sistema de control pasivo [1].	32
1.6.	Esquema de una estructura con un sistema de control sísmico [1] [2].	32
1.7.	Estructura idealizada de UGDL con sistemas pasivos de disipación de energía [3].	33
1.8.	Respuesta idealizada de Fuerza-Desplazamiento de los dispositivos histeréticos [3].	34
1.9.	Amortiguadores metálicos [4] [5].	35
1.10.	Contraviento de pandeo restringido (BRBs) [6].	36
1.11.	Amortiguador de fricción en la parte superior de un contraviento tipo chevron, en una estructura de ensaye [7].	36
1.12.	Respuesta idealizada de Fuerza-Desplazamiento de los dispositivos viscoelásticos [3].	37
1.13.	Configuración de un amortiguador sólido viscoelástico [3].	38
1.14.	Contraventeo diagonal con AFVs [8].	38
1.15.	Amortiguadores de fluido viscoso [3].	40
1.16.	Amortiguador de fluido presurizado [3] [9].	40
1.17.	Amortiguador de fricción con resorte pre-cargado [3] [10].	41
2.1.	Modelo de los dispositivos viscoelásticos [2, 11].	46
2.2.	Relación Fuerza-Velocidad de un AFV.	47
2.3.	Diagrama de histéresis de los AFV.	48
2.4.	Modificación de la respuesta, incrementando el amortiguamiento modal	50
2.5.	Factor de amplificación [12].	53
2.6.	Rigidez axial del sistema amortiguador-soporte-conexión [13].	57
3.1.	Marcos estructurales con la misma demanda de amortiguamiento, periodos, formas modales y respuesta sísmica.	62
3.2.	Espectro de diseño.	63
3.3.	Curva de comportamiento de los elementos estructurales.	65
3.4.	Modelo estructural analítico con comportamiento inelástico.	65
4.1.	Marcos estructurales planos con AFVNL y su estado de daño.	70
4.2.	Espectros de respuesta de aceleraciones de eventos sísmicos importantes.	73
4.3.	Coefficiente total de amortiguamiento, marco 12N.	77
4.4.	Coefficiente total de amortiguamiento, marco 16N.	78

4.5. Coeficiente total de amortiguamiento, marco 20N.	79
4.6. Distorsiones de entrepiso del marco 12N	81
4.7. Aproximación de la distorsión de entrepiso promedio	82
4.8. Aproximación de la distorsión de entrepiso máxima	82
4.9. Distorsiones de entrepiso del marco 16N	84
4.10. Aproximación de la distorsión de entrepiso promedio	85
4.11. Aproximación de la distorsión de entrepiso máxima	85
4.12. Distorsiones de entrepiso del marco 20N	86
4.13. Aproximación de la distorsión de entrepiso promedio	87
4.14. Aproximación de la distorsión de entrepiso máxima	88
4.15. Estado de daño del marco 12N	89
4.16. Estado de daño del marco 16N	90
4.17. Estado de daño del marco 20N	91
4.18. Diagramas de histéresis del marco 12N	92
4.19. Diagramas de histéresis del marco 16N	93
4.20. Diagramas de histéresis del marco 20N	94
5.1. Medias marginales estimadas de distorsión normalizada para Marcos.	99
5.2. Medias marginales estimadas de distorsión normalizada para Modelos.	100
6.1. Aproximación por distorsión de entrepiso marco 12N	103
6.2. Aproximación por el estado de daño del marco 12N	104
6.3. Aproximación por distorsión de entrepiso marco 16N	104
6.4. Aproximación por el estado de daño del marco 16N	105
6.5. Aproximación por distorsión de entrepiso marco 20N	106
6.6. Aproximación por el estado de daño del marco 20N	106
6.7. Aproximación a la distorsión de entrepiso	107

Índice de tablas

1.1. Sistemas pasivos de disipación de energía	34
4.1. Carga Muerta en Azotea.	71
4.2. Carga Muerta en Entrepiso.	71
4.3. Cargas vivas instantánea unitaria (kg/m^2).	72
4.4. Masa de cada entrepiso.	72
4.5. Secciones estructurales	72
4.6. Registros sísmicos analizados [14]	73
4.7. Momento de fluencia de las secciones estructurales.	74
4.8. Factores de comportamiento sísmico y distorsiones límite para estructuras de acero y compuestas.	74
4.9. Parámetros importantes de los marcos estructurales y los amortiguadores	75
4.10. Parámetros de entrepiso	76
4.11. Tamaño de los AFVNL del marco 12N.	77
4.12. Tamaño de los AFVNL del marco 16N.	78
4.13. Tamaño de los AFVNL del marco 20N.	79
5.1. Distorsiones de entrepiso máximo.	95
5.2. Datos de análisis normalizados.	96
5.3. Factores inter-sujetos.	97
5.4. Pruebas de efectos inter-sujetos (ANOVA).	97
5.5. Comparaciones múltiples - Marcos.	97
5.6. Distorsión normalizada - Marcos.	98
5.7. Comparaciones múltiples- Modelos.	98
5.8. Distorsión normalizada - Modelos.	99

Resumen

Un paso fundamental en el diseño de estructuras equipadas con AFV, es la obtención de la distribución de los dispositivos; sin embargo, debido a que existen distintos procedimientos para calcular la ubicación, la cantidad y el tamaño de los amortiguadores, también existe un número ilimitado de posibles distribuciones que cumplen con los objetivos de diseño.

Por lo tanto, en este trabajo se tiene como objetivo: evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, para encontrar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS; simulando marcos de acero simétricos, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985. Esto se logró estableciendo las distintas distribuciones de los amortiguadores, es decir, la cantidad, ubicación, la configuración de instalación y el tamaño (coeficientes de amortiguamiento). El tamaño de los dispositivos se calcula evaluando la formulación de Seleemah y Constantinou [15] para AFVNL; aplicando los procedimientos de distribución simplificados. La respuesta estructural se obtiene mediante el análisis dinámico no-lineal historia-tiempo, para posteriormente comparar la distorsión de entrepiso de las diferentes distribuciones de AFVNL con las distorsiones del ACS.

Se estudiaron marcos estructurales equipados con AFVNL, con valores de $\alpha < 1$, y los elementos estructurales conformados por trabes y columnas metálicas, se analizaron con comportamiento inelástico. Para determinar la distribución de AFVNL que se aproxima más al ACS, mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, y que además ofrezca el menor tamaño de la dispositivos. La configuración de instalación de los amortiguadores que se usa es la configuración diagonal, debido a que es la configuración más usada en la practica por su simplicidad. Finalmente, solo se analizaron marcos estructurales planos, simétricos en planta y en elevación; ya que, no se estudian efectos bi-direccionales y de torsión.

Con base en los resultados y el análisis, se concluye que la DBRE es la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS en un 2% en promedio; para marcos de acero simétricos, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985. Por lo tanto, la **rigidez lateral de entrepiso** es el parámetro de ingeniería que proporciona un arreglo de AFVNL, tal que, la respuesta estructural se aproxima a la respuesta del ACS.

En función de la conclusión general, se recomienda usar el análisis modal espectral tal como se indica en los manuales para el diseño sísmico de estructuras equipadas con AFVNL. Inicialmente se debe determinar la cantidad de amortiguamiento suplementario que cumple con los objetivos de diseño y posteriormente calcular el tamaño de los AFVNL con el procedimiento de distribución basada en la rigidez lateral de entrepiso.

Abstract

A fundamental step in the design of structures equipped with FVD is obtaining the distribution of the devices. However, since there are different procedures to calculate the location, quantity, and size of the dampers, there is also an unlimited number of possible distributions that meet the design objectives.

Therefore, the objective of this work is to evaluate different NLFVD distributions by comparing interstory drifts, in order to find the damper distribution that most closely approximates the CSD. This is done by simulating symmetric steel frames subjected to the seismic record from the SCT station of September 19, 1985. This is achieved by defining different damper distributions, that is, the quantity, location, installation configuration, and size (damping coefficients). The size of the devices is calculated by evaluating the formulation of Seleemah and Constantinou [15] for NLFVD, applying simplified distribution procedures. The structural response is obtained through nonlinear dynamic time-history analysis, and subsequently, the interstory drift of the different NLFVD distributions is compared with the CSD drifts.

Structural frames equipped with NLFVD are studied with values of $\alpha < 1$, and the structural elements, consisting of beams and steel columns, are analyzed with inelastic behavior. The goal is to determine the NLFVD distribution that best approximates the CSD through the comparison of interstory drifts, while also providing the smallest device size. The installation configuration used for the dampers is the diagonal configuration, as it is the most commonly used in practice due to its simplicity. Finally, only planar structural frames, symmetric in plan and elevation, are analyzed, since bidirectional and torsional effects are not considered.

Based on the results and analysis, it is concluded that DBRE is the damper distribution that most closely approximates the ACS, with an average difference of 2%, for symmetric steel frames subjected to the seismic record from the SCT station of September 19, 1985. Therefore, **interstory lateral stiffness** is the engineering parameter that provides an NLFVD arrangement such that the structural response approximates that of the CSD.

Based on the general conclusion, it is recommended to use modal spectral analysis as indicated in design manuals for seismic design of structures equipped with NLFVD. Initially, the amount of supplemental damping that meets the design objectives should be determined, and subsequently, the size of the NLFVD should be calculated using the distribution procedure based on interstory lateral stiffness.

Introducción

Los eventos sísmicos son fenómenos naturales que se presentan en la corteza terrestre y tanto su ocurrencia como su intensidad no son predecibles. Entonces, cuando se presenta un evento sísmico severo, las estructuras se pueden dañar debido a las deformaciones que se producen. Lo cual se podría traducir en pérdidas económicas y de vidas humanas. Con lo cual, en el diseño sísmico de estructuras se busca garantizar un comportamiento adecuado de las construcciones durante los eventos sísmicos que pueden ocurrir en su vida útil. Por tal razón, se deben satisfacer estados límites establecidos en los manuales y reglamentos de diseño, con el propósito de no sobrepasar la respuesta sísmica, por ejemplo: distorsiones.

En la actualidad, la seguridad estructural se ha convertido en un tema trascendental para la sociedad, debido a los daños que los sismos han generado en varias ciudades del mundo. Por esta razón, se han desarrollado diversas alternativas de diseño para minimizar o mitigar los efectos que producen los sismos. Debido a lo anterior, una opción de diseño para modificar el comportamiento de las estructuras durante eventos sísmicos e intentar evitar daños importantes, es mediante la incorporación de sistemas de control sísmico, al igual que los dispositivos de disipación pasiva de energía, entre los que destacan los amortiguadores de fluido viscoso (AFV), con estos sistemas se incrementa el amortiguamiento de las estructuras y en consecuencia, se reduce la respuesta.

Los AFVs son usados en diversas áreas de la ingeniería por su gran capacidad para disipar energía; inicialmente, sólo se usaron en la industria militar y aeroespacial, puesto que se trataba de tecnología clasificada. Fue hasta 1990 cuando estos dispositivos fueron estudiados para ser incorporados en sistemas estructurales de edificaciones con la finalidad de minimizar o mitigar los daños causados por los sismos [16]. Recientemente, el uso de AFV se ha incrementado, principalmente para estructuras nuevas y para la rehabilitación de las ya construidas; ya que, ayudan con el cumplimiento de los objetivos de diseño, sin modificar las propiedades dinámicas de las estructuras. Además, en estructuras nuevas permiten reducir las dimensiones de las secciones.

Por un lado, los sistema estructural equipado con AFV presenta distintos niveles de amortiguamiento; debido a la estructura y a los dispositivos, lo que resulta en un sistema con amortiguamiento no-clásico. Por ello, el análisis adecuado para calcular la respuesta estructural es el análisis dinámico no-lineal historia-tiempo, que se repite hasta cumplir con los objetivos de diseño. Esto representa un proceso inconveniente en la práctica, debido al tiempo y complejidad de ejecución del análisis.

Por otro lado, los reglamentos y manuales de diseño recomiendan el uso del análisis dinámico modal espectral, el cual está dirigido a sistemas con amortiguamiento clásico; sin embargo, no es apropiado usarlo directamente en estructuras equipadas con AFV (ya que se obtienen frecuencias y modos complejos). Alternativamente se han desarrollado procedimientos de análisis del espectro de respuesta para sistemas con amortiguamiento no-clásico; no obstante, estos procedimientos no son prácticos y además, para caracterizar la demanda sísmica se requiere del

espectro de pseudo-aceleración y del espectro de velocidad relativa (no presente en los reglamentos) [17–19].

Así que, el enfoque comúnmente utilizado para resolver estructuras equipadas con AFV es; aproximar el amortiguamiento suplementario suministrado por los AFV como amortiguamiento clásico, así como se realiza en el procedimiento propuesto por Constantinou y Symans [20] para amortiguadores de fluido viscoso lineal (AFVL); y Seleemah y Constantinou [15] para amortiguadores de fluido viscoso no-lineal (AFVNL). Este procedimiento considera que los periodos y las formas modales de una estructura equipada con AFV son iguales a los de una estructura sin amortiguadores, pero con la misma cantidad de amortiguamiento suplementario; por lo tanto, se puede asumir que la respuesta estructural es la misma. En consecuencia, es posible analizar estructuras equipadas con AFV con el análisis modal espectral, tal como se indica en los reglamentos y manuales de diseño.

Entonces, generalmente el diseño sísmico de estructuras equipadas con AFV consta de dos etapas; inicialmente, se obtiene la cantidad de amortiguamiento adicional, con el cual, se alcanzan los objetivos de diseño que están en función de un estado límite y, finalmente, se determina la distribución de los amortiguadores, es decir, la cantidad, la ubicación, la configuración de instalación y el tamaño (coeficientes de amortiguamiento). La etapa inicial regularmente queda controlada por procesos iterativos, mientras que la etapa final está controlada por los procedimientos de distribución, los cuales, pueden estar en función de parámetros de ingeniería como: la rigidez, energía, distorsión, fuerza cortante, velocidad, etc.

En la obtención de la distribución de los AFV, primeramente se determina la cantidad y la ubicación, tomando en cuenta el número de crujeas y el número de niveles de la estructura, posteriormente, se define la configuración de instalación; considerando la disponibilidad de espacio y características arquitectónicas [21]. Finalmente, el tamaño de los dispositivos se puede calcular con ayuda de diversos procedimientos que se han desarrollado, los cuales, se pueden clasificar en dos grupos [12, 22]: en un grupo tenemos a los procedimientos de distribución simplificados y en el otro, tenemos a los algoritmos que buscan una distribución “óptima”. El primer grupo está fundamentado en fórmulas de diseño simples, que calculan coeficientes de amortiguamiento (tamaño del dispositivo) con base en una relación de amortiguamiento; en donde, el amortiguamiento suplementario suministrado por los dispositivos se aproxima como amortiguamiento clásico, así como se realiza en el procedimiento propuesto por Constantinou y Symans [20] para AFVL y Seleemah y Constantinou [15] para AFVNL. Por lo que, ahora el amortiguamiento de los dispositivos se puede definir como amortiguamiento clásico suplementario (ACS). Dicho enfoque ha sido adoptado por FEMA 273 [23], FEMA 274 [24], FEMA 356 [25], FEMA 357 [26] y ASCE [27] para proporcionar metodologías que puedan ser usadas en la práctica y también se usan en esta investigación. Los procedimientos del segundo grupo, se han ocupado en la ubicación “óptima” de los amortiguadores, tales como los métodos basados en funciones de transferencia [28, 29], los algoritmos genéticos [30–33], los algoritmos de búsqueda secuencial (SSA) [34] y los algoritmos de búsqueda secuencial simplificado (SSSA) [35, 36]. Sin embargo, suelen ser poco prácticos, debido a que se tienen que realizar procesos de análisis repetitivos que son complejos, largos y tardados; por ello, no serán tomados en cuenta en este trabajo.

Así que, un paso fundamental en el diseño de estructuras equipadas con AFV, es la obtención de la distribución de los dispositivos; sin embargo, ya que existen distintos procedimientos para calcular la cantidad, la ubicación, la configuración de instalación y principalmente, el tamaño de los amortiguadores, también existe un número ilimitado de posibles distribuciones que cumplen con los objetivos de diseño. Esto implica un gran inconveniente en la práctica, debido a que el proceso de diseño se vuelve complicado, extenso y tardado por el número de iteraciones que se

deben realizar.

Por lo tanto, evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, para encontrar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS. Es útil; ya que, el tiempo de análisis y diseño de estructuras equipadas con AFVNL se puede reducir porque inicialmente, se calcularía la respuesta estructural con el análisis dinámico modal espectral y posteriormente, se calcularía la distribución de los amortiguadores, con un procedimiento de distribución específico.

La respuesta estructural sísmica, se obtiene mediante el análisis dinámico no-lineal historia-tiempo con ayuda del software OpenSees [37], en donde se simulan tres marcos planos de acero simétricos con diferentes alturas, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985.

Planteamiento del problema

Los AFV son usados en diversas áreas de la ingeniería por su gran capacidad para disipar energía, inicialmente solo se usaron en la industria militar y aeroespacial puesto que se trataba de tecnología clasificada. Fue hasta 1990 cuando estos dispositivos fueron estudiados para ser incorporados en sistemas estructurales de edificaciones con la finalidad de minimizar o mitigar los daños causados por los sismos [16]. Recientemente el uso de AFV se ha incrementado, principalmente tanto para edificación nueva como para la rehabilitación de estructuras preexistentes; ya que, ayudan con el cumplimiento de los objetivos de diseño sin modificar las propiedades dinámicas de las estructuras. Además, en estructuras nuevas permiten reducir la dimensiones de las secciones.

Por un lado, un sistema estructural equipado con AFV presenta distintos niveles de amortiguamiento, debido a la estructura y a los dispositivos, lo que resulta en un sistema con amortiguamiento no-clásico. Por lo que, el análisis adecuado para calcular la respuesta estructural es el análisis dinámico no-lineal historia-tiempo que se repite hasta cumplir con los objetivos de diseño. Esto representa un proceso inconveniente en la práctica, debido al tiempo y complejidad de ejecución del análisis.

Por otro lado, los reglamentos y manuales de diseño recomiendan el uso del análisis dinámico modal espectral; el cual, está dirigido a sistemas con amortiguamiento clásico y no es apropiado usarlo directamente en estructuras equipadas con AFV (ya que se obtienen frecuencias y modos complejos). Alternativamente, se han desarrollado procedimientos de análisis del espectro de respuesta para sistemas con amortiguamiento no-clásico; sin embargo, estos procedimientos no son prácticos y además para caracterizar la demanda sísmica requiere del espectro de pseudo-aceleración y del espectro de velocidad relativa(no presente en los reglamentos) [17–19].

Así que, el enfoque comúnmente utilizado para resolver estructuras equipadas con AFV es; aproximar el amortiguamiento suplementario suministrado por los AFV como amortiguamiento clásico, así como se realiza en el procedimiento propuesto por Constantinou y Symans [20] para amortiguadores de fluido viscoso lineal (AFVL) y Seleemah y Constantinou [15] para amortiguadores de fluido viscoso no-lineal (AFVNL). Este procedimiento considera que los periodos y las formas modales de una estructura equipada con AFV son iguales a los de una estructura sin amortiguadores; pero, con la misma cantidad de amortiguamiento suplementario, por lo tanto, se puede asumir que la respuesta estructural es la misma. En consecuencia, es posible analizar estructuras equipadas con AFV mediante el análisis modal espectral, tal como se indica en los reglamentos y manuales de diseño.

Entonces, generalmente el diseño sísmico de estructuras equipadas con AFV consta de dos etapas; inicialmente, se obtiene la cantidad de amortiguamiento adicional con el cual se alcanzan los objetivos de diseño que están en función de un estado límite y finalmente se determina la distribución de los amortiguadores, es decir, la cantidad, la ubicación, la configuración de instalación y el tamaño (coeficientes de amortiguamiento). La etapa inicial regularmente queda controlada por procesos iterativos, mientras que la etapa final esta controlada por los procedimientos de distribución; los cuales, pueden estar en función de parámetros de ingeniería, como: la rigidez, energía, distorsión, fuerza cortante, velocidad, etc.

En la obtención de la distribución de los AFV; primeramente, se determina la cantidad y la ubicación, tomando en cuenta el número de crujías y el número de niveles de la estructura; posteriormente, se define la configuración de instalación, considerando la disponibilidad de espacio y características arquitectónicas [21]. Finalmente, el tamaño de los dispositivos se puede calcular con ayuda de diversos procedimientos que se han desarrollado; los cuales, se pueden clasificar en dos grupos [12, 22]: en un grupo tenemos a los procedimientos de distribución simplificados y en el otro tenemos a los algoritmos que buscan una distribución “óptima”. El primer grupo está fundamentado en fórmulas de diseño simples, que calculan coeficientes de amortiguamiento (tamaño del dispositivo) con base en una relación de amortiguamiento. En donde el amortiguamiento suplementario suministrado por los dispositivos se aproxima como amortiguamiento clásico, así como se realiza en el procedimiento propuesto por Constantinou y Symans [20] para AFVL y Seleemah y Constantinou [15] para AFVNL. Por lo que ahora el amortiguamiento de los dispositivos se puede definir como amortiguamiento clásico suplementario (ACS). Dicho enfoque ha sido adoptado por FEMA 273 [23], FEMA 274 [24], FEMA 356 [25], FEMA 357 [26] y ASCE [27] para proporcionar metodologías que puedan ser usados en la práctica y también se usan en este estudio. Los procedimientos del segundo grupo se han ocupado en la ubicación “óptima” de los amortiguadores; tales, como los métodos basados en funciones de transferencia [28, 29], los algoritmos genéticos [30–33], los algoritmos de búsqueda secuencial (SSA) [34] y los algoritmos de búsqueda secuencial simplificado (SSSA) [35, 36]. Sin embargo, suelen ser poco prácticos; ya que, se deben realizar procesos de análisis repetitivos que son complejos, largos y tardados; por lo que, no serán tomados en cuenta en este trabajo.

Así que, un paso fundamental en el diseño de estructuras equipadas con AFV, es la obtención de la distribución de los dispositivos; sin embargo, debido a que existen distintos procedimientos para calcular la cantidad, ubicación, la configuración de instalación y principalmente, el tamaño de los amortiguadores; también existe un número ilimitado de posibles distribuciones que cumplen con los objetivos de diseño. Esto implica un gran inconveniente en la práctica; debido a que, el proceso de diseño se vuelve complicado, extenso y tardado, por el número de iteraciones que se tienen que realizar.

Justificación

Actualmente, la seguridad estructural se ha convertido en un tema trascendental para la sociedad, debido a los daños que los sismos han provocado en varias ciudades del mundo. Por esta razón, se han desarrollado diversas alternativas de diseño para minimizar o mitigar los efectos que producen los sismos, así como la incorporación de AFV en los sistemas estructurales. Estos dispositivos permiten modificar la respuesta estructural en eventos sísmicos y en consecuencia, se pueden evitar daños severos (pérdida de vidas humanas y económicas). Además, es valioso cuidar el tamaño y número de amortiguadores; ya que, esto impacta directamente en el costo

inicial de la estructura.

Entonces, es claro que los AFV ofrecen beneficios a los sistemas estructurales en la presencia de sismos; por lo que, su uso se ha incrementado en los últimos años. No obstante, debido a que se trata de una tecnología relativamente nueva, también existen diversos procedimientos de distribución que conllevan a un número ilimitado de posibles distribuciones de amortiguadores que cumplen con los objetivos de diseño. Esto implica un gran inconveniente en la práctica; ya que, el proceso de diseño se vuelve complicado, extenso y tardado, por el número de iteraciones que se deben realizar.

Por lo tanto, evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, para encontrar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS. Es útil; ya que, el tiempo de análisis y diseño de estructuras equipadas con AFVNL se puede reducir, porque inicialmente, se calcularía la respuesta estructural con el análisis dinámico modal espectral y posteriormente, se calcularía la distribución de los amortiguadores con un procedimiento de distribución específico.

Hipótesis

Al evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, existe una distribución de amortiguadores que se aproxima al ACS en no más del 10%. En marcos de acero simétricos, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985.

Objetivos

Objetivo general

Evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, para encontrar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS. Simulando marcos de acero simétricos, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985.

Objetivos particulares

- Obtener la demanda sísmica, con base en los registros sísmicos que existen para el Valle de México.
- Definir los marcos estructurales a analizar y sus características; así como, los objetivos de diseño (estados límite).
- Definir las distintas distribuciones de los amortiguadores, es decir, la cantidad, la ubicación, la configuración de instalación y el tamaño (coeficientes de amortiguamiento).
- Calcular el tamaño de los dispositivos evaluando la formulación de Seleemah y Constantinou [15] para AFVNL, aplicando los procedimientos de distribución simplificados.
- Desarrollar el análisis dinámico no-lineal historia-tiempo, para calcular la respuesta estructural.

- Comparar la distorsión de entrepiso, para saber cual distribución de AFVNL se aproxima más al ACS.

Alcances y limitaciones

Alcances

- Solo se analizan AFVNL, con valores de $\alpha < 1$.
- Se consideran marcos estructurales conformados por trabes y columnas metálicas, con comportamiento inelástico.
- Determinar la distribución de AFVNL que se aproxima más al ACS, mediante la comparación de distorsiones de entrepiso; y que, además ofrezca el menor tamaño de los dispositivos.
- La configuración de instalación de los amortiguadores que se usará es la configuración diagonal, debido a que es la configuración más usada en la práctica por su simplicidad.
- Clasificar registros sísmicos, respecto a su ubicación e intensidad.
- Únicamente se analizan marcos estructurales planos, simétricos en planta y en elevación; ya que, no se estudian efectos bi-direccionales y de torsión.

Limitaciones

- La respuesta estructural y los estados limite se restringen a las distorsiones de entrepiso.
- El estudio se limitará únicamente a los eventos sísmicos que afectan al valle de México.
- Los algoritmos que buscan una distribución “óptima” de amortiguadores no serán tomados en cuenta.
- La incorporación de AFV a sistemas estructurales es viable para aquellas estructuras que estén sometidas a acciones sísmicas altas.
- El incremento de amortiguamiento con AFV es más relevante cuando la relación de frecuencias entre la excitación y el oscilador se encuentra entre valores de 0.7 y 1.3 [38].

Metodología

La metodología que se propone contiene los pasos que permitirán alcanzar el objetivo de la investigación.

1 Revisión Bibliográfica acerca de:

- a Dispositivos para disipación de energía.
- b Comportamiento estructural con amortiguamiento suplementario.

- c Procedimientos de distribución de AFV.
 - d Análisis dinámico no-lineal historia-tiempo.
- 2 Definición de los marcos estructurales a analizar.
 - a Geometría (Elevación y crujeas).
 - b Dimensiones (Elementos).
 - c Materiales (Tipo y Propiedades).
- 3 Recopilación, clasificación y selección de registros sísmicos.
- 4 Fijar los objetivos de diseño que acotan el diseño sísmico.
- 5 Selección del amortiguamiento suplementario con el que se satisfacen los objetivos de diseño, usando análisis sísmico no-lineal historia-tiempo en donde se considera ACS.
- 6 Selección del coeficiente de no-linealidad para los amortiguadores (α).
- 7 Mediante los procedimientos de distribución simplificados, se obtendrán distintas distribuciones de AFVNL, es decir, la cantidad, la ubicación, la configuración de instalación y principalmente el tamaño (coeficientes de amortiguamiento).
- 8 Validación de resultados con el análisis sísmico no-lineal historia-tiempo, tomando en cuenta:
 - a Los registros sísmicos seleccionados.
 - b La cantidad, la ubicación, la configuración de instalación y el tamaño de los AFVNL.
 - c El cumplimiento de los objetivos de diseño.
- 9 Identificar la distribución de AFVNL que se aproxima más al ACS, mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, y que además ofrezca el menor tamaño de los dispositivos.

Se evaluarán tres marcos estructurales en dos dimensiones con diferentes alturas y entrepisos, no se tomarán en cuenta efectos bi-direccionales y de torsión.

Los marcos estructurales se modelarán en el software OpenSees [37] aceptado por la comunidad científica para el análisis y diseño sísmico de estructuras.

Así mismo, en la Figura 1 se presenta el diagrama de flujo correspondiente a la metodología propuesta.

Organización del documento

En el *capítulo uno* se presentan los *antecedentes*, Diseño sísmico, Sistemas de control sísmico y Amortiguamiento en estructuras.

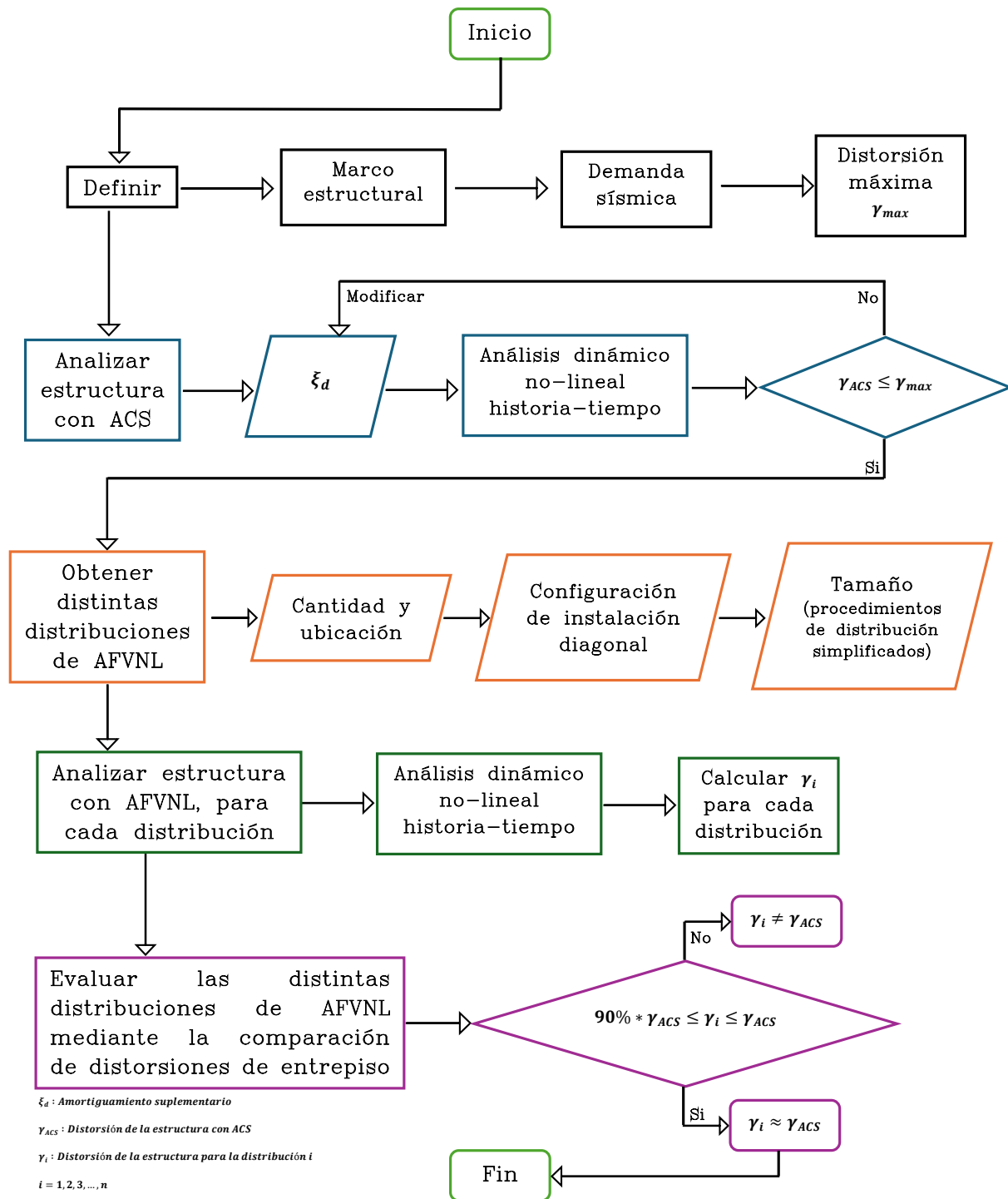


Figura 1: Diagrama de flujo de la metodología.

En el **capítulo dos** se presenta el *diseño de estructuras con AFV*, sus características, el procedimiento de diseño y los estudios existentes.

En el **capítulo tres** se presenta la *metodología*. La metodología planteada se fundamenta en la hipótesis de que al evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, existe una distribución de amortiguadores que se aproxima al ACS en no mas del 10%. Esto se logra comparando la respuesta estructural de dos modelos estructurales analíticos, el primer modelo consiste en un marco estructural con ACS y el segundo modelo consiste en un marco equipado con AFVNL (usando los procedimientos de distribución simplificados), ambos con la misma cantidad de amortiguamiento suplementario. En marcos de acero simétricos sujetos a acción sísmica.

En el **capítulo cuatro** se presentan los *resultados*. En este capítulo se exponen algunos ejemplos de aplicación y sus resultados, congruente con lo indicado en el capítulo 3, con la finalidad de encontrar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS.

En el **capítulo cinco** se presenta el *Análisis, interpretación y discusión de resultados*. En esta sección se muestra el análisis, interpretación y discusión de los resultados estadísticamente, mediante la comparación de las distorsiones de entrepiso de los marcos con ACS y los marcos equipados con AFVNL para encontrar una distribución de amortiguadores que se aproxime al ACS en no mas de 10%.

En el **capítulo seis** se presentan las *conclusiones*. Las conclusiones presentadas no toman en cuenta los resultados obtenidos con los procedimientos de DU, DBDM y DBEDCEEE, debido a que, en el marco 20N sobrepasan la distorsión del ACS. Esto con el propósito de unificar los resultados en todos los marcos.

Capítulo 1

Antecedentes

1.1. Diseño sísmico

En el diseño sísmico convencional, se considera que un sistema estructural tiene un comportamiento adecuado, por que es capaz de disipar energía de manera estable durante un evento sísmico. Esta energía se disipa regularmente mediante el amortiguamiento inherente y en su gran mayoría, por el comportamiento inelástico de las trabes y columnas que conforman el sistema, tal como se muestra en la Figura 1.1a. Esto se ve reflejado en daños que, en ocasiones son irreparables; sin embargo, este enfoque de diseño es aceptable, siempre que, se evite el colapso estructural y se garantice la seguridad de las personas [3].

En ciertos casos, el enfoque tradicional del diseño sísmico, resulta insuficiente. Por ejemplo, cuando se requiere que una estructura mantenga su operatividad tras un terremoto, como ocurre con edificaciones de importancia crítica: escuelas, hospitales, estaciones de policía, entre otras. Ante estas circunstancias, es posible diseñar la estructura con una resistencia adecuada para prevenir o reducir al mínimo su incursión en el rango inelástico; sin embargo, es un planteamiento que conduce a "costos altos" [3]. Tomando en cuenta lo anterior, una alternativa de diseño para reducir la respuesta estructural y los daños, es mediante la incorporación de los sistemas de control sísmico; ya que, son capaces de disipar una gran cantidad de energía y de minimizar el comportamiento inelástico del sistema estructural, tal como se observa en la Figura 1.1b. Asimismo, el uso de estos sistemas posibilita elevar el amortiguamiento y, en algunos casos, la rigidez estructural, lo que conlleva una reducción de las distorsiones.

Entonces, la respuesta estructural y los daños se pueden reducir si un porcentaje de la energía que entra al sistema (E_I) puede ser absorbida, no solo por los elementos de la estructura, sino también por algún dispositivo suplementario. Así, como se muestra en la siguiente relación de conservación de energía, presentada por Uang y Bertero [39]:

$$E_I(t) = E_k(t) + E_s(t) + E_y(t) + E_\xi(t) + E_d(t) \quad (1.1)$$

Donde:

$E_I(t)$ = Energía de entrada.

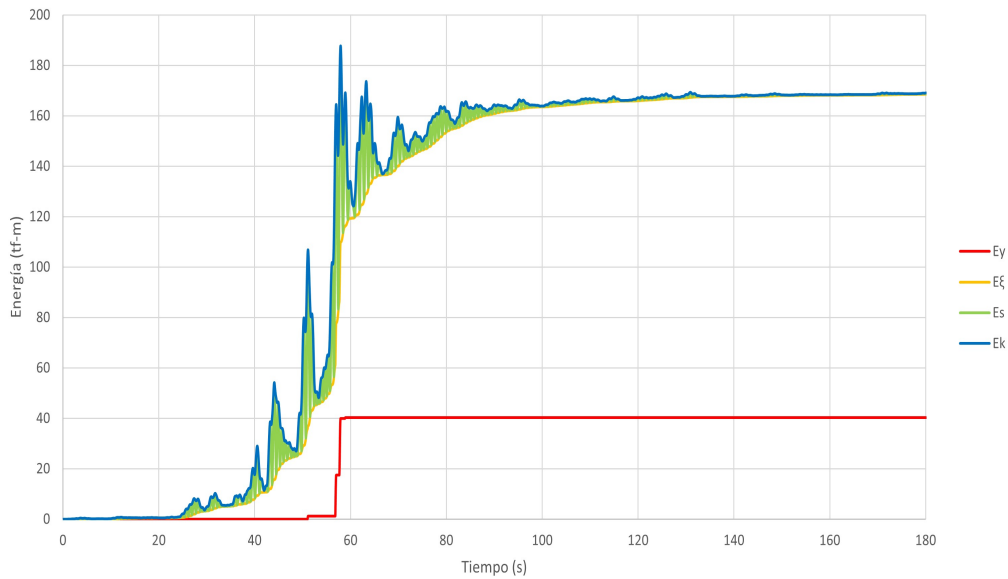
$E_k(t)$ = Energía cinética.

$E_s(t)$ = Energía disipada debido a las deformaciones elásticas.

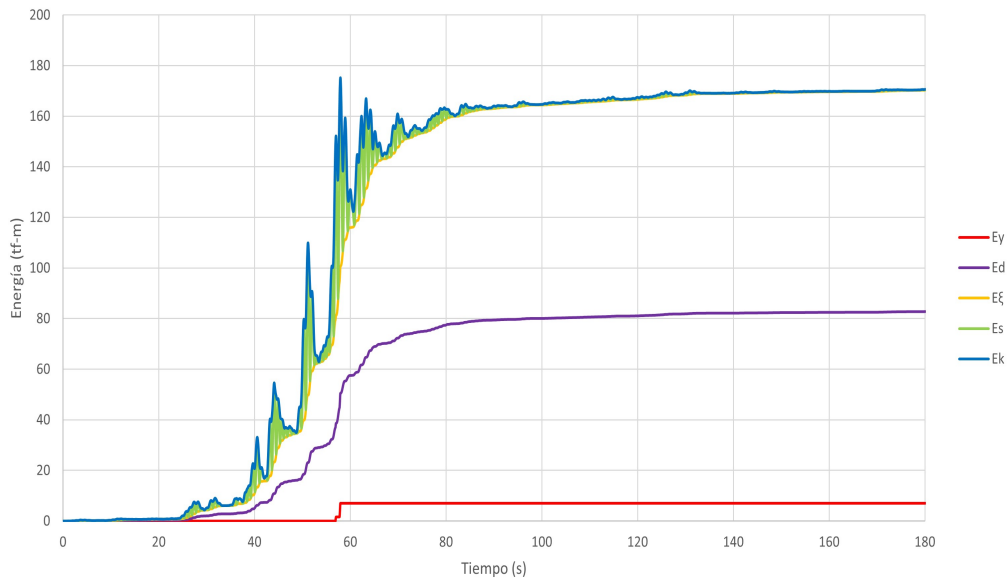
$E_y(t)$ = Energía disipada debido a las deformaciones inelásticas.

$E_\xi(t)$ = Energía disipada debido al amortiguamiento inherente de la estructura.

$E_d(t)$ = Energía disipada debido a sistemas de control sísmico.



(a) Sistema convencional.



(b) Sistema con disipadores de energía.

Figura 1.1: Disipación de energía en el tiempo, de un sistema estructural con comportamiento inelástico sujeto a acción sísmica.

La clasificación de los sistemas de control sísmico contempla, por un lado; los sistemas de aislamiento sísmico y, por otro lado, los sistemas de disipación de energía. Los sistemas de aislamiento sísmico se incorporan en la base de la estructura y actúan reduciendo la energía que se transfiere a la misma, algunos dispositivos representativos de esta categoría son los cojinetes elastoméricos, los tapones de plomo y los cojinetes deslizantes. Por otro lado, los sistemas de disipación de energía son dispositivos mecánicos que se incorporan en el sistema estructural y disipan energía en toda la estructura. La forma en la que disipan la energía es mediante la

fluencia del acero dulce, la fricción deslizante, el movimiento de un pistón o una placa dentro de un fluido viscoso y la acción viscoelástica en materiales poliméricos [3].



(a) Sistema de Aislamiento Sísmico [40].



(b) Sistema de Disipación de Energía [41].

Figura 1.2: Sistemas de Control Sísmico.

En términos generales, la implementación de un sistema de disipación de energía permite

reducir los desplazamientos laterales y, por ende, disminuye la probabilidad de que se presenten daños en las estructuras. Es por ello, que en este trabajo se emplean este tipo de dispositivos.

1.2. Sistemas de control sísmico

Los sistemas de control sísmico, también conocidos como sistemas de control de movimiento o sistemas de protección contra sismos; tienen como función minimizar o mitigar los daños que los sismos podrían producir en las construcciones. De este modo, al ser posible disipar parte de la energía de entrada (E_I) a través de dispositivos de control sísmico que, de requerirse, pueden sustituirse fácilmente después de un evento sísmico; se logra una reducción del daño estructural. Dichos dispositivos permiten además, reducir los costos en proyectos de obra nueva y brindar protección sísmica a estructuras existentes [7].

Bishay-Girges [1] clasificó los dispositivos de control sísmico de acuerdo con su comportamiento como sigue:

- Control Activo.
- Control Semi-activo.
- Control Pasivo.

1.2.1. Sistemas de control activo

Los sistemas de control activo modifican la respuesta de una estructura mediante la acción de un sistema de control, a través de un suministro de energía externo. El sistema está compuesto por sensores de movimiento, sistemas de control, unidades de procesamiento de datos y actuadores dinámicos. En la Figura 1.3 se presenta un diagrama de flujo que ilustra el mecanismo de funcionamiento de los sistemas activos de control sísmico. El funcionamiento de este sistema se basa en la medición de las excitaciones externas y las respuestas estructurales inducidas por sismos, a través de sensores instalados en puntos clave de la estructura, destacando los acelerómetros. Luego, un algoritmo de control procesa en tiempo real los datos obtenidos y determina las fuerzas necesarias que los actuadores deben ejercer para mitigar los efectos sísmicos en la estructura. En la Figura 1.6a se muestra una estructura protegida con sistemas de control activo. Dentro de estos sistemas se tiene a los amortiguadores de masa activos [1].

1.2.2. Sistemas de control semi-activo

Una combinación entre sistemas de control activo y pasivo da origen a los sistemas de control semi-activo; los cuales, requieren menor energía externa y suelen derivar de un sistema pasivo que admite el ajuste de sus propiedades mecánicas. La Figura 1.4 presenta un diagrama de flujo del mecanismo operativo de los sistemas de control sísmico semi-activos. Las propiedades mecánicas de estos sistemas pueden modificarse según la respuesta estructural registrada por sensores. Similar a lo que ocurre en los sistemas activos, un algoritmo de control procesa las mediciones y produce una señal adecuada para los dispositivos semi-activos. Así, estos dispositivos logran disipar parte de la energía de entrada, generada por una excitación externa. Dentro de esta categoría se encuentran dispositivos como: amortiguadores de fluido controlable, amortiguadores rígidos, amortiguadores de masa y dispositivos de fricción controlable. En la Figura 1.6b se ilustra una estructura protegida mediante sistemas de control semi-activos [1].

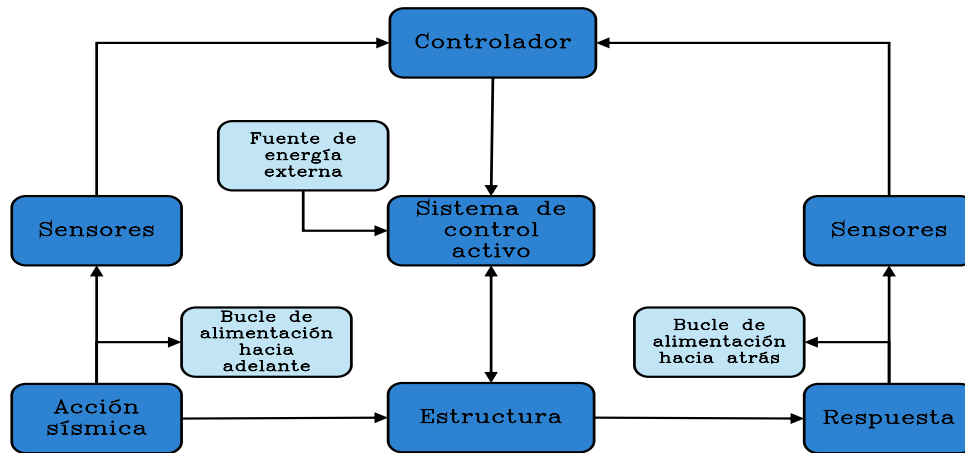


Figura 1.3: Diagrama de flujo de un sistema de control activo [1].

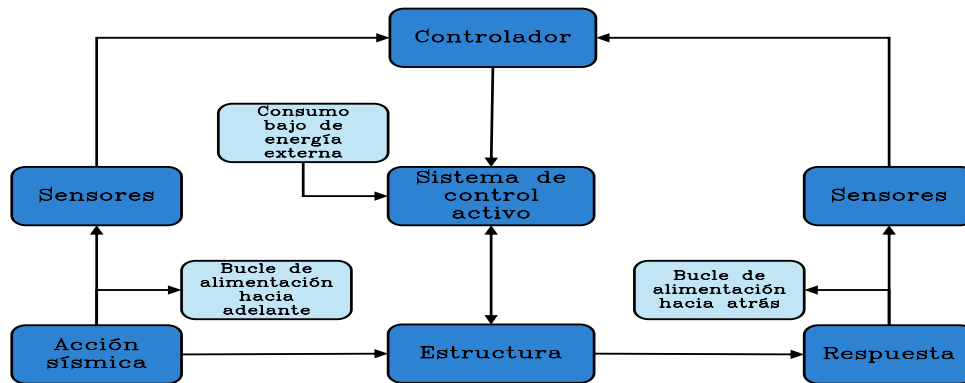


Figura 1.4: Diagrama de flujo de un sistema de control semi-activo [1].

1.2.3. Sistemas de control pasivo

Los sistemas de control pasivo son empleados con mayor frecuencia y se caracterizan por reducir la respuesta dinámica de los sistemas estructurales en los que se instalan, mediante su capacidad para absorber y disipar energía. Esta última se logra convirtiendo energía cinética en calor o transfiriendo energía entre diferentes modos de vibración. Dichos sistemas abarcan un amplio espectro de materiales y dispositivos que permiten modificar la amortiguación, la rigidez y la resistencia. Su aplicación es viable: tanto en la mitigación de riesgos naturales, como en la rehabilitación de estructuras antiguas o que presentan deficiencias. En la Figura 1.5 se muestra el diagrama de flujo correspondiente a su mecanismo de operación, mientras que en la Figura 1.6c se presenta una estructura protegida con este tipo de sistema [1]. Las principales ventajas de este tipo de sistemas son:

- No requieren de una fuente de energía externa para su funcionamiento.
- Suelen tener bajo costo de instalación y mantenimiento.
- Son dispositivos con mecanismos simples y estables.
- Funcionan en eventos sísmicos de diferentes intensidades.

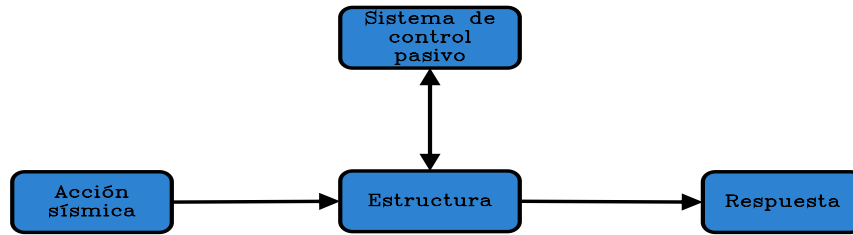


Figura 1.5: Diagrama de flujo de un sistema de control pasivo [1].

- o Son relativamente fáciles de sustituir después de un sismo importante.

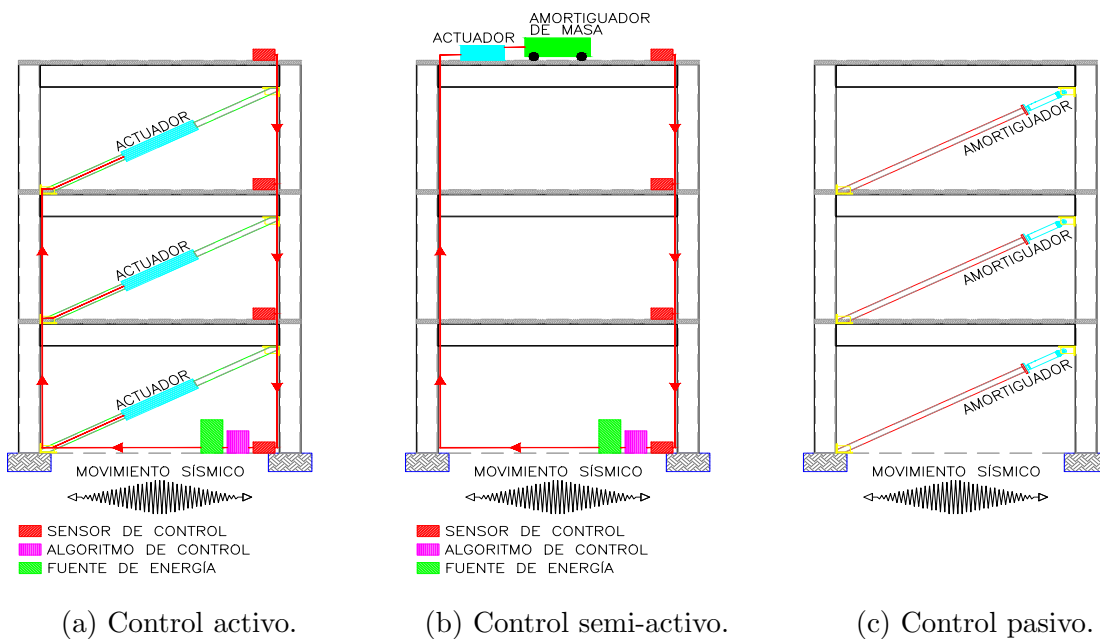


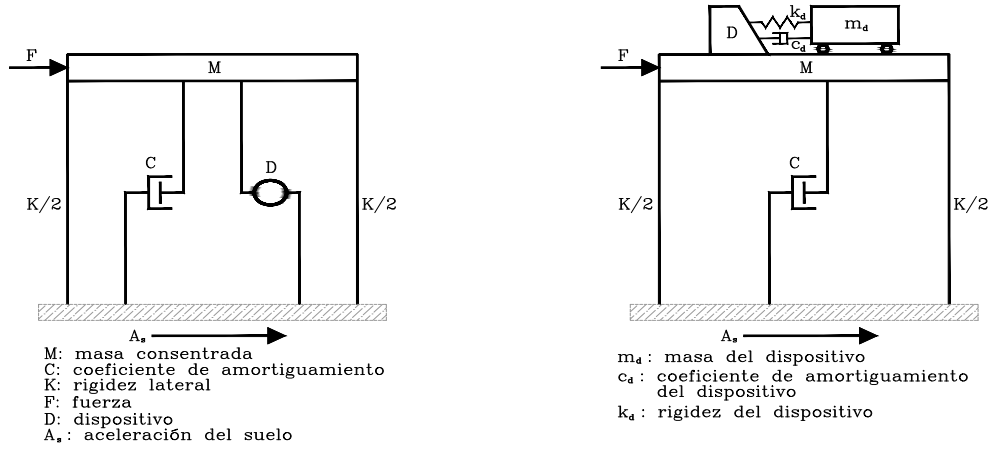
Figura 1.6: Esquema de una estructura con un sistema de control sísmico [1] [2].

Dentro de los sistemas de control pasivo se encuentran los **Sistemas Pasivos de Disipación de Energía**; estos dispositivos se activan en función de la respuesta a la que son sensibles. En la siguiente sección se presenta una breve descripción de estos sistemas.

1.2.4. Sistemas pasivos de disipación de energía

Los sistemas pasivos de disipación de energía son los más empleados para reducir los daños ocasionados por sismos, viento o equipos dinámicos. Esto se debe; no solo a su capacidad para disipar energía y atenuar la respuesta estructural, sino también a su bajo costo de instalación, mantenimiento, sustitución y operación. Estos sistemas utilizan una amplia variedad de materiales y tecnologías que permiten modificar el amortiguamiento, la rigidez y la resistencia de las estructuras. En términos generales, la disipación de energía puede lograrse transformando energía cinética en calor o mediante la transferencia de energía entre modos de vibración. Los disipadores de energía se fijan comúnmente a la estructura principal a través de arriostramientos; los cuales, pueden adoptar forma de diagonal o de travesaño [3].

En la Figura 1.7 se muestra una estructura idealizada de un grado de libertad (UGDL) con sistemas pasivos de disipación de energía. Así mismo, en la Figura 1.7a se muestra con un dispositivo histerético, viscoelástico o de re-centrado y en la Figura 1.7b se muestra con sistemas absorbedores de vibraciones dinámicas.



(a) Dispositivos Histeréticos, Viscoelásticos o de re-centrado. (b) Sistemas absorbedores de vibraciones dinámicas.

Figura 1.7: Estructura idealizada de UGDL con sistemas pasivos de disipación de energía [3].

Estos sistemas abarcan una amplia gama de dispositivos y se pueden clasificar en función de la respuesta a la que son sensibles, el material, principio de operación y algunas otras. En este trabajo los dispositivos se clasifican como se resume en la Tabla 1.1:

En las secciones siguientes, se da una breve descripción de esta clasificación.

1.2.5. Dispositivos histeréticos

Los dispositivos histeréticos disipan energía durante la perturbación del sistema estructural ocasionada por un sismo; debido, a que sus componentes son sensibles a los desplazamientos relativos y no son dependientes de la velocidad. Dentro de este grupo se encuentran dos tipos de dispositivos: los que disipan energía mediante la deformación inelástica y los que lo hacen a través de la fricción deslizante seca de los mecanismos que los conforman, estos se conocen respectivamente como [3]:

- Amortiguadores metálicos.
- Amortiguadores de fricción.

En la Figura 1.8 se muestra la respuesta idealizada de fuerza-desplazamiento de estos dispositivos, obtenidas en condiciones cíclicas de amplitud constante y desplazamiento controlado. Los parámetros F y x son la fuerza y el desplazamiento del disipador respectivamente, considerando una carga cíclica cuya amplitud de desplazamiento es x_0 y cuya frecuencia circular es ω , el desplazamiento para un instante t puede representarse mediante [3]:

$$x(t) = x_0 \text{sen}(\omega t) \quad (1.2)$$

Tabla 1.1: Sistemas pasivos de disipación de energía

Clasificación	Principio de operación	Materiales y tecnologías	Principio de funcionamiento	Objetivos de desempeño
Dispositivos Histeréticos	Fluencia de metales	Acero o plomo	Desplazamiento	Disipación de energía, Incremento de resistencia
	Fricción	Contacto metal-metal o metal-no metal		
Dispositivos Viscoelásticos	Deformación de sólidos viscoelásticos	Polímeros viscoelásticos	Desplazamiento y Velocidad	Disipación de energía, incremento de rigidez
	Deformación de fluidos viscoelásticos	Fluidos de alta viscosidad		
	Perforación de fluido	Fluidos; diseños avanzados de orificios y sellado de fluidos		
Dispositivos de Re-centrado	Presurización y perforación de fluidos	Fluidos compresibles, sellado a alta presión	Desplazamiento y Velocidad	Disipación de energía, incremento de resistencia, capacidad de re-centrado
	Acción fricción-resorte	Contacto metal-metal o metal-no metal		
	Metales en fase de transformación	Aleaciones con memoria de forma, comportamiento superelástico		
Absorbedores de vibraciones dinámicas	Osciladores de masa sintonizada	Amortiguador Masa-resorte-fluido	Fuerza Inercial	Incremento del amortiguamiento
	Osciladores de líquido sintonizado	Tanques de agua, contenedor de líquido en forma de "U"		

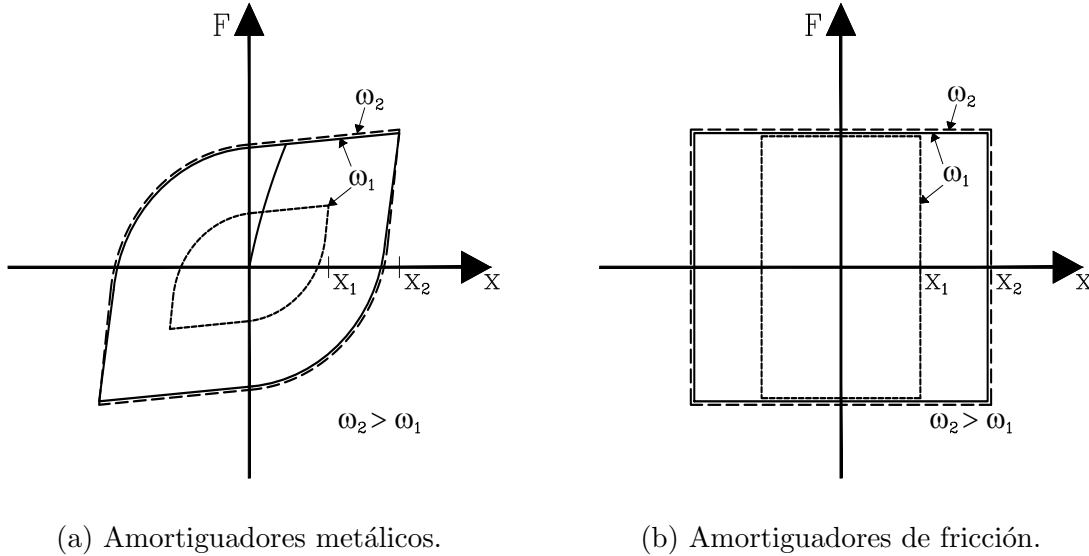


Figura 1.8: Respuesta idealizada de Fuerza-Desplazamiento de los dispositivos histeréticos [3].

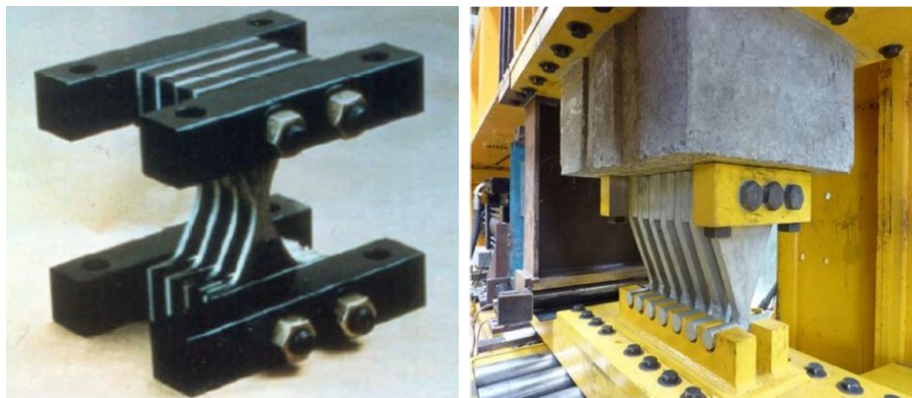
Así mismo, en la Figura 1.8 se observa que la respuesta permanece prácticamente invariable a diversas frecuencias de excitación, lo que demuestra la independencia de la velocidad. Sin embargo, los dispositivos son inherentemente no lineales; ya que, la fuerza de salida claramente no escala con el desplazamiento, y se observa una dependencia significativa de la trayectoria. Cabe destacar que, en todos los casos, la disipación de energía solo ocurre después de superar una determinada fuerza umbral. Por consiguiente, los dispositivos histeréticos están diseñados

principalmente para aplicaciones sísmicas [3]. Además el área encerrada por la curva representa la energía disipada.

Asimismo, en la Figura 1.8 se aprecia que la respuesta se mantiene constante ante diferentes frecuencias de excitación, evidenciando su independencia con respecto a la velocidad. No obstante, los dispositivos presentan un comportamiento inherentemente no lineal, dado que la fuerza de salida no guarda una relación proporcional con el desplazamiento y se manifiesta una marcada dependencia de la trayectoria. Es importante señalar que, en todos los casos, la disipación de energía únicamente tiene lugar una vez superado un cierto umbral de fuerza. Por esta razón, los dispositivos histeréticos se conciben principalmente para aplicaciones sísmicas [3]. Además, el área comprendida dentro de la curva representa la energía disipada.

1.2.5.1. Amortiguadores metálicos

Son dispositivos metálicos que disipan energía a través del comportamiento histerético, esto sucede cuando se sobrepasa el esfuerzo de fluencia del metal que lo compone y comienza a deformarse en el intervalo inelástico; los elementos metálicos pueden fluir ante esfuerzos de flexión, corte, torsión, o una combinación de ellos. Estos dispositivos contribuyen en el incremento de amortiguamiento y rigidez del sistema estructural, debido a las características mecánicas de sus componentes y, regularmente se instalan dentro de los vanos de los marcos estructurales. En la Figura 1.9 se muestran dos ejemplos de este tipo de disipadores (ADAS: *Added Damping/Added Stiffness* y TADAS: *Triangular-plate Added Damping/Added Stiffness*). Los dispositivos tipo ADAS/TADAS están conformados por placas metálicas triangulares o con forma de X dispuestas paralelamente y permiten deformaciones uniformes [1-3].



(a) ADAS.

(b) TADAS.

Figura 1.9: Amortiguadores metálicos [4] [5].

Otro ejemplo de este tipo de dispositivos son los contravientos de pandeo restringido, BRBs (*Buckling restrained brace*), los cuales, están compuestos por un perfil de acero en el centro, envuelto por un tubo de acero relleno de concreto. Se coloca un recubrimiento especial entre el perfil central y el concreto para reducir la fricción. Así mismo, el perfil de acero central disipa energía cuando fluye bajo carga en tensión, mientras que el tubo de acero relleno de concreto resiste el pandeo a compresión. No obstante, un inconveniente de estos dispositivos es que aumentan la probabilidad de mantener deformaciones residuales al término de un sismo [1, 2], ver Figura 1.10.



Figura 1.10: Contraviento de pandeo restringido (BRBs) [6].

1.2.5.2. Amortiguadores de fricción

Estos sistemas surgen de la analogía con el sistema de frenado de los automóviles; por lo que, los amortiguadores de fricción son dispositivos metálicos que disipan energía mediante el comportamiento histerético, esto sucede cuando se sobrepasa una determinada demanda sísmica, y entonces, dos o más superficies que conforman el dispositivo se deslizan entre sí, consistentes en acero sobre acero, latón sobre acero o bronce impregnado con grafito sobre acero inoxidable. Es importante mantener una respuesta de fricción constante y predecible durante toda la vida útil del amortiguador; sin embargo, esto depende de las condiciones de la superficie; que a su vez depende de factores ambientales. Se debe tener cuidado al adoptar estos dispositivos principalmente en el comportamiento a largo plazo y la durabilidad, particularmente después de largos períodos de inactividad. Estos dispositivos contribuyen en el incremento de amortiguamiento y rigidez del sistema estructural; regularmente se instalan dentro de los vanos de los marcos estructurales. Además, pueden implementarse de diversas formas: mediante conexiones deslizantes con orificios ovalados o a través de conexiones atornilladas con ranuras (ver Figura 1.11). Una desventaja significativa de este tipo de dispositivos radica en la incertidumbre asociada a su activación durante un sismo, así como en el incremento de la probabilidad de que se presenten deformaciones residuales en la estructura [1–3].

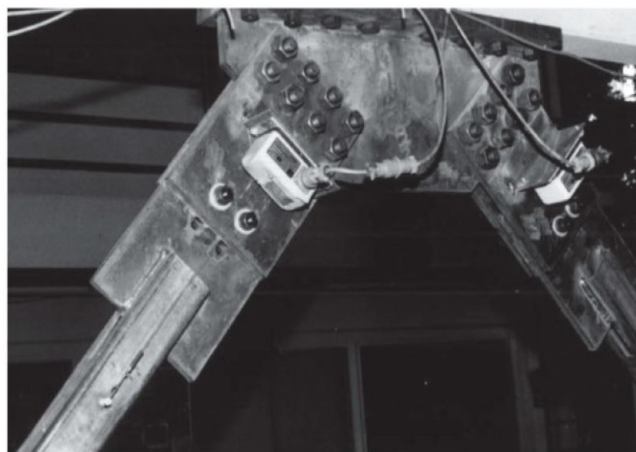


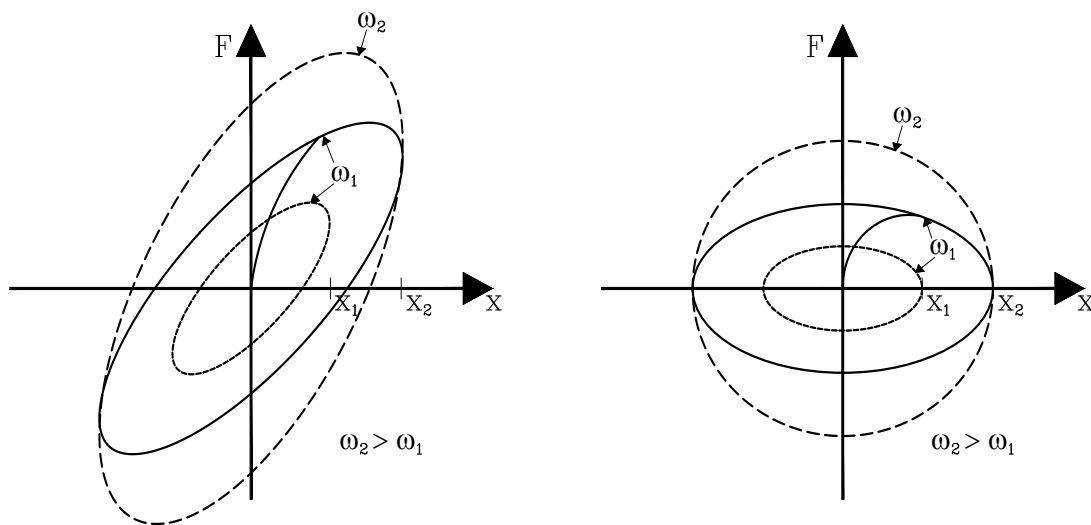
Figura 1.11: Amortiguador de fricción en la parte superior de un contraviento tipo chevron, en una estructura de ensaye [7].

1.2.6. Dispositivos viscoelásticos

Los dispositivos viscoelásticos disipan energía durante la perturbación del sistema estructural ocasionada por sismos y/o viento, debido a que sus componentes son sensibles a los desplazamientos y velocidades relativas (incluso para perturbaciones muy pequeñas). Dentro de este grupo se encuentran dos tipos de dispositivos: los que disipan energía mediante la deformación de materiales poliméricos sólidos y los que lo hacen a través de un fluido viscoso que fluye de una cámara a otra dentro de un recipiente o fluidos viscosos que son perforados por algún elemento, estos se conocen respectivamente como [3]:

- Amortiguadores sólidos viscoelásticos.
- Amortiguadores de fluido viscoso.

En la Figura 1.12a se muestra la respuesta idealizada de fuerza-desplazamiento de estos dispositivos, obtenidas en condiciones cíclicas de amplitud constante y desplazamiento controlado, donde el desplazamiento en el instante t para una carga cíclica, con amplitud de desplazamiento x_0 y frecuencia circular ω , se puede escribir como se muestra en la ecuación 1.2. Los parámetros F y x son la fuerza y el desplazamiento del disipadores [3].



(a) Amortiguadores sólidos viscoelásticos.

(b) Amortiguadores de fluido viscoso.

Figura 1.12: Respuesta idealizada de Fuerza-Desplazamiento de los dispositivos viscoelásticos [3].

Generalmente, estos dispositivos presentan amortiguamiento y rigidez; sin embargo, en el caso de un amortiguador puramente viscoso que no exhibe rigidez; la fuerza y el desplazamiento están desfasados 90° , es decir, que cuando se presenta la fuerza máxima, el desplazamiento es cero y cuando el desplazamiento es máximo, la fuerza es cero, tal como se muestra en la Figura 1.12b. Esta es una ventaja significativa que tienen los sistemas de amortiguamiento viscoso sobre los dispositivos histéreticos, que generan sus fuerzas máximas cuando el sistema estructural está en sus desplazamientos máximos [3].

Así mismo, en la Figura 1.12 se observa que la respuesta es variable en diversas frecuencias de excitación, lo que demuestra la dependencia de la velocidad. Además se observa que los dispositivos son inherentemente no lineales; no obstante, en muchas aplicaciones, el comportamiento se aproxima como elástico lineal. También el área encerrada por la curva representa la energía disipada.

1.2.6.1. Amortiguadores sólidos viscoelásticos

Estos dispositivos están compuestos por materiales sólidos viscoelásticos y regularmente son copolímeros o sustancias vítreas que disipan energía cuando se someten a deformación por corte. En la Figura 1.13 se muestra un amortiguador viscoelástico típico; consta de capas viscoelásticas unidas con placas de acero. Al ser instalados en una estructura, la deformación por corte y, por consiguiente, la disipación de energía ocurren cuando la vibración estructural genera un desplazamiento relativo entre las bridas de acero exteriores y la placa central. La respuesta de estos materiales viscoelásticos ante una carga dinámica está condicionada por la frecuencia de vibración, el nivel de deformación y la temperatura ambiente [3].

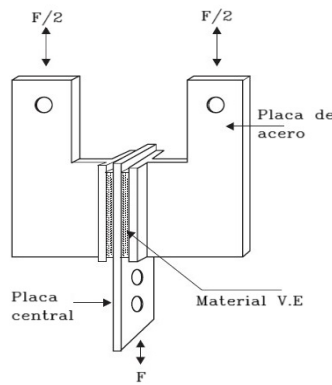


Figura 1.13: Configuración de un amortiguador sólido viscoelástico [3].

1.2.6.2. Amortiguadores de fluido viscoso

Los amortiguadores de fluido viscoso (AFVs) son uno de los sistemas de disipación pasiva de energía más empleados para la protección sísmica de estructuras. Estos dispositivos convierten energía mecánica en calor a medida que un pistón desplaza una sustancia espesa de alta viscosidad como un gel de silicona. Su instalación se realiza en los marcos resistentes de los edificios, por lo común alineados con los arriostramientos (véase Figura 1.14), o entre las columnas y los tableros de puentes. En general, el comportamiento de estos dispositivos depende tanto de la frecuencia como de la temperatura [3].



Figura 1.14: Contraventeo diagonal con AFVs [8].

En la Figura 1.15a se muestra un tipo de amortiguador que ha sido utilizado para sistemas de aislamiento de base [42,43], también se han desarrollado dispositivos como el que se muestra en la Figura 1.15b que consiste en muros de amortiguamiento viscoso [44], ambos dispositivos logran sus objetivos mediante la deformación de un fluido viscoso que reside en un contenedor abierto. Adicionalmente, existe otro tipo de amortiguador de fluido que depende del flujo del fluido dentro de un contenedor cerrado; en este diseño el pistón no sólo deforma el fluido, sino también, obliga al fluido a pasar a través de pequeños orificios. En consecuencia se obtienen niveles extremadamente altos de disipación de energía; sin embargo, requieren de un nivel alto de sofisticación para sus componentes internos. Un amortiguador de fluido con orificios se presenta en la Figura 1.15c [45,46]. Este dispositivo de tipo cilíndrico contiene aceite de silicona compresible, el cual es forzado a fluir mediante un pistón de acero inoxidable con cabeza de bronce; esta última incorpora un sistema de orificios para regular el flujo. También incluye un acumulador que contrarresta los cambios de volumen, producto de la posición del pistón, y requiere sellos de alta resistencia que aseguren el sellado durante toda la vida útil del amortiguador. En este trabajo se utilizan estos dispositivos por su alta capacidad para disminuir daños estructurales y no estructurales.

1.2.7. Dispositivos de re-centrado

Estos dispositivos poseen características similares a los dispositivos histeréticos y los dispositivos viscoelásticos, dentro de esta categoría se encuentran los:

- Amortiguadores de fluido presurizado.
- Amortiguadores de fricción de resorte pre-cargados.
- Amortiguadores de transformación de fase.

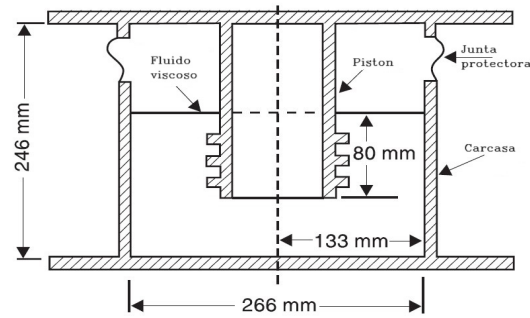
El primero de estos muestra cierta dependencia de la velocidad debido a la presencia del fluido, mientras que, la respuesta de los dispositivos restantes tiende a ser independiente de la velocidad, todos estos dispositivos retienen muy poca deformación residual al retirar la carga aplicada y, por lo tanto, proporcionan una capacidad inherente de re-centrado [3].

1.2.7.1. Amortiguadores de fluido presurizado

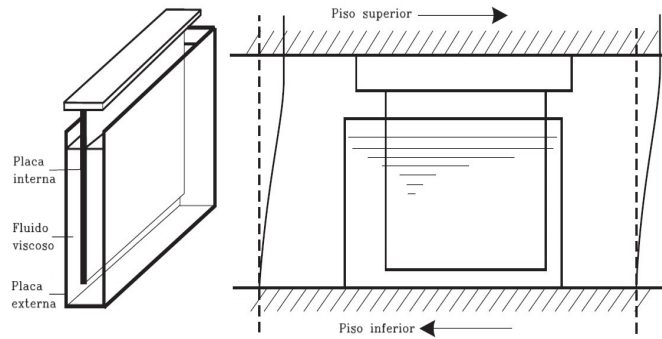
Estos dispositivos pre-cargados se muestran en la Figura 1.16; proporcionan amortiguamiento y tienen la capacidad de re-centrado. La resistencia es proporcionada por varios fenómenos físicos diferentes, incluidos la pre-carga debido a la presurización inicial, la rigidez del dispositivo asociada con la compresibilidad del aceite de silicona, la fricción del sello y la amortiguación debido al paso de fluido a través de los orificios [3].

1.2.7.2. Amortiguadores de fricción con resorte pre-cargado

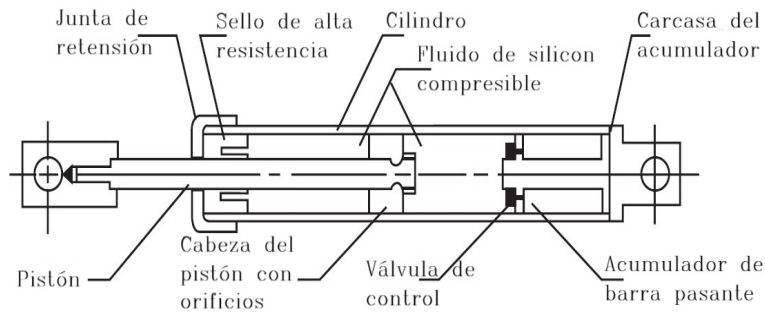
Estos dispositivos disipan energía debido al deslizamiento por fricción y un resorte interno pre-cargado; en consecuencia, la respuesta es independiente de la frecuencia. En la Figura 1.17 esquema del amortiguador [3].



(a) Amortiguador de depósito cilíndrico con fluido [47].



(b) Muro de amortiguación viscosa [48].



(c) Amortiguador de fluido con orificios [45].

Figura 1.15: Amortiguadores de fluido viscoso [3].

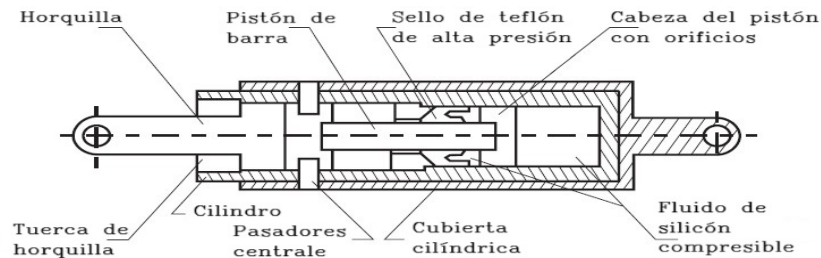


Figura 1.16: Amortiguador de fluido presurizado [3] [9].

1.2.7.3. Amortiguadores de transformación de fase

Recientemente, se ha considerado una nueva clase de materiales denominados aleaciones con memoria de forma para su aplicación en amortiguadores pasivos. Estos metales exhiben

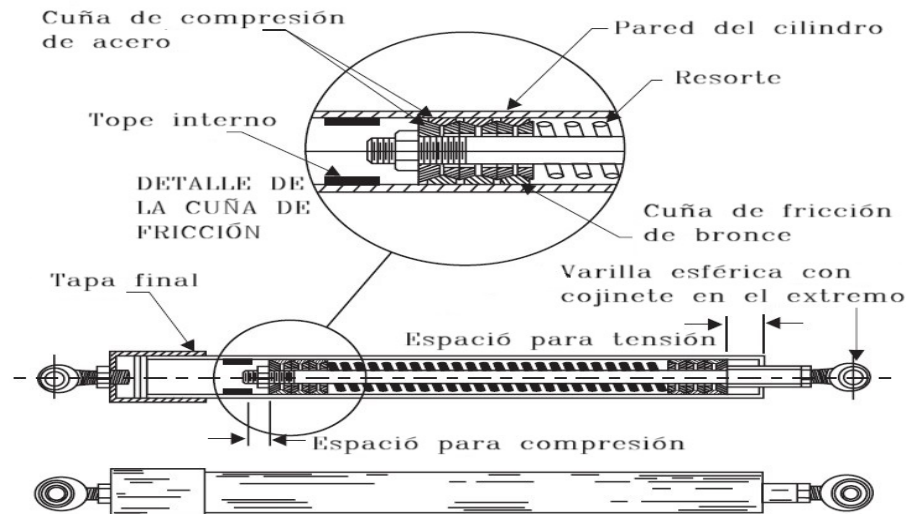


Figura 1.17: Amortiguador de fricción con resorte pre-cargado [3] [10].

colectivamente un comportamiento algo contraintuitivo como resultado de transformaciones reversibles inducidas por la temperatura o la tensión entre las fases cristalinas martensíticas y austeníticas [3].

1.2.8. Absorbedores de vibraciones dinámicas

Estos dispositivos suelen ubicarse en la parte superior de las estructuras y se activan mediante las fuerzas inerciales que transmite la estructura. La reducción de daños en estos sistemas se consigue transfiriendo parte de la energía vibratoria de la estructura hacia el amortiguador. En términos generales, existen dos tipos fundamentales de absorbedores de vibraciones dinámicas:

- Amortiguadores de masa sintonizada.
- Amortiguadores de líquido sintonizado.

El primer amortiguador, consiste en un sistema auxiliar de masa-resorte-amortiguador anclado a la estructura principal. El segundo amortiguador, disipa energía a través del chapoteo de líquidos en un recipiente o mediante el paso de líquidos a través de orificios. Aunque se han propuesto amortiguadores de masa sintonizados y amortiguadores de líquido sintonizados para el diseño sísmico, las aplicaciones principales hasta ahora han sido para atenuar las vibraciones ocasionadas por el viento. Algunas limitaciones para la aplicación sísmica incluyen la desintonización que ocurre cuando los elementos de la estructura principal fluye, los altos niveles de amortiguamiento que normalmente se requieren y la incapacidad de controlar de manera efectiva la respuesta de modos superiores [3]. Entre sus ventajas, destaca la posibilidad de ubicarlos en la cubierta de las edificaciones, afectando de manera mínima el diseño arquitectónico.

1.3. Amortiguamiento en estructuras

La capacidad de disipar energía que permite que una estructura, tras haber sido perturbada, alcance el reposo en su oscilación libre se denomina *amortiguamiento* [38].

Definir las propiedades de amortiguamiento y determinar los coeficientes de la matriz de amortiguamiento en un sistema estructural no resulta sencillo, además de que es poco práctico obtenerlos directamente a partir de las características estructurales del sistema, como las dimensiones de los elementos estructurales y no estructurales, los materiales empleados, las configuraciones, entre otros. Esto se debe a que en un sistema estructural en vibración intervienen diversos mecanismos de amortiguamiento que contribuyen a la disipación de energía; tales como, la fricción en las conexiones de acero, la apertura y cierre de microfisuras en el concreto, y la fricción entre la propia estructura y los elementos no estructurales [7].

Así, los experimentos de vibración en estructuras e información de estructuras existentes sometidas a sismos han proporcionado datos sobre los valores de amortiguamiento en las edificaciones.

1.3.1. Amortiguamiento viscoso equivalente

En las estructuras, el amortiguamiento se modela comúnmente como amortiguamiento viscoso equivalente, dado que representa de manera simplificada el efecto conjunto de todos los mecanismos de disipación presentes en un sistema estructural. Asimismo, resulta sencillo de implementar; pues, la ecuación diferencial que gobierna el movimiento es lineal y, por lo tanto, susceptible de resolverse analíticamente. La extrapolación de este procedimiento para modelar el amortiguamiento en sistemas de muchos grados de libertad goza de amplia aceptación. De esta forma, a cada modo de vibración natural del sistema se le asigna una fracción de amortiguamiento viscoso equivalente [38].

1.3.2. Matriz de amortiguamiento

La matriz de amortiguamiento de una estructura suele determinarse a partir de sus fracciones de amortiguamiento modal, dado que éstas representan la totalidad de los mecanismos de disipación de energía. Dichas fracciones deben estimarse con base en la información disponible sobre estructuras análogas que hayan experimentado movimientos sísmicos intensos en el pasado, sin haber incurrido en el rango inelástico.

En consecuencia, el amortiguamiento se define comúnmente mediante los valores numéricos de las fracciones de amortiguamiento modal, los cuales, resultan suficientes para el análisis de sistemas lineales con amortiguamiento clásico; no obstante, para el análisis de sistemas con amortiguamiento no clásico y para estructuras no lineales, la definición de la matriz de amortiguamiento requiere procedimientos más refinados [7].

1.3.2.1. Matriz de amortiguamiento clásico

En general, resulta muy difícil identificar y modelar todas las formas de amortiguamiento propias de un sistema estructural. Por ello, es usual idealizar de manera simplificada a todas ellas y concentrarlas en una sola. En muchos casos se utiliza un modelo lineal de *amortiguamiento viscoso equivalente* para tratar de representar el amortiguamiento real del sistema estructural [38].

El amortiguamiento clásico es una idealización apropiada si los mecanismos de amortiguamiento que se distribuyen a lo largo de toda la estructura son similares (por ejemplo, un edificio de varios niveles con un sistema y materiales estructurales semejantes en toda su altura). Se han desarrollado dos procedimientos para construir una matriz de amortiguamiento clásico para

una estructura a partir de las fracciones de amortiguamiento modal. Estos dos procedimientos son [7]:

- o **Matriz de Amortiguamiento tipo Rayleigh**: considera un amortiguamiento proporcional a la masa y un amortiguamiento proporcional a la rigidez.
- o **Matriz de Amortiguamiento tipo Caughey**: cuando se desean especificar amortiguamiento en más de dos modos.

El amortiguamiento de Rayleigh, es el amortiguamiento que comúnmente se utiliza para realizar análisis de estructuras y es denominado amortiguamiento clásico.

1.3.2.2. Matriz de amortiguamiento no clásico

Los supuestos del amortiguamiento clásico no son válidos cuando el sistema en estudio consta de dos o más componentes con niveles de amortiguamiento significativamente distintos. Ejemplos de ello son la interacción entre el suelo y la cimentación de una edificación, o la interacción entre una presa y el agua embalsada, entre otros. En el estudio de estructuras con sistemas de control sísmico, resulta imprescindible definir un amortiguamiento no clásico; independientemente de que la estructura en sí misma presente amortiguamiento clásico. Para ello, la matriz de amortiguamiento no clásico se forma evaluando primero la matriz de amortiguamiento clásico correspondiente a la estructura sin dispositivos de control, y luego ensamblando en ella las contribuciones de amortiguamiento de los sistemas de control sísmico, con el fin de obtener la matriz de amortiguamiento del sistema global [7].

Capítulo 2

Diseño de estructuras con AFV

2.1. Características de los AFV

Como se mencionó anteriormente, en este estudio se trabajó con los AFV (específicamente con los Amortiguador de fluido con orificios). Los AFV son usados en diversas áreas de la ingeniería por su gran capacidad para disipar energía. Inicialmente, sólo se usaron en la industria militar y aeroespacial puesto que se trataba de tecnología clasificada. Fue hasta 1990 cuando estos dispositivos fueron estudiados para ser incorporados en sistemas estructurales de edificaciones con la finalidad de minimizar o mitigar los daños causados por los sismos [16].

2.1.1. Descripción

En la Figura 1.15c se ilustra la sección longitudinal del AFV empleado en este trabajo. El amortiguador está formado por un pistón de acero inoxidable con cabezal de bronce dotado de orificios, junto con un acumulador; todos ellos contenidos en un cilindro de acero inoxidable lleno de aceite de silicona. El cierre se realiza mediante un sello de resina de acetal de alta resistencia y un retenedor. El fluido circula a través de los orificios de geometría especial del cabezal de bronce, y este flujo es regulado por un termostato bimetálico pasivo que permite un funcionamiento estable del dispositivo en un intervalo de temperaturas; que va desde -40°C hasta 70°C . La geometría de los orificios y el diseño mecánico pueden ser ajustados para producir diferentes características de flujo y distintas propiedades de fuerza resistente [15].

2.1.2. Operación

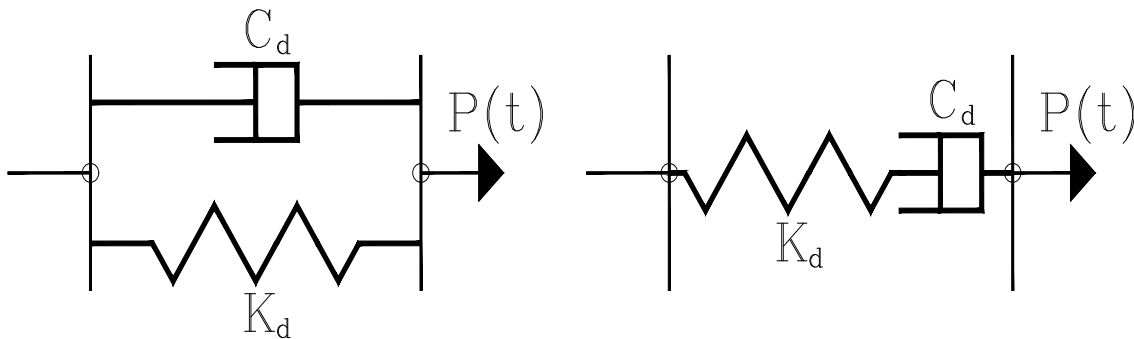
La fuerza generada por un AFV proviene de la diferencia de presión que se establece a través de la cabeza del pistón. Ahora bien, tomando como referencia la Figura 1.15c y suponiendo un desplazamiento del pistón hacia la derecha, se produce la circulación del fluido desde la cámara 2 hacia la cámara 1, generando una diferencia de presión entre ambas. Además, debido a la compresibilidad del fluido, el volumen de éste se reduce como consecuencia del recorrido del vástago y el pistón; esta reducción va acompañada de la aparición de una fuerza restauradora (similar a la de un resorte), la cual puede evitarse mediante el uso de un acumulador o de un vástago pasante.

En este tipo de dispositivos se ha observado que, para movimientos de baja frecuencia (por debajo de una determinada frecuencia de corte que puede definirse en el diseño del acumulador), la válvula del acumulador opera adecuadamente y previene la compresión del fluido. En

cambio, para movimientos de alta frecuencia (superiores a la frecuencia de corte), la válvula no logra funcionar correctamente y los amortiguadores desarrollan una fuerza de restauración. La presencia de esta fuerza restauradora para frecuencias superiores a la frecuencia de corte puede resultar en una propiedad deseable. De esta manera, los amortiguadores pueden aportar amortiguamiento viscoso adicional al modo fundamental de la estructura (habitualmente con una frecuencia inferior a la frecuencia de corte); así como, proporcionar amortiguamiento y rigidez adicionales a los modos superiores. Esto suele derivar en la atenuación de la contribución de los modos superiores en la respuesta estructural [15].

2.1.3. Modelo matemático

Por un lado, el modelo de Kelvin se utiliza para describir el comportamiento de los amortiguadores viscoelásticos, el cual está compuesto por un elemento elástico (resorte) y un elemento viscoso (embolo) conectados en paralelo, tal como se muestra en la Figura 2.1a. Por otro lado el modelo de Maxwell es usado para describir el comportamiento de los amortiguadores viscosos [49], el cual se compone por un elemento elástico (resorte) y un elemento viscoso (embolo) conectados en serie, así como se muestra en la Figura 2.1b.



(a) Modelo de Kelvin.

(b) Modelo de Maxwell.

Figura 2.1: Modelo de los dispositivos viscoelásticos [2, 11].

Así que, para AFV el modelo de Maxwell se puede escribir de la siguiente manera [50]:

$$P(t) + \lambda \dot{P}(t) = C_d \dot{u}(t) \quad (2.1)$$

$$\lambda = \frac{C_d}{K_d} \quad (2.2)$$

Donde:

$P(t)$ = Fuerza de salida.

λ = Tiempo de relajación.

C_d = Coeficiente de amortiguamiento.

$\dot{u}(t)$ = Velocidad relativa entre los extremos del dispositivo.

K_d = Rigidez axial del dispositivo.

t = tiempo.

En aplicaciones sísmicas, los AFV trabajan en frecuencias bajas, por lo que, los dispositivos presentan poca o nula rigidez K_d ; entonces, el tiempo de relajación λ tiende a cero y el término $\lambda\dot{P}(t)$ se desprecia. Finalmente, el modelo del amortiguador es simplemente [50]:

$$P(t) = C_d \dot{u}(t) \quad (2.3)$$

2.1.4. Generalización del modelo matemático

El modelo del AFV de la ecuación 2.3 puede escribirse en forma generalizada de la siguiente manera:

$$P(t) = C_d |\dot{u}(t)|^\alpha \operatorname{sgn} [\dot{u}(t)] \quad (2.4)$$

Donde:

$P(t)$ = Fuerza de salida.

C_d = Coeficiente de amortiguamiento.

$\dot{u}(t)$ = Velocidad relativa entre los extremos del dispositivo.

α = Coeficiente de no-linealidad que depende de la viscosidad del fluido y la cabeza del pistón del dispositivo.

$\operatorname{sgn} []$ = Función signo.

t = tiempo.

Por un lado, un AFV con $\alpha = 1$ se clasifica como amortiguador de fluido viscoso lineal (AFVL), dado que su fuerza (P_L) es proporcional a la velocidad. Los dispositivos con $\alpha > 1$ se utilizan como unidades de bloqueo o transmisión de choque; pues, generan fuerzas de amortiguamiento significativas a velocidades elevadas. Por otro lado, el amortiguador con $\alpha < 1$ se denomina amortiguador de fluido viscoso no-lineal (AFVNL) y es el más empleado en aplicaciones sísmicas o ante viento; ya que, desarrolla una fuerza de amortiguamiento considerable (P_{NL}) a velocidades bajas, mientras que a velocidades altas, la fuerza es menor en comparación con los tipos anteriores (lo que se refleja en dispositivos más compactos y económicos), tal como se observa en la Figura 2.2.

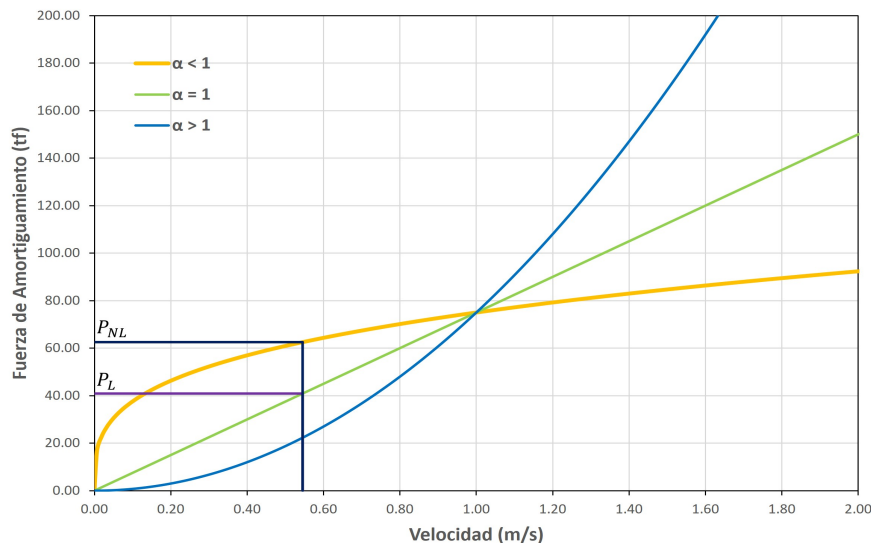


Figura 2.2: Relación Fuerza-Velocidad de un AFV.

La Figura 2.3 muestra un ciclo de histéresis correspondiente al comportamiento de los AFV para diversos valores de α ; en este caso, el área bajo la curva indica la energía disipada en cada ciclo. Cuando α tiende a cero, el dispositivo actúa como un amortiguador de fricción.

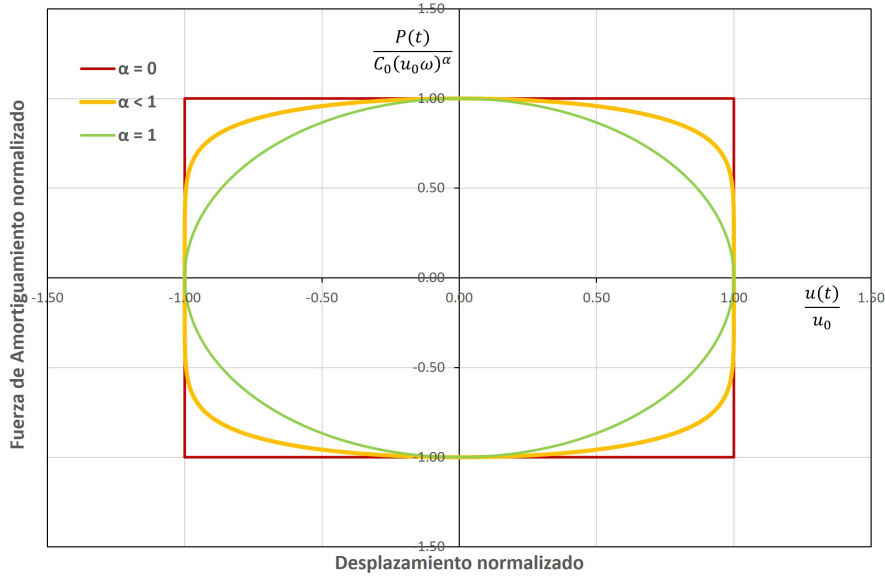


Figura 2.3: Diagrama de histéresis de los AFV.

Dado que, en aplicaciones sísmicas los AFV trabajan a frecuencias bajas, estos dispositivos exhiben una rigidez reducida o prácticamente nula; por lo que, la frecuencia natural de la estructura que los incorpora permanece casi sin cambios. Esta es una ventaja importante para el diseño estructural con estos elementos; pues, evita la necesidad de establecer un compromiso entre rigidez y amortiguamiento [2].

2.1.5. Disipación de energía

La disipación de energía de un AFV se puede describir considerando su respuesta a un desplazamiento armónico impuesto, descrito por [50]:

$$u(t) = u_0 \text{sen}(\omega t) \quad (2.5)$$

Donde:

u_0 = amplitud del desplazamiento.

ω = frecuencia circular del desplazamiento.

t = tiempo.

La energía disipada durante el movimiento armónico, se obtiene integrando la fuerza de salida del amortiguador sobre el desplazamiento impuesto. Para un solo ciclo de movimiento, la energía disipada puede escribirse como:

$$E_d = \oint P(t) du(t) = \int_0^T P(t) \dot{u}(t) dt \quad (2.6)$$

Donde:

E_d = Energía disipada.

T = Periodo del desplazamiento armónico.

Para el caso del comportamiento generalizado del AFV dado por la ecuación 2.4, la disipación de energía por ciclo está dada por:

$$E_d = \int_0^T C_0 |\dot{u}(t)|^\alpha \dot{u}(t) \operatorname{sgn}[\dot{u}(t)] dt \quad (2.7)$$

Evaluando la integral de línea en el plano complejo. El resultado es el siguiente:

$$E_d = \frac{4C_0(2\omega)^\alpha (u_0)^{\alpha+1} \Gamma^2(1 + \frac{\alpha}{2})}{\Gamma(2 + \alpha)} \quad (2.8)$$

Donde:

Γ = Función gamma.

Por lo tanto, la energía disipada por un AFVNL en el j -ésimo entrepiso, ha sido calculada por Soong y Constantinou [19], como:

$$E_{dj} = C_{0j} \lambda_j \omega^{\alpha_j} \cos^{1+\alpha_j} \theta_j (u_j - u_{j-1})^{1+\alpha_j} \quad (2.9)$$

Donde:

$$\lambda_j = 4 \frac{\Gamma^2(1 + \frac{\alpha_j}{2})}{\Gamma(2 + \alpha_j)} (2^{\alpha_j}) \quad (2.10)$$

Adicionalmente, la relación de amortiguamiento de un sistema estructural con amortiguamiento suplementario se puede expresar como [7]:

$$\xi = \frac{E_{dj}}{4\pi E_s} \quad (2.11)$$

Por lo que, la energía de deformación elástica en el desplazamiento máximo se expresa como:

$$E_s = \frac{1}{2} \omega^2 \sum_i m_i u_i^2 \quad (2.12)$$

Por lo tanto, la suma se extiende a todas las i -ésimas masas totales m_i . De esto se deduce que el amortiguamiento efectiva de los amortiguadores es:

$$\xi = \frac{\sum_j \eta_j C_{0j} \lambda_j \cos^{1+\alpha_j} \theta_j (u_j - u_{j-1})^{1+\alpha_j}}{2\pi \omega^{2-\alpha} \sum_i m_i u_i^2} \quad (2.13)$$

Donde, la suma j se extiende a todos los pisos (se asume que cada piso tiene η amortiguadores idénticos con constante C_{0j}) y la suma i se extiende a todos los pisos. Además, se asume que todos los amortiguadores tienen un parámetro idéntico $\alpha_j = \alpha$ y $\lambda_j = \lambda$.

En un intento de conocer la contribución del amortiguamiento en cada modo de vibrar, se supone que:

$$u_j = A \phi_j \quad (2.14)$$

Dónde ϕ_j es el desplazamiento modal correspondiente al desplazamiento u_j (ϕ_j se supone adimensional) y A es la amplitud (con dimensión de longitud). Por lo que la ecuación 2.15 muestra cómo calcular el amortiguamiento efectivo para estructuras equipadas con AFVNL [15].

$$\xi = \frac{\sum_j \eta_j C_{0j} \lambda \cos^{1+\alpha} \theta_j (\phi_j - \phi_{j-1})^{1+\alpha}}{2\pi A^{1-\alpha} \omega^{2-\alpha} \sum_i m_i \phi_i^2} \quad (2.15)$$

Además, la ecuación 2.16 muestra cómo calcular el amortiguamiento efectivo para estructuras equipadas con AFVL [20] en donde $\alpha = 1$.

$$\xi = \frac{\sum_j \eta_j C_{0j} \cos^2 \theta_j (\phi_j - \phi_{j-1})^2}{2\omega \sum_i m_i \phi_i^2} \quad (2.16)$$

En la aplicación de la ecuación 2.15 y 2.16 es importante tomar en cuenta que se supone que las frecuencias y las formas modales de la estructura con AFV son idénticas a las de la estructura sin AFV. Esto, es claramente, una aproximación; ya que, la estructura con AFV no presenta amortiguamiento clásico.

2.2. Procedimiento de diseño de AFV

Generalmente, el diseño sísmico de estructuras equipadas con AFV consta de dos etapas; inicialmente, se obtiene la cantidad de amortiguamiento suplementario con el cual se alcanzan los objetivos de diseño y finalmente, se determina la distribución de los amortiguadores en la estructura, es decir, su tamaño (coeficiente de amortiguamiento), ubicación y la cantidad.

La etapa inicial regularmente queda controlada por la experiencia de los diseñadores; sin embargo, una buena practica para establecer el amortiguamiento suplementario es mediante la variación del amortiguamiento modal en un espectro de respuesta, tal como se muestra en la Figura 2.4.

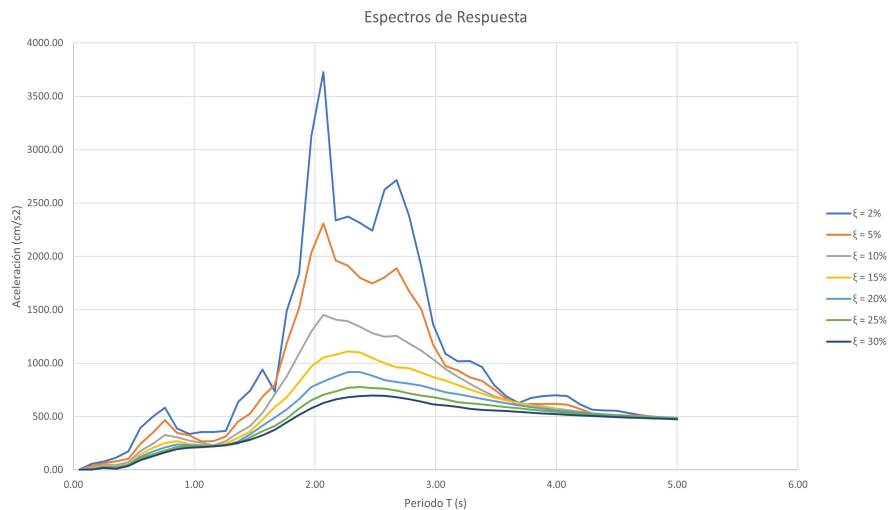


Figura 2.4: Modificación de la respuesta, incrementando el amortiguamiento modal

La etapa final esta controlada por los *procedimientos de distribución*; los cuales se pueden clasificar en dos grupos [12, 22]; en un grupo tenemos a los algoritmos que buscan una distri-

bución “óptima” y en el otro tenemos a los procedimientos de distribución simplificados. Estos procedimientos pueden estar en función de parámetros de ingeniería, como: rigidez, energía, distorsión, fuerza cortante, velocidad, etc.

Los procedimientos del primer grupo se han ocupado en la ubicación “óptima” de los amortiguadores, tales como:

- El método basado en la fase mínima de la función de transferencia por Takewaki [28, 29].
- Los algoritmos genéticos propuestos por Singh y Moreschi [30], Wongprasert y Symans [31], Dargush y Sant [32].
- El algoritmo de búsqueda secuencial (por sus siglas en inglés SSA- Sequential search algorithm) propuesto por Zhang y Soong [34].
- Los algoritmos de búsqueda secuencial simplificado (por sus siglas en inglés SSSA- Simplified sequential search algorithm) propuesto por García [35], García y Soong [36].
- El algoritmo de diseño totalmente esforzado (por sus siglas en inglés FSDA- Fully stressed design algorithm) [33].

Sin embargo, suelen ser poco prácticos, debido a que, se deben realizar procesos de análisis repetitivos que son complejos, largos y tardados; por esta razón, no serán tomados en cuenta en este trabajo.

Los procedimientos de distribución *simplificados* del segundo grupo están fundamentados en fórmulas de diseño simples, que calculan coeficientes de amortiguamiento (tamaño del dispositivo) con base en una relación de amortiguamiento; en donde, el amortiguamiento suplementario suministrado por los dispositivos se aproxima como AC, así como se realiza en el procedimiento propuesto por Constantinou y Symans [20] para amortiguadores de fluido viscoso lineal (AFVL) y Seleemah y Constantinou [15] para amortiguadores de fluido viscoso no lineal (AFVNL). Por lo que, ahora el amortiguamiento de los dispositivos se puede definir como amortiguamiento clásico suplementario (ACS). Dicho enfoque ha sido adoptado por FEMA 273 [23], FEMA 274 [24], FEMA 356 [25], FEMA 357 [26] y ASCE [27] para proporcionar un procedimiento que pueda ser usado en la práctica. A continuación se presenta este procedimiento:

El procedimiento se basa en la estimación del efecto de amortiguación mediante el cálculo de la relación de amortiguamiento efectivo de una estructura equipada con AFV, la cual, esta conformada por la relación de amortiguamiento inherente de la estructura y la relación de amortiguamiento suplementario de los dispositivos (que se aproxima como amortiguamiento clásico), tal como se muestra en la ecuación 2.17 para el modo fundamental:

$$\xi_{eff} = \xi_0 + \xi_d \quad (2.17)$$

Donde:

ξ_{eff} = Relación de amortiguamiento efectivo.

ξ_0 = Relación de amortiguamiento viscoso inherente.

ξ_d = Relación de amortiguamiento suplementario de los dispositivos.

La relación de amortiguamiento suplementario para los AFVNL se obtiene con la ecuación 2.15 de la sección anterior; aquí se presenta como la ecuación 2.18 reescribiendo algunos términos.

$$\xi_d = \frac{(2\pi)^\alpha T^{2-\alpha} \lambda A^{\alpha-1} \sum_{j=1}^{Nd} \eta_j C_{dj} f_j^{1+\alpha} \phi_{rj}^{1+\alpha}}{(2\pi)^3 \sum_{i=1}^N m_i \phi_i^2} \quad (2.18)$$

con:

$$\lambda = 2^{2+\alpha} \frac{\Gamma^2(1 + \frac{\alpha}{2})}{\Gamma(2 + \alpha)} \quad (2.19)$$

$$\phi_{rj} = (\phi_j - \phi_{j-1}) \quad (2.20)$$

Donde:

α = Coeficiente de no-linealidad del amortiguador.

T = Periodo fundamental de vibración de la estructura.

Γ = Función gama.

A = Amplitud del desplazamiento de azotea.

η_j = Número de dispositivos en el j - ésimo entrepiso.

C_{dj} = Coeficiente de amortiguamiento del dispositivo en el j - ésimo entrepiso.

f_j = Factor de amplificación del dispositivo en el j - ésimo entrepiso.

ϕ_{rj} = Desplazamiento modal relativo del dispositivo en el j - ésimo entrepiso.

m_i = Masa correspondiente al i - ésimo entrepiso.

ϕ_i = Desplazamiento modal correspondiente al i - ésimo entrepiso.

Nd = Número de niveles con dispositivos.

N = Número de niveles de la estructura.

El factor de amplificación (f_j) es relativo a la configuración de instalación del dispositivo. Por ejemplo, en la tabla 1.1 se muestran algunas opciones de instalación de los AFV y su respectivo factor de amplificación.

Cuando $\alpha = 1$ en la ecuación 2.18 obtenemos la relación de amortiguamiento suplementario para los AFVL, tal como se muestra a continuación:

$$\xi_d = \frac{T \sum_{j=1}^{Nd} \eta_j C_{dj} f_j^2 \phi_{rj}^2}{4\pi \sum_{i=1}^N m_i \phi_i^2} \quad (2.21)$$

Un paso fundamental en el diseño de estructuras equipadas con AFV, es el cálculo del coeficiente de amortiguamiento de los dispositivos (C_{dj}) para una demanda de amortiguamiento suplementario. Sin embargo, debido a que existen distintos procedimientos para calcular la ubicación, la cantidad y el tamaño de los amortiguadores, también existe un número ilimitado de posibles distribuciones que cumplen con los objetivos de diseño. A continuación, se presentan los procedimientos de distribución más referidos en la literatura especializada.

2.2.1. Procedimiento de distribución uniforme (DU).

En este procedimiento, por facilidad y simplicidad; se supone que los coeficientes de amortiguamiento de los AFVNL son iguales en todos los entrepisos. Los coeficientes se obtienen de

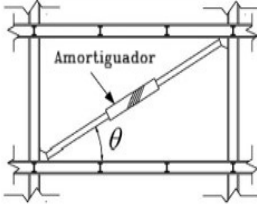
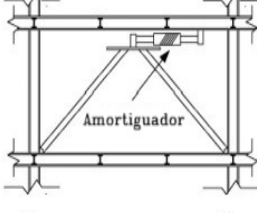
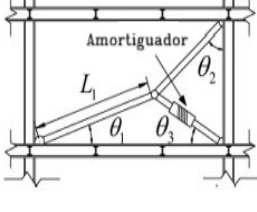
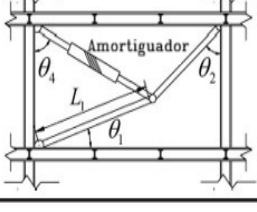
Configuración de instalación		Factor de amplificación f
Diagonal		$\cos \theta$
Tipo K		1
Palanca inferior		$\frac{\sin \theta_2 \sin (\theta_1 + \theta_3)}{\cos (\theta_1 + \theta_2)}$
Palanca superior		$\frac{\sin \theta_2 \cos (\theta_4 - \theta_1)}{\cos (\theta_1 + \theta_2)} + \sin \theta_4$

Figura 2.5: Factor de amplificación [12].

la ecuación 2.18; inicialmente, se presenta la ecuación 2.22, con la cual, se calcula el coeficiente de amortiguamiento total de la estructura.

$$\sum_{j=1}^{Nd} C_{dj} = \xi_d \frac{(2\pi)^3 \sum_{i=1}^N m_i \phi_i^2}{(2\pi)^\alpha T^{2-\alpha} \lambda A^{\alpha-1} \sum_{j=1}^{Nd} \eta_j f_j^{1+\alpha} \phi_{rj}^{1+\alpha}} \quad (2.22)$$

Enseguida, con la ecuación 2.23, se obtiene el coeficiente de amortiguamiento para cada dispositivo.

$$C_{dj} = \xi_d \frac{(2\pi)^3 \sum_{i=1}^N m_i \phi_i^2}{(2\pi)^\alpha T^{2-\alpha} \lambda A^{\alpha-1} \sum_{j=1}^{Nd} \eta_j f_j^{1+\alpha} \phi_{rj}^{1+\alpha}} \quad (2.23)$$

Debido a que la acción sísmica sobre los AFVNL es diferente en cada entrespiso, una distribución uniforme puede no ser adecuada, particularmente cuando se trata de estructuras con irregularidad en elevación (como entrespisos blandos) [51–53]. En estas estructuras, los coeficientes de amortiguamiento de los dispositivos ubicados en entrespisos blandos puede ser mucho

mayor que la de los entrepisos relativamente más rígidos [12].

2.2.2. Procedimiento de distribución en función de un parámetro de ingeniería.

En este procedimiento los coeficientes de amortiguamiento de los AFVNL se calculan en función de un parámetro de ingeniería, como: velocidad de entrepiso, desplazamiento de entrepiso, rigidez de entrepiso, energía de deformación, entre otras.

Inicialmente, se considera que un coeficientes de amortiguamiento de entrepiso es proporcional a un parámetro de ingeniería de entrepiso como se presenta en la ecuación 2.24:

$$C_{dk} = \rho \chi_k \quad (2.24)$$

Donde:

C_{dk} = Coeficiente de amortiguamiento del dispositivo en el k – *ésimo* entrepiso.

ρ = Constante de proporcionalidad.

χ_k = Parámetro de ingeniería en el k – *ésimo* entrepiso.

Asimismo, se asume que el coeficiente de amortiguamiento global de la estructura es directamente proporcional a la suma de los parámetros de ingeniería asociados a cada entrepiso:

$$\sum_{j=1}^{Nd} C_{dj} = \rho \sum_{j=1}^{Nd} \chi_j \quad (2.25)$$

Donde:

C_{dj} = Coeficiente de amortiguamiento del dispositivo en el j – *ésimo* entrepiso.

ρ = Constante de proporcionalidad.

χ_j = Parámetro de ingeniería en el j – *ésimo* entrepiso.

Despejando la constante de proporcionalidad (ρ) de la ecuación 2.25 y sustituyendo en la ecuación 2.24, se obtiene una relación para calcular los coeficientes de amortiguamiento de cada entrepiso.

$$C_{dk} = \frac{\chi_k}{\sum_{j=1}^{Nd} \chi_j} \sum_{j=1}^{Nd} C_{dj} \quad (2.26)$$

Sustituyendo la ecuación 2.26 en la ecuación 2.18, se obtiene la ecuación para calcular los coeficientes de amortiguamiento de cada entrepiso en función de la relación de amortiguamiento suplementario.

$$C_{dk} = \xi_d \frac{(2\pi)^3 \chi_k \sum_{i=1}^N m_i \phi_i^2}{(2\pi)^\alpha T^{2-\alpha} \lambda A^{\alpha-1} \sum_{j=1}^{Nd} \eta_j \chi_j f_j^{1+\alpha} \phi_{rj}^{1+\alpha}} \quad (2.27)$$

De la ecuación 2.27, se obtiene el coeficiente de amortiguamiento total de la estructura, considerando que la suma de los coeficientes de amortiguamiento del k – *ésimo* entrepiso son proporcionales a la suma de todos los parámetros de ingeniería del k – *ésimo* entrepiso.

$$\sum_{k=1}^{Nd} C_{dk} = \xi_d \frac{(2\pi)^3 \sum_{k=1}^{Nd} \chi_k \sum_{i=1}^N m_i \phi_i^2}{(2\pi)^\alpha T^{2-\alpha} \lambda A^{\alpha-1} \sum_{j=1}^{Nd} \eta_j \chi_j f_j^{1+\alpha} \phi_{rj}^{1+\alpha}} \quad (2.28)$$

Finalmente, de la ecuación 2.28, se obtiene la relación de amortiguamiento suplementario para los AFVNL como se muestra a continuación.

$$\xi_d = \frac{(2\pi)^\alpha T^{2-\alpha} \lambda A^{\alpha-1} \sum_{j=1}^{Nd} \eta_j \chi_j f_j^{1+\alpha} \phi_{rj}^{1+\alpha} \sum_{k=1}^{Nd} C_{dk}}{(2\pi)^3 \sum_{i=1}^N m_i \phi_i^2 \sum_{k=1}^{Nd} \chi_k} \quad (2.29)$$

Los parámetros de ingeniería se pueden obtener de la siguiente manera (no se limita a los aquí mencionados):

- Distribución basada en la distorsión modal de entrepiso (DBDM), para el modo fundamental.

$$\chi_k = \phi_{rk} \quad (2.30)$$

con:

$$\phi_{rk} = (\phi_k - \phi_{k-1}) \quad (2.31)$$

Donde:

χ_k = Parámetro de ingeniería en el k –ésimo entrepiso.

ϕ_{rk} = Desplazamiento modal relativo del dispositivo en el k –ésimo entrepiso.

ϕ_k = Desplazamiento modal correspondiente al k –ésimo entrepiso.

- Distribución basada en la rigidez de entrepiso (DBRE) fundamentada en los trabajos de Trombetti y Silvestri [54, 55].

$$\chi_k = K_k \quad (2.32)$$

Donde:

χ_k = Parámetro de ingeniería en el k –ésimo entrepiso.

K_k = Rigidez lateral del k –ésimo entrepiso.

- Distribución proporcional al cortante de entrepiso (DPCE), calculado en función de la fuerza lateral del modo fundamental [12], propuesto por Pekcan et al. [56].

$$\chi_k = S_k \quad (2.33)$$

con:

$$S_k = \sum_{i=k}^N m_i \phi_i \quad (2.34)$$

Donde:

χ_k = Parámetro de ingeniería en el k – *ésimo* entrepiso.

S_k = Parámetro proporcional a la fuerza cortante del k – *ésimo* entrepiso.

m_i = Masa correspondiente al i – *ésimo* entrepiso.

ϕ_i = Desplazamiento modal correspondiente al i – *ésimo* entrepiso.

- Distribución basada en la energía de deformación por cortante de entrepiso (DBEDCE) [12], fundamentada en los trabajos de Raggett [57] y Johnson y Kienholz [58].

$$\chi_k = S_k \phi_{rk} \quad (2.35)$$

Donde:

χ_k = Parámetro de ingeniería en el k – *ésimo* entrepiso.

S_k = Parámetro proporcional a la fuerza cortante del k – *ésimo* entrepiso.

ϕ_{rk} = Desplazamiento modal relativo del dispositivo en el k – *ésimo* entrepiso.

- Distribución basada en DBEDCE para entrepiso eficiente (DBEDCEEE), en donde, el coeficiente de amortiguamiento total se distribuye en los “entrepisos eficientes”, es decir, únicamente en los entrepisos donde la energía de deformación por corte es mayor que la energía de deformación por corte promedio de los entrepisos, como se muestra en la condición siguiente [12].

$$S_k \phi_{rk} > \frac{\sum_{k=1}^N S_k \phi_{rk}}{N} \quad (2.36)$$

Donde:

S_k = Parámetro proporcional a la fuerza cortante del k – *ésimo* entrepiso.

ϕ_{rk} = Desplazamiento modal relativo del dispositivo en el k – *ésimo* entrepiso.

2.2.3. Rigidez axial de los AFV.

Cuando se instalan amortiguadores en una estructura, regularmente se utilizan sistemas de soporte y placas de conexión para sujetarlos a la estructura principal, como se muestra en la Figura 2.6.

Los AFV se caracterizan por presentar rigidez axial, debido a la compresibilidad del fluido en la cámara del dispositivo (en frecuencias mayores a 4Hz) y se puede representar como un modelo resorte-amortiguador de Maxwell. Además, la rigidez del sistema (amortiguador-soporte-conexión) puede alterar significativamente la eficiencia del amortiguador; por lo que, para mantener una eficiencia alta se recomienda calcular la rigidez como se indica en la ecuación 2.28 [59–61].

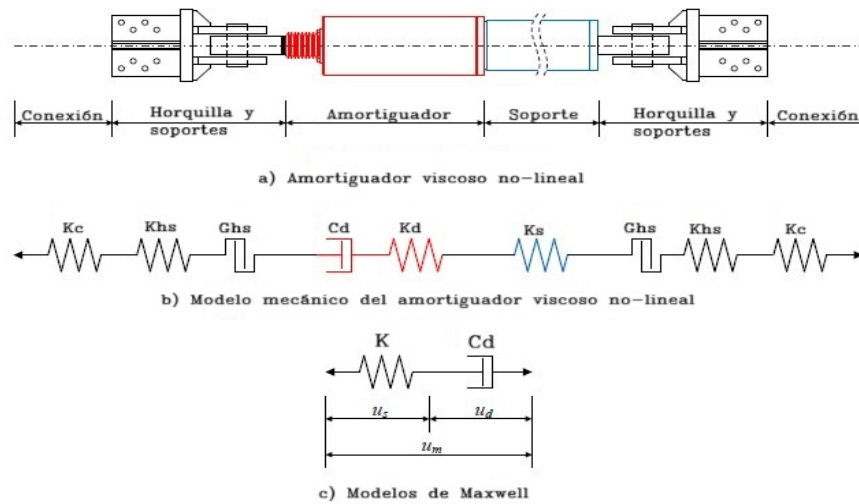


Figura 2.6: Rigidez axial del sistema amortiguador-soporte-conexión [13].

$$K_{dj} = C_{dj} \omega_n \left(\frac{1}{\varepsilon(\omega_n)^2} - 1 \right)^{-\frac{1}{2}} \quad (2.37)$$

Donde:

K_{dj} = Rigidez axial del sistema (amortiguador-soporte-conexión) en el j – ésimo entrepiso..

C_{dj} = Coeficiente de amortiguamiento lineal en el j – ésimo entrepiso.

ω_n = Frecuencia natural de la estructura sin amortiguadores.

$\varepsilon(\omega_n)^2$ = Eficiencia del sistema (amortiguador-soporte-conexión), mayor que 98 %.

Finalmente, es valioso mencionar que la resistencia de los soportes es un parámetro de diseño importante para evitar una falla prematura, los soportes se pueden dimensionar con el valor de (K_{dj}).

2.2.4. Consideraciones importantes de análisis y diseño.

Cuando se analizan estructuras equipadas con AFV para obtener su respuesta sísmica es importante tomar en cuenta algunas consideraciones, como por ejemplo:

Por un lado, no se debe pasar por alto que un sistema estructural equipado con AFV presenta distintos niveles de amortiguamiento, debido a la estructura y a los dispositivos, lo que resulta en un sistema con amortiguamiento no-clásico. Por lo que, el análisis apto para calcular la respuesta “real” de un sistema estructural equipado con AFV, es mediante la ejecución de un análisis no lineal tiempo-historia que se repite hasta cumplir con los objetivos de diseño. Esto representa un proceso inconveniente en la practica, por el tiempo de análisis requerido y el esfuerzo computacional necesario (por la naturaleza misma del análisis a realizar).

Por otro lado, debido a que el análisis modal espectral está dirigido a sistemas con amortiguamiento clásico, no es valido usarlo directamente en estructuras equipadas con AFV; por lo que, se han desarrollado procedimientos de análisis del espectro de respuesta para sistemas con amortiguamiento no clásico; sin embargo, estos procedimientos requieren dos espectros [7]:

- El espectro de pseudo-aceleración, pseudo-velocidad o desplazamiento.
- El espectro de velocidad relativa. Debido a que este no se encuentra comúnmente disponible ni se contempla dentro de los criterios de diseño estructural establecidos en las normativas, suele ser aproximado mediante el espectro de pseudo-velocidad. Cabe señalar que esta aproximación únicamente es válida en un intervalo acotado de periodos de vibración y fracciones de amortiguamiento [17–19].

Así mismo, el análisis de sistemas con amortiguamiento no clásico presenta diferencias respecto al de sistemas con amortiguamiento clásico en dos aspectos principales [7]:

- Debido a que las frecuencias y los modos resultantes son complejos, el problema de valor característico que se debe resolver es de orden $2N$.
- Además de considerar el desplazamiento del n -ésimo modo del sistema de un grado de libertad (1GDL), ahora es necesario también su velocidad relativa, la cual, puede ser calculada mediante un análisis paso a paso.

Por lo tanto, el enfoque estándar para resolver este problema es tratar el amortiguamiento de los AFV como amortiguamiento clásico, conforme a los procedimientos desarrollados por Constantinou y Symans [20] para amortiguadores de fluido viscoso lineal (AFVL) y por Selemah y Constantinou [15] para amortiguadores de fluido viscoso no lineal (AFVNL).

Si bien, la incorporación de AFV en el sistema estructural puede disminuir la respuesta estructural, también modifica la trayectoria de las cargas. Exactamente, cuando se cambia de un marco a momento a un marco con arriostramientos, las fuerzas axiales de las columnas pueden tener un incremento importante. Además, en los sistemas de disipación de energía histéretica, la fuerza axial máxima de las columnas se produce al mismo tiempo que el desplazamiento máximo de la columna. Sin embargo, en los sistemas de disipación de energía viscoelástica, la fuerza axial máxima de la columna se presenta cuando el desplazamiento de la columna es menor que el máximo [3].

2.3. Estudios existentes

Existe una gran diversidad de estudios sobre estructuras equipadas con AFV para aplicaciones sísmicas alrededor del mundo, en donde se analiza la respuesta estructural y se evalúa la eficacia de estos dispositivos considerando diferentes escenarios. Por ejemplo se evalúan demandas sísmicas, procedimientos de análisis sísmicos, procedimientos de diseño, optimización y las propias características de los AFV, entre otros más. Además se analiza el comportamiento lineal y no-lineal de los amortiguadores y de la estructura.

Entonces, debido a que en este trabajo se evalúan distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, para encontrar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS. Simulando marcos de acero simétricos, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985. A continuación se presentan algunos trabajos relacionados con esta premisa:

Hwang et al [12] realizan una comparación de métodos de distribución de los coeficientes de amortiguamiento viscoso para edificios. El objetivo de este estudio es proponer algunos métodos

de distribución de los coeficientes de amortiguamiento a lo largo de la altura de un edificio, como herramienta de acompañamiento a los diseñadores. Se mostraron dos fórmulas simples y no repetitivas para distribuir el coeficiente de amortiguamiento correspondiente a una relación de amortiguamiento suplementario deseado para los edificios y se han comparado con dos métodos no repetitivos existentes y el algoritmo de búsqueda secuencial simplificado repetitivo. Además del método de distribución uniforme (DU), se usan los métodos de distribución proporcionales a la fuerza corte de entrepiso, a la energía de deformación del cortante de entrepiso y la energía de deformación del cortante de entrepiso de los “pisos eficientes”, respectivamente. La comparación de los cinco métodos no muestra ninguna diferencia significativa en las respuestas elásticas sísmicas de los tres marcos planos diseñados con los cinco métodos de distribución correspondientes a la misma relación de amortiguamiento adicional.

Con base en los resultados, la distribución basada en la energía de deformación por cortante de entrepiso y la energía de deformación por cortante de entrepiso de los “pisos eficientes” son las mejores opciones, es decir, los métodos proporcionan la distribución más eficiente del coeficiente de amortiguamiento viscoso a lo largo de la altura de la estructura. En general, el coeficiente de amortiguamiento total suplementario, la fuerza máxima de amortiguación en un piso, la fuerza total de amortiguación, el control del desplazamiento vertical de piso, los esfuerzos computacionales totales y las preocupaciones arquitectónicas, la energía de deformación por cortante de entrepiso de los “pisos eficientes” puede proporcionar una de las mejores opciones para el diseño práctico de amortiguadores viscosos.

Whittle et al [55] realizan una comparación de métodos de colocación de amortiguadores viscosos para mejorar el diseño sísmico de edificios. El propósito de este artículo es presentar una comparación exhaustiva de tres métodos avanzados y dos métodos estándar para escenarios de diseño realistas y niveles de desempeño. Los métodos estándar de colocación de amortiguadores seleccionados son: los métodos de amortiguamiento uniforme y de amortiguamiento proporcional a la rigidez. Conjuntamente los métodos avanzados de colocación de amortiguadores son: el algoritmo de búsqueda secuencial simplificado [35], la colocación óptima de amortiguadores para funciones de transferencia mínimas [28] y el método de análisis/rediseño completamente estresado [33]. La comparación se realiza en términos de reducciones en las distorsiones de entrepiso máximas, aceleraciones absolutas y distorsiones residuales.

Todos los métodos de colocación de amortiguadores logran el objetivo de deriva deseado para los edificios regulares e irregulares. Esto indica que el nivel de desempeño de diseño de Ocupación Inmediata se ha cumplido con los amortiguadores; independientemente, del esquema de colocación. Además, los cinco esquemas de colocación redujeron aún más las aceleraciones absolutas y los desplazamientos residuales en comparación con los marcos desnudos. Se ha demostrado que los métodos uniforme y proporcional a la rigidez, son los más simples de implementar; ya que, cumplen con los límites de distorsiones de diseño; pero, no logran una distribución óptima de los amortiguadores en términos de mejor reducción del desempeño o distribuciones de distorsiones más uniformes.

Landi et al [22] investigan la eficacia de diferentes distribuciones verticales de coeficientes de amortiguamiento viscoso no lineales para la rehabilitación sísmica de marcos de concreto reforzado regulares e irregulares de varios entrepisos existentes. En particular, se compararon diferentes distribuciones simples con otros procedimientos propuestos en la literatura, incluyen-

do dos métodos de energía y un algoritmo de búsqueda secuencial repetitiva. Posteriormente, se examinó la eficacia de las distintas distribuciones, realizando un análisis tiempo-historia y considerando un comportamiento no lineal tanto para los amortiguadores viscosos como para los elementos estructurales.

En general, los métodos energéticos, proporcionaron buenos resultados en términos de reducción de costos, eficacia de la distribución y sencillez de aplicación; en comparación con otros métodos eficaces, pero más complejos.

Del Gobbo et al [62], en el estudio denominado Comparación de métodos de distribución de amortiguadores de fluido viscoso considerando el desempeño sísmico de todo el edificio; se comenta que la distribución de amortiguadores dentro de un edificio es una decisión crítica; sin embargo, no es concluyente. En este artículo se evalúa y compara la efectividad de seis métodos de distribución de amortiguadores de uso frecuente, teniendo en cuenta el desempeño estructural y no estructural, así como los costos de reparación, usando el documento técnico FEMA P-58. Se consideran en el estudio el diseño de edificios que cumplen con el Eurocódigo con alturas de cuatro, ocho y 16 pisos. Así, estas estructuras se modelan y analizan con un análisis tiempo historia llevado a cabo en OpenSees. El alcance se limita a AFV lineales, marcos arriostrados concéntricos y estructuras regulares.

Dentro del documento se redacta que la consideración de amortiguadores no lineales sería una valiosa extensión futura del trabajo actual. Dentro de las conclusiones se presenta que la optimización de la ubicación de los AFVs puede ser más exitosa para estructuras de gran altura. Tanto las aceleraciones absolutas del piso como las distorsiones de entrepisos deben ser consideradas en cualquier método de optimización, y curvas de fragilidad simplificadas, mismas que estiman los costos de reparación para cada piso basado en la distorsión y la aceleración entre pisos se podría desarrollar usando FEMA P-58 y podrían usarse como funciones objetivo.

El trabajo titulado: Estrategias de diseño de amortiguadores viscosos para protección sísmica de estructuras de edificación: una revisión, realizado por De Domenico et al. [21], expone de manera general pero sucinta los fundamentos de las metodologías más populares que han sido propuestas en la literatura hasta ahora. Se revisa una amplia variedad de metodologías analíticas, heurísticas y numéricas desarrolladas para el diseño, la colocación y el dimensionamiento de los FVD con el fin de examinar los aspectos clave y las características principales. Como contribución complementaria de este artículo, algunas de las metodologías revisadas se reinterpretan desde perspectivas basadas en la energía.

Hasta el momento, se han realizado comparativas de la respuesta estructural (distorsiones, aceleraciones, velocidades y estados de daño, etc.) con distintas distribuciones de AFV, en donde se observa que la respuesta se reduce significativamente en estructuras equipadas con estos dispositivos. Sin embargo, debido a que existen distintos procedimientos para calcular la ubicación, la cantidad y el tamaño de los amortiguadores, también existe un número ilimitado de posibles distribuciones que cumplen con los objetivos de diseño.

Entonces, no está claro qué parámetro de ingeniería proporciona una distribución de AFVNL mediante los procedimientos de distribución simplificados, tal que, la respuesta estructural se aproxime a la del ACS. Adicionalmente, las demandas sísmicas son particulares de las zonas de estudio sin que hasta el momento se realicen para la zona del Valle de México.

Capítulo 3

Metodología

La metodología planteada se fundamenta en la hipótesis, de que al evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, existe una distribución de amortiguadores que se aproxima al ACS en no más del 10%. Esto se logra comparando la respuesta estructural de dos modelos estructurales analíticos; el primer modelo, consiste en un marco estructural con ACS y el segundo modelo, consiste en un marco equipado con AFVNL (usando los procedimientos de distribución simplificados), ambos con la misma cantidad de amortiguamiento suplementario, en marcos de acero simétricos sujetos a acción sísmica.

3.1. Amortiguamiento clásico suplementario (ACS)

Un sistema estructural equipado con AFV presenta distintos niveles de amortiguamiento, debido a la estructura y a los dispositivos; lo que, resulta en un sistema con amortiguamiento no-clásico. Por lo que, el análisis adecuado para calcular la respuesta estructural; es el análisis dinámico no-lineal historia-tiempo que se repite hasta cumplir con los objetivos de diseño. Sin embargo, esto representa un proceso inconveniente en la práctica por la complejidad y el tiempo de análisis requerido, así como el esfuerzo computacional necesario.

Por un lado, los reglamentos y manuales de diseño recomiendan el uso del análisis dinámico modal espectral, el cual está dirigido a sistemas con amortiguamiento clásico y no es apropiado usarlo directamente en estructuras equipadas con AFV (debido a que se obtienen frecuencias y modos complejos). Alternativamente se han desarrollado procedimientos de análisis del espectro de respuesta para sistemas con amortiguamiento no-clásico; sin embargo, estos procedimientos no son prácticos y además para caracterizar la demanda sísmica se requieren dos espectros [7]:

- El espectro de pseudo-aceleración. Especificado en los reglamentos o manuales como un espectro de diseño.
- El espectro de velocidad relativa no está disponible con frecuencia ni se incluye entre los criterios de diseño estructural de los reglamentos; por ello, habitualmente se aproxima mediante el espectro de pseudo-velocidad. Esta aproximación solo es aplicable en un intervalo restringido de periodos de vibración y fracciones de amortiguamiento [17–19].

Adicionalmente, el análisis de los sistemas con amortiguamiento no-clásico (con el análisis dinámico modal espectral), difiere del de los sistemas con amortiguamiento clásico en dos formas principales [7]:

- El problema de valor característico que debe resolverse es del orden de $2N$, ya que se obtienen frecuencias y modos complejos.
- Adicionalmente al desplazamiento del n -ésimo modo del sistema de un grado de libertad, es necesario conocer su velocidad relativa. Dicha velocidad puede calcularse mediante un análisis dinámico paso a paso en el tiempo.

Así que, el enfoque comúnmente utilizado para resolver estructuras equipadas con AFV es; aproximar el amortiguamiento suplementario suministrado por los AFV como amortiguamiento clásico, así como se realiza en el procedimiento propuesto por Constantinou y Symans [20] para AFVL y Seleemah y Constantinou [15] para AFVNL. Este procedimiento considera que los periodos y las formas modales de una estructura equipada con AFV son iguales a los de una estructura sin amortiguadores; pero, con la misma cantidad de amortiguamiento suplementario; por lo tanto, se puede asumir que la respuesta estructural es la misma. En consecuencia, es posible analizar estructuras equipadas con AFV con el análisis modal espectral, tal como se indica en los reglamentos y manuales de diseño.

Con base en lo anterior, en este trabajo se define como **Amortiguamiento Clásico Suplementario (ACS)**, al amortiguamiento adicional suministrado por los AFVNL; pero con comportamiento clásico. Así mismo, se considera que una estructura con ACS es una estructura que no cuenta con AFVNL, pero si con la misma relación de amortiguamiento que una estructura equipada con AFVNL, es decir, la relación de amortiguamiento suplementario de los dispositivos (ξ_d) es igual a la relación de ACS (ξ_{dcs}). En consecuencia, la respuesta de la estructura equipada con AFVNL se aproxima a la respuesta de la estructura con ACS, así como se muestra en la Figura 3.1.

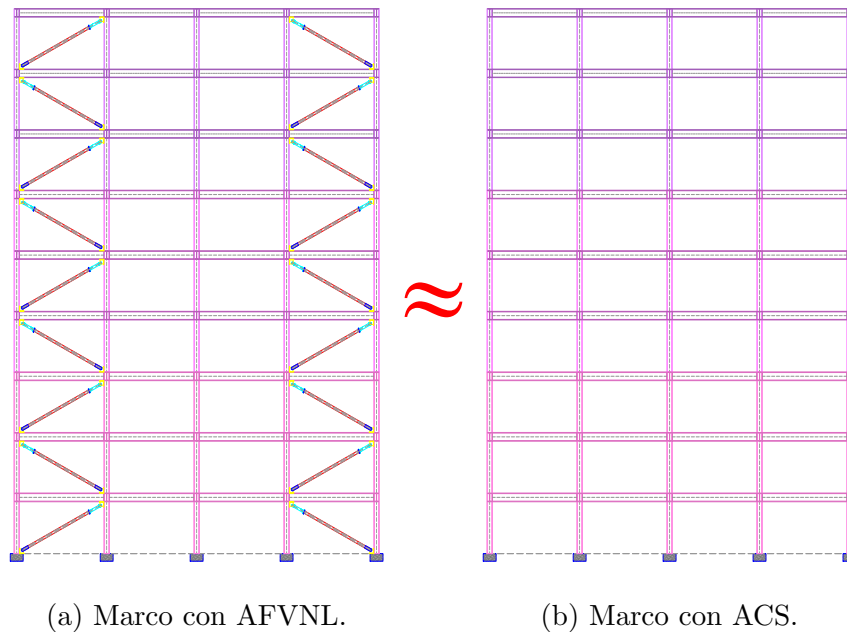


Figura 3.1: Marcos estructurales con la misma demanda de amortiguamiento, periodos, formas modales y respuesta sísmica.

Tomando como referencia la Figura 3.1, el marco con ACS es usado como estructura de control y sus distorsiones de entrepiso se comparan con las del marco con AFVNL, para identificar

cuál de las distintas distribución de AFVNL se aproxima más al ACS.

3.2. Demanda sísmica

Considerando que, el amortiguamiento no-clásico de una estructura equipada con AFVNL se puede aproximar al amortiguamiento clásico, es posible usar el análisis modal espectral tal como se indica en los reglamentos y manuales de diseño. Así que, los espectros de diseño especificados en los reglamentos pueden ser usados como demanda sísmica, en los que es posible incrementar el amortiguamiento modal hasta alcanzar los objetivos de diseño; en la Figura 3.2 se muestra un ejemplo.

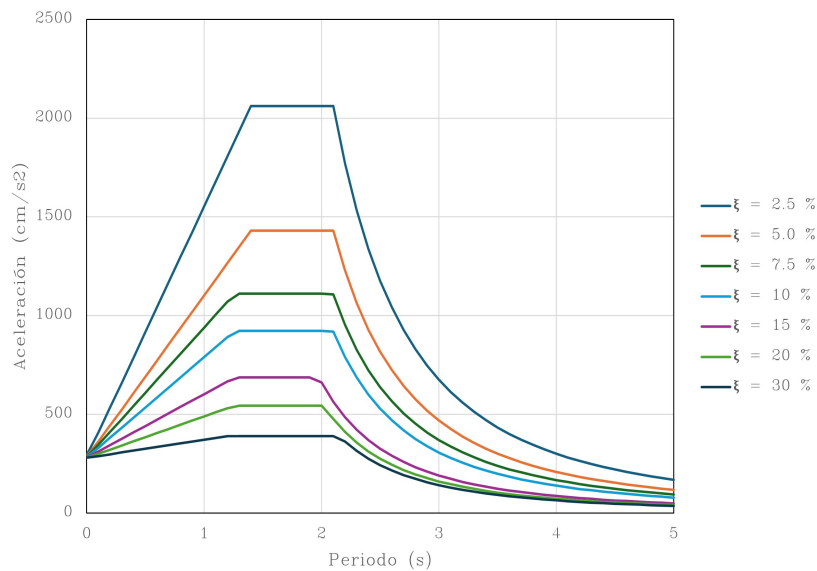


Figura 3.2: Espectro de diseño.

El análisis dinámico modal espectral puede usar espectros de diseño y espectros de respuesta como demanda sísmica, dependiendo de la finalidad del análisis. Sin embargo, en este estudio inicialmente se utilizan espectros de respuesta para identificar registros acelerográficos con demandas importantes; así como, para tener una referencia de la respuesta estructural. Finalmente, la respuesta estructural se calcula con ayuda del análisis dinámico no-lineal historia-tiempo (para evitar el efecto de los modos superiores), usando los acelerogramas seleccionados como demanda sísmica.

3.3. Distribución de los AFVNL

Generalmente, el diseño sísmico de estructuras equipadas con AFVNL consta de dos etapas: inicialmente, se obtiene la cantidad de amortiguamiento adicional con el cual se alcanzan los objetivos de diseño que están en función de un estado límite y finalmente, se determina la distribución de los amortiguadores, es decir, la cantidad, la ubicación, la configuración de instalación y el tamaño (coeficientes de amortiguamiento). La etapa inicial regularmente queda controlada por procesos iterativos y/o la experiencia del diseñador (ver punto 6 sección 3.5), mientras que la etapa final esta controlada por los procedimientos de distribución; los cuales, pueden estar

en función de parámetros de ingeniería, como: la rigidez, energía, distorsión, fuerza cortante, velocidad, etc (ver punto 8 sección 3.5).

En la obtención de la distribución de los AFV; primeramente, se determina la cantidad y la ubicación, tomando en cuenta el número de crujías y el número de niveles de la estructura; posteriormente, se define la configuración de instalación considerando la disponibilidad de espacio y características arquitectónicas [21]. Finalmente, el tamaño de los dispositivos se puede calcular con ayuda de diversos procedimientos que se han desarrollado; los cuales, se pueden clasificar en dos grupos [12, 22]: en un grupo tenemos a los procedimientos de distribución simplificados y en el otro tenemos a los algoritmos que buscan una distribución “óptima”. El primer grupo está fundamentado en fórmulas de diseño simples, que calculan coeficientes de amortiguamiento (tamaño del dispositivo) con base en una relación de amortiguamiento. En donde, el amortiguamiento suplementario suministrado por los dispositivos se aproxima como amortiguamiento clásico; así como, se realiza en el procedimiento propuesto por Constantinou y Symans [20] para AFVL y Seleemah y Constantinou [15] para AFVNL. Por lo que, ahora el amortiguamiento de los dispositivos se puede definir como: amortiguamiento clásico suplementario (ACS). Dicho enfoque ha sido adoptado por FEMA 273 [23], FEMA 274 [24], FEMA 356 [25], FEMA 357 [26] y ASCE [27] para proporcionar metodologías que puedan ser usados en la práctica y también se usan en este estudio. Los procedimientos del segundo grupo se han ocupado en la ubicación “óptima” de los amortiguadores; tales como: los métodos basados en funciones de transferencia [28, 29], los algoritmos genéticos [30–33], los algoritmos de búsqueda secuencial (SSA) [34] y los algoritmos de búsqueda secuencial simplificado (SSSA) [35, 36]. Sin embargo, suelen ser poco prácticos, debido a que se deben realizar procesos de análisis repetitivos que son complejos, largos y tardados; por lo que, no serán tomados en cuenta en este trabajo.

3.4. Modelo estructural analítico (MEA)

La respuesta estructural se determina usando modelos estructurales analíticos (MEA); por lo que, el análisis para determinar los elementos mecánicos en los miembros y los desplazamientos en los nodos de los marcos estructurales, se realizó considerando un comportamiento elástico-endurecimiento por deformación bi-lineal en los elementos estructurales [63]. Los puntos que definen la curva de comportamiento son: el origen (0,0) y la fluencia (d_y, F_y), como se muestran en la Figura 3.3. La pendiente de la etapa elástica (m_E) corresponde a la rigidez elástica de los elementos. La pendiente de la etapa plástica (m_P) corresponde a una fracción de la rigidez elástica (b) conocida como rigidez de post-fluencia y puede ser igual al 2% [64].

En la Figura 3.4 se muestra el MEA con comportamiento inelástico, en donde se asignan plastificaciones por momento y siguen el mecanismo de falla de “columna fuerte - viga débil”. Las plastificaciones son representadas a través de resortes con el comportamiento mostrado en la Figura 3.3 y se asignan en los extremos de los elementos estructurales (indicados en color rojo).

3.5. Procedimiento de análisis

El procedimiento de análisis usado para determinar la distribución de AFVNL que se aproxima al ACS mediante la comparación de las distorsiones de entrepiso, se presenta a continuación:

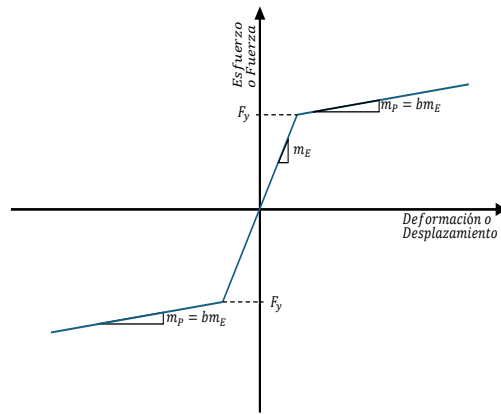


Figura 3.3: Curva de comportamiento de los elementos estructurales.

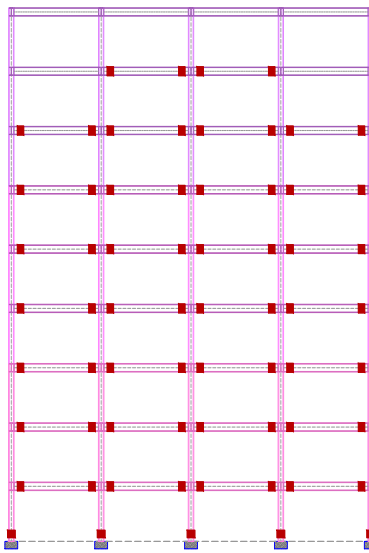


Figura 3.4: Modelo estructural analítico con comportamiento inelástico.

1. Definir el MEA con comportamiento inelástico, tomando en cuenta:
 - a) Materiales (Tipo y Propiedades).
 - b) Geometría (Elevación y crujías).
 - c) Masas (Uso de la edificación y acabados).
 - d) Elementos estructurales (Con comportamiento elastico-endurecimiento por deformación).
 - e) Estado de daño (Columna fuerte - Viga débil).
2. Precisar la demanda sísmica; recopilando, clasificando y seleccionando registros sísmicos existentes del Valle de México, tomando en cuenta su ubicación y su intensidad.
3. Fijar los objetivos de diseño que acotan la revisión sísmica; por ejemplo, desplazamientos.
4. Realizar un análisis modal del MEA en el rango elástico, para obtener el periodo (T) y la forma modal (ϕ) del modo fundamental.

5. Calcular la respuesta sísmica del MEA con **amortiguamiento inherente** (ξ_0).
6. Selección de la relación de amortiguamiento suplementario para los AFVNL (ξ_d), Lo cual se logra:
 - a) Incrementando el ACS (ξ_{dcs}) de manera iterativa hasta alcanzar los objetivos de diseño.
 - b) Calculando la respuesta sísmica del MEA con amortiguamiento inherente (ξ_0) y **ACS** (ξ_{dcs}).

Adicionalmente, se obtiene el desplazamiento de azotea (A), parámetro necesario para calcular los coeficientes de amortiguamiento de los AFVNL.

7. Elección del coeficiente de no-linealidad de los AFVNL (α). Este coeficiente queda definido por las características geométricas y mecánicas de los componentes internos de los AFV; principalmente, por la configuración de los orificios por donde circula el fluido viscoso y por la propia viscosidad del fluido. En aplicaciones sísmicas y de viento se recomiendan valores entre 0.2 y 1.0 [65]; ya que, se desarrollan fuerzas de amortiguamiento grandes a velocidades pequeñas.
8. Cálculo de las distintas distribuciones de AFVNL:
 - a) La **cantidad** y la **ubicación** de los amortiguadores se pueden definir de manera simétrica y uniforme a lo largo de la altura de la estructura, tomando en cuenta el número de crujías y el número de niveles. Se recomienda que la cantidad quede limitada de uno a dos amortiguadores por nivel y también, que los dispositivos se ubiquen en las crujías exteriores; así como, colocarlos en todos los niveles.
 - b) La **configuración de instalación** de los dispositivos se puede definir considerando diversos criterios, por ejemplo: el proceso constructivo, la fuerza de amortiguamiento requerida, la disponibilidad de espacio, las características arquitectónicas y los posibles trabajos de mantenimiento y remplazo [21]. La configuración de instalación de los amortiguadores que se usa, es la configuración diagonal, y le corresponde el factor de amplificación (f) indicado en la Figura 2.5. En esta configuración, se recomienda que la dirección de los amortiguadores cambie para evitar el incremento de las cargas axiales en las columnas y en la cimentación.
 - c) El **tamaño** (coeficientes de amortiguamiento) de los AFVNL se calcula con los siguientes **procedimientos de distribución simplificados**:
 - Distribución uniforme (DU).
 - Distribución basada en la distorsión modal de entrepiso (DBDM).
 - Distribución basada en la rigidez de entrepiso (DBRE).
 - Distribución proporcional al cortante de entrepiso (DPCE).
 - Distribución basada en la energía de deformación por cortante de entrepiso (DBEDCE).
 - Distribución basada en DBEDCE para entrepiso eficiente (DBEDCEEE).

- d) Cálculo de la rigidez axial de los amortiguadores con la ecuación 2.28 para una eficiencia del sistema del 99.5 %. En este caso se usan los coeficiente de amortiguamiento de AFVNL calculados con la distribución uniforme, con la finalidad de usar la misma rigidez en todos los entrepisos.
9. Calcular la respuesta sísmica del MEA con amortiguamiento inherente (ξ_0) y **AFVNL**, para cada distribución previamente definida.
 10. Comparar la respuesta estructural de cada distribución de AFVNL, para saber cuál se aproximara a la respuesta del ACS. Los parámetros considerados son:
 - a) La distorsión de entrepiso.
 - b) El tamaño del coeficiente de amortiguamiento total de los AFVNL.
 - c) El estado de daño.

La comparativa se realiza para los MEA equipados con:

- Amortiguamiento clásico suplementario (ACS).
- AFVNL con distribución uniforme (DU).
- AFVNL con distribución basada en la distorsión modal de entrepiso (DBDM).
- AFVNL con distribución basada en la rigidez de entrepiso (DBRE).
- AFVNL con distribución proporcional al cortante de entrepiso (DPCE).
- AFVNL con distribución basada en la energía de deformación por cortante de entrepiso (DBEDCE).
- AFVNL con distribución basada en DBEDCE para entrepiso eficiente (DBED-CEEE).

Siempre tomando en cuenta los objetivos de diseño.

11. Evaluación de las distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, para identificar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS y, que, además ofrezca el menor tamaño de la dispositivos.
12. Validación de resultados, realizando análisis dinámico no-lineal historia-tiempo, tomando en cuenta:
 - a El MEA con comportamiento no-lineal.
 - b Los registros sísmicos seleccionados.
 - c Las distintas distribuciones de AFVNL
 - d El cumplimiento de los objetivos de diseño.

Se analizan únicamente marcos estructurales en dos dimensiones, con diferentes alturas y entrepisos. No se revisan modelos en tres dimensiones; ya que, no se estudian efectos bi-direccionales ni de torsión.

Capítulo 4

Resultados

En este capítulo se presentan algunos ejemplos de aplicación y sus resultados, congruentes con lo indicado en el capítulo 3. Con la finalidad de encontrar la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS.

4.1. Marcos estructurales

Se evalúan tres marcos estructurales planos; con diferentes alturas, entrepisos y crujías. Los marcos se identifican como: marco de 12 niveles (12N), marco de 16 niveles (16N) y marco de 20 niveles (20N). Se usan estos marcos debido a que su periodo fundamental de vibrar se encuentra en el rango de uno a tres segundos, en donde se presentan las ordenadas espectrales con mayor demanda para los sismos que se han presentado en el valle de México [66]. En todos los casos y análisis no se tomarán en cuenta efectos de torsión ni bi-direccionales; ya que, se trabaja con marcos planos, y además, sólo se analiza la distorsión de entrepiso (asociado al desplazamiento lateral).

4.1.1. Material

Los marcos están conformados por perfiles de acero estructural A992-Gr50, sección tipo W con las siguientes propiedades mecánicas:

- o Esfuerzo de Fluencia $F_y = 3515.34 \text{ kg/cm}^2$
- o Módulo de Elasticidad $E_s = 2038901.90 \text{ kg/cm}^2$

4.1.2. Geometría

En la Figura 4.1 se muestra una vista en elevación de los marcos. En ella, se puede identificar el número de niveles, el número de crujías y la altura de cada entrepiso.

En general, el marco 12N tiene una altura de 4.0m en todos los entrepiso y cinco crujías de 7.0m de largo cada una. El marco 16N tiene una altura de 3.5m en todos los entrepiso y cuatro crujías de 6.0m de largo cada una. Finalmente el marco 20N tiene una altura de 4.0m en el primer entrepiso y el resto de 3.0m y tres crujías de 5.0m de largo cada una.

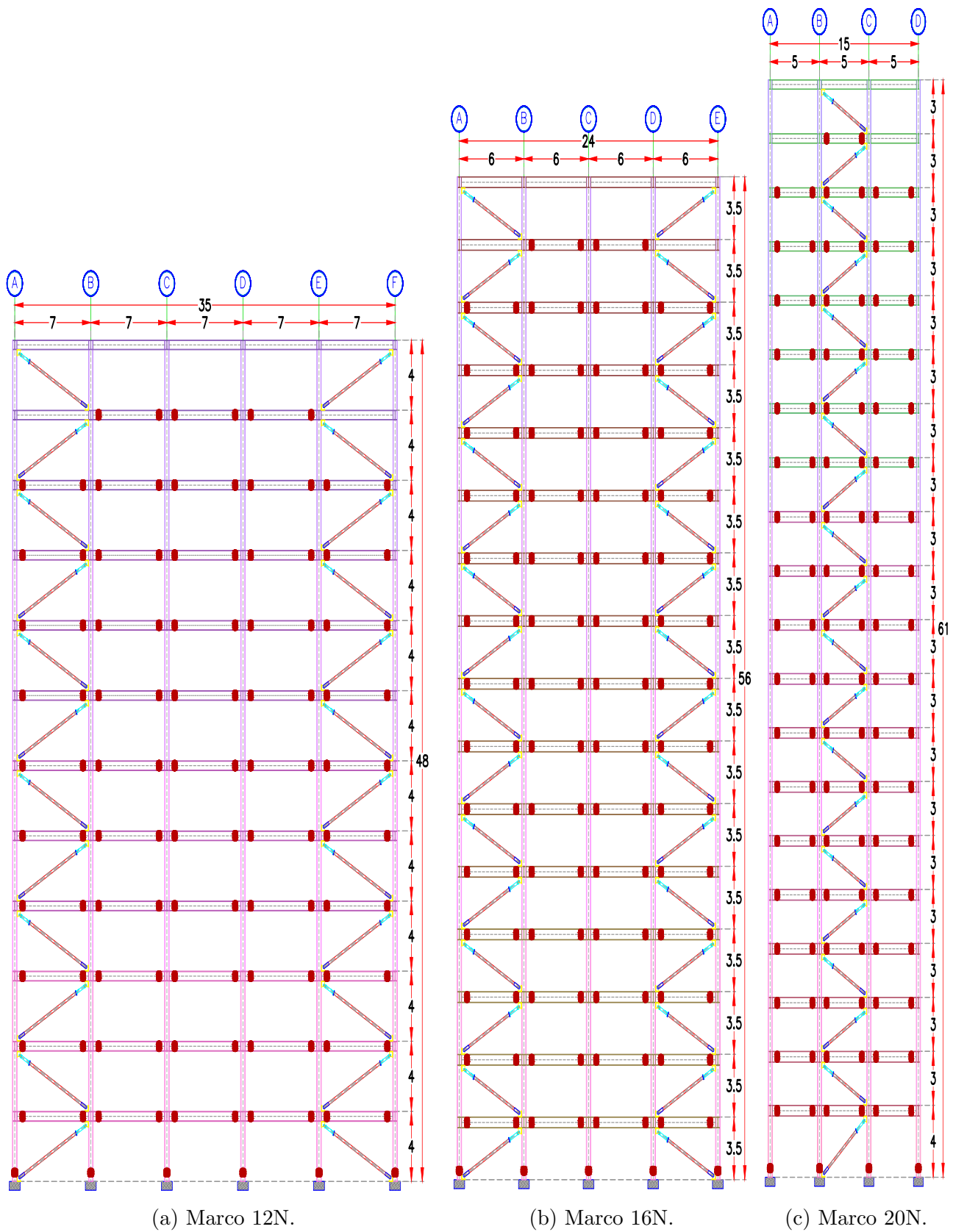


Figura 4.1: Marcos estructurales planos con AFVNL y su estado de daño.

4.1.3. Acciones de diseño

En el análisis, se consideran las acciones accidentales generadas por sismo; las cuales, involucran acciones permanentes y acciones variables, como se muestra a continuación.

4.1.3.1. Acciones permanentes

Estas acciones quedan definidas como cargas muerta (CM); las cuales, están conformadas por el peso de todos los elementos constructivos y de los acabados, estas cargas se muestran en la Tabla 4.1 para la azotea y en la Tabla 4.2 para los entrepisos.

Tabla 4.1: Carga Muerta en Azotea.

Lamina acanalada losacero cal. 22	8.00	kg/m^2
Firme de compresión de concreto de 6.0 cm de espesor	228.00	kg/m^2
Enladrillado o tejado	20.00	kg/m^2
Relleno de material ligero de 7.5 cm de espesor promedio	93.75	kg/m^2
Impermeabilizante	10.00	kg/m^2
Instalaciones	10.00	kg/m^2
Yeso o plafond	30.00	kg/m^2
Sobrecarga	40.00	kg/m^2
Carga Muerta	439.75	kg/m^2

Tabla 4.2: Carga Muerta en Entrepiso.

Lamina acanalada losacero cal. 22	8.00	kg/m^2
Firme de compresión de concreto de 6.0 cm de espesor	228.00	kg/m^2
Relleno de material ligero de 2.5 cm de espesor promedio	31.25	kg/m^2
Piso o acabado	20.00	kg/m^2
Instalaciones	10.00	kg/m^2
Muro de tablaroca	100.00	kg/m^2
Yeso o plafond	30.00	kg/m^2
Sobrecarga	40.00	kg/m^2
Carga Muerta	467.25	kg/m^2

El calibre de la lamina losacero y el firme de compresión de concreto se determinan con base a la sobrecarga indicada por el fabricante de la lamina. El peso de tinacos, tanques de gas y calentadores solares se toma en cuenta en la carga de instalaciones.

4.1.3.2. Acciones variables

Estas acciones quedan definidas como cargas vivas; las cuales, se definen por el uso y ocupación de las edificaciones, para el caso de sismo se usa la carga viva instantánea (W_a) indicadas en la sección 6.1.2 de las Normas Técnicas Complementarias sobre Criterios y Acciones para el Diseño Estructural de las Edificaciones del 2023 (NTCSCADEE-2023) [67], como se muestra en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3: Cargas vivas instantánea unitaria (kg/m^2).

Destino de piso o cubierta	W_a
Habitación (Hospital)	100
Azotea (Pendiente no mayor que 5%)	70

Por lo tanto, las masas que se usan en los análisis son las que se muestran en la Tabla 4.4.

Tabla 4.4: Masa de cada entrepiso.

Marco 20N		Marco 16N		Marco 12N	
Nivel	m ($tf - s^2/m$)	Nivel	m ($tf - s^2/m$)	Nivel	m ($tf - s^2/m$)
20	7.21	16	9.52	12	13.09
17 - 19	7.94	13 - 15	10.45	10 - 11	14.32
13 - 16	8.00	9 - 12	10.58	7 - 9	14.52
9 - 12	8.08	5 - 8	10.74	4 - 6	14.78
5 - 8	8.18	1 - 4	10.90	1 - 3	15.09
2 - 4	8.27				
1	8.54				

m : masa de entrepiso.

4.1.4. Elementos

Las perfiles de las secciones estructurales se muestran en la Tabla 4.5.

Tabla 4.5: Secciones estructurales

Marco 20N			Marco 16N			Marco 12N		
Elemento	Columna	Trabe	Elemento	Columna	Trabe	Elemento	Columna	Trabe
Nivel/Eje	A - D	A - D	Nivel/Eje	A - E	A - E	Nivel/Eje	A - F	A - F
17 - 20	W14x211	W21x48	13 - 16	W14x233	W24x76	10 - 12	W14x233	W21x122
13 - 16	W14x233	W21x50	9 - 12	W14x257	W24x84	7 - 9	W14x257	W21x132
9 - 12	W14x257	W24x55	5 - 8	W14x283	W24x94	4 - 6	W14x283	W21x147
5 - 8	W14x283	W24x62	1 - 4	W14x311	W24x104	1 - 3	W14x311	W21x166
2 - 4	W14x311	W24x68						
1	W14x342	W24x68						

Debido a que, el trabajo se enfoca en los resultados del análisis estructural y no en el diseño, las secciones se determinaron con gráficas de predimensionamiento para elementos de acero. Para las trabes se toma en cuenta el claro a salvar y, para las columnas, se considera la altura de entrepiso y el número de niveles de la estructura.

4.1.5. Estado de daño

En la Figura 4.1 se muestra el estado de daño que se espera en los marcos estructurales (indicados en color rojo), estos se asignan con las características que se indican en la sección 3.4. Por lo tanto, se considera que un elemento ha sufrido daño cuando se supera el momento de fluencia (M_y) de la sección; los cuales, se muestran en la subsección 4.7.2.

4.2. Demanda sísmica

Para definir la demanda, se analizaron diversos eventos sísmicos que han afectado al Valle de México. Partiendo de 12 registros sísmicos representativos; posteriormente, se seleccionó el registro con la aceleración máxima de sus respectivos espectros de respuesta, en la Tabla 4.6 se muestran los registros.

Tabla 4.6: Registros sísmicos analizados [14]

No.	Estación	Magnitud	Fecha	Lugar	Ubicación	Aceleración máxima	Tipo de Suelo
1	SCT B-1	8.1	19/09/1985	Estacionamiento Edificio SCT	Col. Narvarte, CDMX	161.63 cm/s^2	Arcilla
2	IDEI PATIO	8.1	19/09/1985	Laboratorio de Mecánica de Suelos	Cd. Universitaria, CDMX	34.07 cm/s^2	Roca
3	CU01	8.1	19/09/1985	Laboratorio de Instrumentación Sísmica	Cd. Universitaria, CDMX	32.54 cm/s^2	Roca
4	TACUBAYA	8.1	19/09/1985	Observatorio de Tacubaya	Col. Observatorio, CDMX	33.97 cm/s^2	Suelo Duro
5	CCCL	7.1	19/09/2017	Centro Cultural Universitario Tlatelolco	Tlatelolco, CDMX	85.53 cm/s^2	Estructura
6	IDEI PATIO 5	7.1	19/09/2017	Caseta del Instituto de Ingeniería	Cd. Universitaria, CDMX	58.83 cm/s^2	Roca
7	LEAC	7.1	19/09/2017	Colonia Lomas Estrella	TLáhuac, CDMX	194.82 cm/s^2	Estructura
8	PCJR	7.1	19/09/2017	Edificio Plaza Córdoba Jardín	Col. Roma, CDMX	98.66 cm/s^2	Estructura
9	RABOSO	7.1	19/09/2017	Pueblo Raboso	Puebla, México	154.69 cm/s^2	Roca
10	SCT B-2	7.1	19/09/2017	Estacionamiento Edificio SCT	Col. Narvarte, CDMX	91.68 cm/s^2	Arcilla
11	TACUBAYA	7.1	19/09/2017	Observatorio de Tacubaya	Col. Observatorio, CDMX	62.37 cm/s^2	Suelo Duro
12	TEJUPILCO	7.1	19/09/2017	Escuela Telesecundaria No 13 Cuauhtemoc	Edo. de Méx. México	83.28 cm/s^2	Roca

Por lo tanto, la demanda sísmica usada para realizar los análisis, es el registro acelerográfico de la estación SCT B-1 del sismo del 19 de septiembre de 1985 componente Este-Oeste. Localizada en el estacionamiento del edificio de la Secretaría de Comunicaciones y Transportes (SCT), en la Av. Universidad entre Cumbres de Maltrata y Xola, Col. Narvarte, México, CDMX, coordenadas (19.394694 Latitud Norte, 99.148678 Longitud Oeste), ya que, presenta una demanda sísmica alta, comparada con otros registros, esto se puede observar en el espectro de respuesta en la Figura 4.2 (La intención de trabajar con una demanda sísmica alta, es mostrar la eficacia de los AFV).

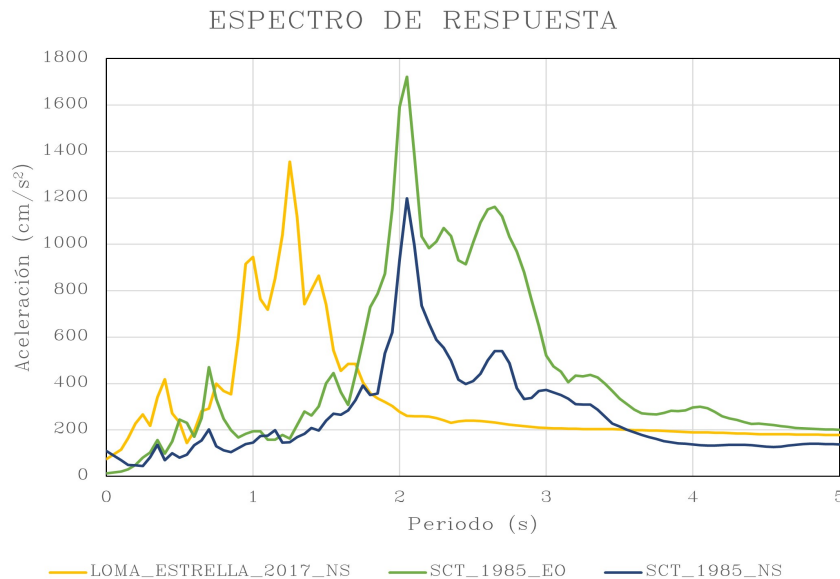


Figura 4.2: Espectros de respuesta de aceleraciones de eventos sísmicos importantes.

Todas las demandas (acelerogramas), se obtuvieron de la Base de Datos de Registros Acelerográficos de la Red Acelerográfica del Instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México (RAII-UNAM) [14].

4.3. Objetivos de diseño o Estados límite

Los análisis se realizaron con base en la revisión de los estados límite establecidos en las Normas Técnicas Complementarias para el Diseño por Sismo del 2023 (NTCDS-2023) [68], así como las Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Estructuras de Acero del 2023 (NTCDCEA-2023) [69] pertenecientes al Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal del 2023 (RCDF-2023) [70].

Se consideró que el momento de fluencia (M_y) de las secciones estructurales se calcula como se indica en la sección 7.3.1 de las NTCDCEA-2023 [69], conforme a la ecuación 4.1.

$$M_y = Z_x F_y = M_p \quad (4.1)$$

Donde:

Z_x = Módulo de sección plástica respecto al eje x .

M_p = Momento plástico de la sección.

Los valores obtenidos se muestran en la Tabla 4.7, estos se usan para modelar el comportamiento histéretico de las secciones estructurales.

Tabla 4.7: Momento de fluencia de las secciones estructurales.

Marco 20N					Marco 16N					Marco 12N				
Sección	A (m^2)	I_x (m^4)	Z_x (m^3)	M_y ($tf - m$)	Sección	A (m^2)	I_x (m^4)	Z_x (m^3)	M_y ($tf - m$)	Sección	A (m^2)	I_x (m^4)	Z_x (m^3)	M_y ($tf - m$)
W14x211	0.0400	0.0011	0.0064	224.67	W14x233	0.0442	0.0013	0.0071	251.17	W14x233	0.0442	0.0013	0.0071	251.17
W14x233	0.0442	0.0013	0.0071	251.17	W14x257	0.0488	0.0014	0.0080	280.56	W14x257	0.0488	0.0014	0.0080	280.56
W14x257	0.0488	0.0014	0.0080	280.56	W14x283	0.0537	0.0016	0.0089	312.23	W14x283	0.0537	0.0016	0.0089	312.23
W14x283	0.0537	0.0016	0.0089	312.23	W14x311	0.0590	0.0018	0.0099	347.35	W14x311	0.0590	0.0018	0.0099	347.35
W14x311	0.0590	0.0018	0.0099	347.35	W24x76	0.0145	0.0009	0.0033	115.20	W21x122	0.0232	0.0012	0.0050	176.86
W14x342	0.0652	0.0020	0.0110	387.11	W24x84	0.0159	0.0010	0.0037	129.05	W21x132	0.0250	0.0013	0.0055	191.83
W21x48	0.0091	0.0004	0.0018	61.62	W24x94	0.0179	0.0011	0.0042	146.31	W21x147	0.0279	0.0015	0.0061	214.89
W21x50	0.0095	0.0004	0.0018	63.38	W24x104	0.0197	0.0013	0.0047	166.49	W21x166	0.0315	0.0018	0.0071	248.89
W24x55	0.0105	0.0006	0.0022	77.20										
W24x62	0.0117	0.0006	0.0025	88.13										
W24x68	0.0130	0.0008	0.0029	101.98										

A : Área de la sección transversal.

I_x : Momento de inercia respecto al eje x .

Además, las distorsiones se limitan a las establecidas en la sección 4.3.2 de las NTCDS-2023 [68], como se muestra en la Tabla 4.8.

Tabla 4.8: Factores de comportamiento sísmico y distorsiones límite para estructuras de acero y compuestas.

Estructuración	μ	Q	γ_{max}
Marcos de acero	Alta	4	0.030
	Media	3	0.020
	Baja	2	0.015

μ : Ductilidad.

Q : Factor de comportamiento sísmico.

γ_{max} : Distorsión permisible.

4.4. Parámetros iniciales

Una vez definidas las características de los marcos estructurales, se calculan algunos parámetros necesarios para obtener los coeficientes de amortiguamiento de los AFVNL.

- El periodo (T) y la forma modal (ϕ) del modo fundamental, se obtiene de un análisis modal.
- La ductilidad (μ), el factor de comportamiento sísmico (Q) y la distorsión permisible (γ_{max}), se asignan en función de los objetivos de diseño.
- El coeficiente de no-linealidad de los AFVNL (α), se asigna con valores menores a la unidad; sabiendo que, esto nos permite tener amortiguadores relativamente pequeños y aunado a las recomendaciones de la literatura existente.
- La relación de amortiguamiento suplementario para los AFVNL (ξ_d), se calcula incrementando el ACS (ξ_{dcs}) de forma repetitiva hasta alcanzar la distorsión permisible. Este proceso iterativo se realiza con ayuda del análisis dinámico no-lineal tiempo-historia.
- El desplazamiento de azotea (A) se obtiene del análisis dinámico no-lineal tiempo-historia, para el amortiguamiento suplementario que cumple con la distorsión permisible.

En la Tabla 4.9 se muestran los parámetros iniciales más importantes de las estructuras y de los AFVNL que se usarán para determinar el tamaño de los amortiguadores.

Tabla 4.9: Parámetros importantes de los marcos estructurales y los amortiguadores

Marco	$H(m)$	$T(s)$	μ	Q	γ_{max}	α	$\xi_{dcs}(\%)$	$A(cm)$
12N	48	1.80	Baja	2	0.015	0.4	10.8	50.43
16N	56	2.09	Media	3	0.020	0.5	9.5	78.25
20N	61	2.72	Baja	2	0.015	0.6	16.0	57.30

H : Altura total de la estructura.

Además, en la Tabla 4.10 se muestran parámetros de entrepiso necesarios para calcular los coeficientes de amortiguamiento.

4.5. Coeficientes de amortiguamiento de los AFVNL

El número de amortiguadores, su ubicación y su configuración de instalación es como se muestra en los marcos estructurales de la Figura 4.1. El tamaño (coeficientes de amortiguamiento) de los AFVNL se calcula con los procedimientos de distribución simplificados, en la Tabla 4.11, 4.12 y 4.13 se presentan los coeficientes y la rigidez axial de los amortiguadores, mientras que, en las Figuras 4.3, 4.4 y 4.5 se muestra el coeficiente total de amortiguamiento (C_t).

Tabla 4.10: Parámetros de entrepiso

Marco 20N			Marco 16N			Marco 12N		
Nivel	ϕ	k_l (tf/m)	Nivel	ϕ	k_l (tf/m)	Nivel	ϕ	k_l (tf/m)
20	1	1936.639	16	1	4346.411	12	1	5061.651
19	0.9817	2959.816	15	0.9813	5772.035	11	0.9748	5932.066
18	0.9567	3442.257	14	0.9522	6309.270	10	0.9308	6269.557
17	0.9241	3733.985	13	0.9122	6764.052	9	0.8686	6763.813
16	0.8842	4014.797	12	0.8630	7351.975	8	0.7929	6896.840
15	0.8381	4199.779	11	0.8071	7548.038	7	0.7025	7183.997
14	0.7859	4413.440	10	0.7430	7719.644	6	0.6020	7768.125
13	0.7291	4854.237	9	0.6717	8086.878	5	0.4980	7908.069
12	0.6718	5421.260	8	0.5963	8719.896	4	0.3867	8316.154
11	0.6157	5641.205	7	0.5201	8882.498	3	0.2745	9158.732
10	0.5574	5818.954	6	0.4398	9039.862	2	0.1684	9739.830
9	0.4969	6124.208	5	0.3566	9439.229	1	0.0661	14995.523
8	0.4363	6568.855	4	0.2738	10199.576	0	0	0
7	0.3771	6753.037	3	0.1951	10515.378			
6	0.3171	6948.143	2	0.1169	11420.995			
5	0.2570	7346.975	1	0.0439	18726.431			
4	0.1990	7965.154	0	0	0			
3	0.1448	8316.554						
2	0.0920	8999.694						
1	0.0428	10543.005						
0	0	0						

ϕ : Forma modal del modo fundamental.

k_l : Rigidez lateral de entrepiso.

4.6. Análisis historia-tiempo

El análisis para determinar la respuesta estructural, y poder comparar el perfil de distorsiones de un marco con ACS contra un marco equipado con AFVNL, es el análisis dinámico no-lineal historia-tiempo y se realizó con ayuda del programa de cómputo denominado OpenSees [37].

En el análisis se toma en cuenta:

- Amortiguamiento inherente (ξ_0) igual a 2%, debido a que, los marcos estructurales están conformados por elementos de acero.
- El MEA con comportamiento no-lineal.
- El registro sísmico seleccionado.
- El número, tamaño y ubicación de los AFVNL obtenidos con los procedimientos de distribución simplificados.
- El cumplimiento de los objetivos de diseño.

Tabla 4.11: Tamaño de los AFVNL del marco 12N.

Nivel	$C_{NL} [tf - (s/m)^{0.4}]$						$k_a (tf/m)$
	DU	DBDM	DBRE	DPCE	DBEDCE	DBEDCEEE	
12	116.977	31.006	71.760	18.833	4.785	0.000	14877.959
11	116.977	54.433	84.100	38.918	17.358	0.000	14877.959
10	116.977	76.762	88.884	58.096	36.542	0.000	14877.959
9	116.977	93.524	95.892	76.239	58.424	0.000	14877.959
8	116.977	111.624	97.778	92.800	84.879	0.000	14877.959
7	116.977	124.032	101.849	107.473	109.227	124.561	14877.959
6	116.977	128.536	110.130	120.272	126.673	144.456	14877.959
5	116.977	137.378	112.114	130.859	147.304	167.983	14877.959
4	116.977	138.539	117.899	139.080	157.881	180.046	14877.959
3	116.977	131.105	129.845	145.039	155.811	177.685	14877.959
2	116.977	126.266	138.083	148.694	153.842	175.439	14877.959
1	116.977	81.710	212.594	150.130	100.516	114.627	14877.959

C_{NL} : Coeficiente de amortiguamiento no-lineal.

k_a : Rigidez axial del amortiguador.

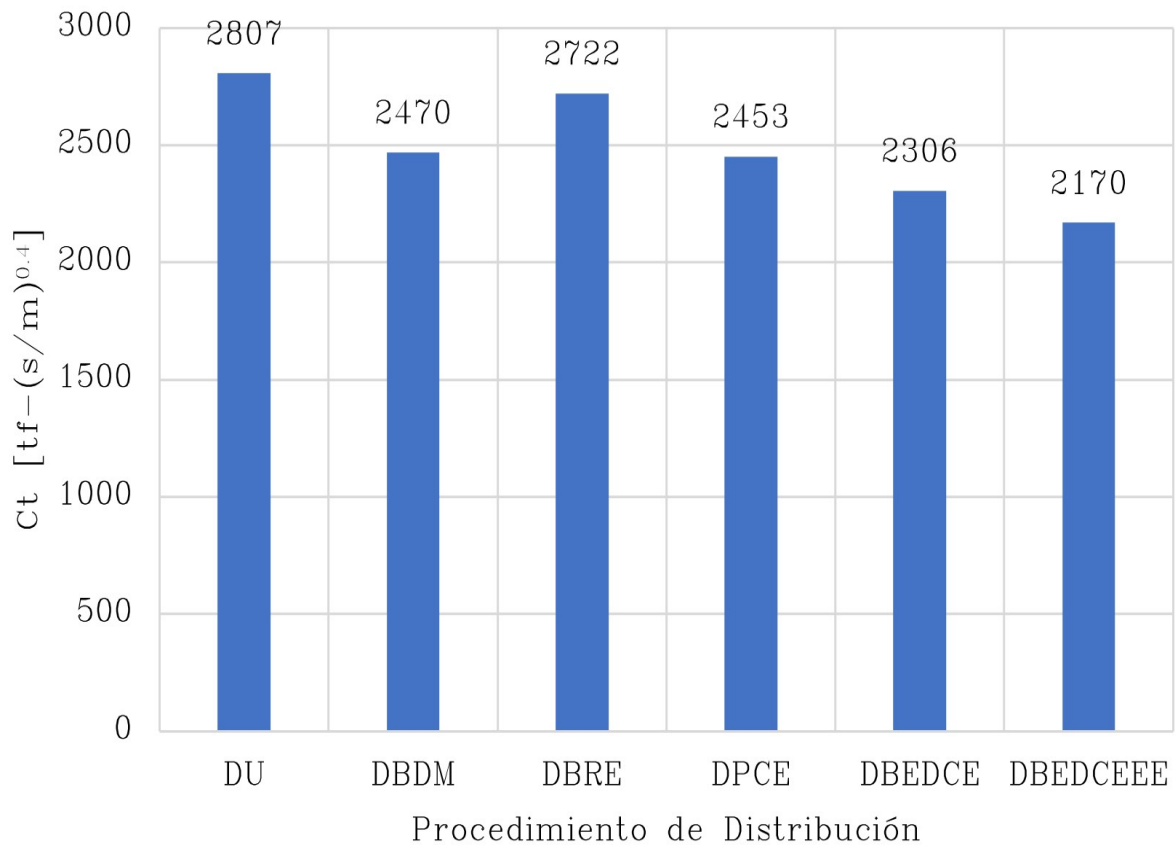


Figura 4.3: Coeficiente total de amortiguamiento, marco 12N.

Tabla 4.12: Tamaño de los AFVNL del marco 16N.

Nivel	$C_{NL} [tf - (s/m)^{0.5}]$						$k_a (tf/m)$
	DU	DBDM	DBRE	DPCE	DBEDCE	DBEDCEEE	
16	140.513	36.930	66.794	17.342	4.373	0.000	12408.185
15	140.513	57.703	88.703	36.021	14.193	0.000	12408.185
14	140.513	79.363	96.959	54.145	29.342	0.000	12408.185
13	140.513	97.561	103.948	71.508	47.638	0.000	12408.185
12	140.513	110.760	112.983	88.145	66.665	0.000	12408.185
11	140.513	126.988	115.996	103.704	89.925	0.000	12408.185
10	140.513	141.369	118.633	118.028	113.936	0.000	12408.185
9	140.513	149.506	124.277	130.978	133.714	161.750	12408.185
8	140.513	151.064	134.005	142.644	147.141	177.992	12408.185
7	140.513	158.997	136.503	152.818	165.914	200.702	12408.185
6	140.513	165.044	138.922	161.424	181.924	220.068	12408.185
5	140.513	163.998	145.059	168.401	188.583	228.123	12408.185
4	140.513	156.162	156.744	173.840	185.373	224.240	12408.185
3	140.513	154.977	161.597	177.714	188.066	227.498	12408.185
2	140.513	144.721	175.514	180.036	177.915	215.218	12408.185
1	140.513	87.038	287.782	180.908	107.519	0.000	12408.185

C_{NL} : Coeficiente de amortiguamiento no-lineal.

k_a : Rigidez axial del amortiguador.

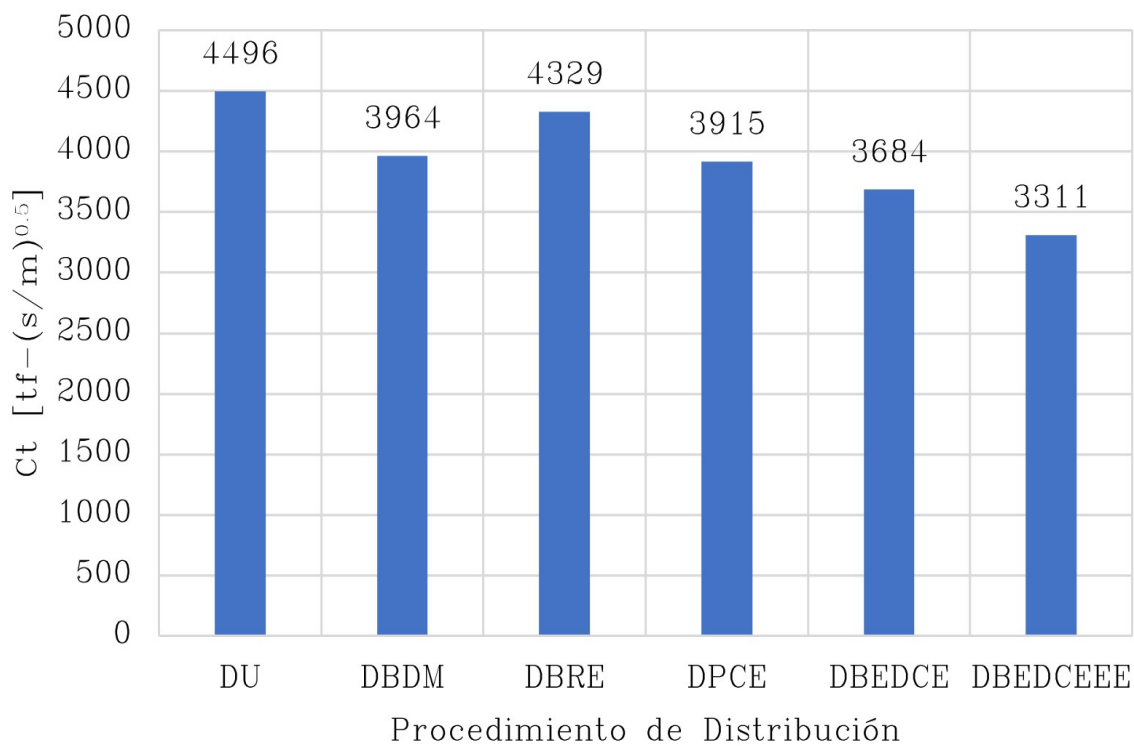


Figura 4.4: Coeficiente total de amortiguamiento, marco 16N.

Tabla 4.13: Tamaño de los AFVNL del marco 20N.

$C_{NL} [tf - (s/m)^{0.6}]$							
Nivel	DU	DBDM	DBRE	DPCE	DBEDCE	DBEDCEEE	$k_a (tf/m)$
20	376.692	127.229	119.143	40.229	13.212	0.000	28887.124
19	376.692	174.034	182.089	83.720	37.611	0.000	28887.124
18	376.692	226.626	211.769	126.104	73.772	0.000	28887.124
17	376.692	278.027	229.716	167.047	119.889	0.000	28887.124
16	376.692	321.233	246.992	206.492	171.229	0.000	28887.124
15	376.692	363.317	258.372	243.879	228.725	0.000	28887.124
14	376.692	395.347	271.516	278.939	284.670	0.000	28887.124
13	376.692	399.010	298.634	311.466	320.810	0.000	28887.124
12	376.692	390.773	333.518	341.739	344.725	413.230	28887.124
11	376.692	406.071	347.049	369.484	387.304	464.270	28887.124
10	376.692	420.811	357.984	394.602	428.647	513.830	28887.124
9	376.692	421.988	376.764	416.996	454.240	544.509	28887.124
8	376.692	412.623	404.118	436.901	465.361	557.840	28887.124
7	376.692	417.594	415.449	454.103	489.512	586.789	28887.124
6	376.692	418.799	427.452	468.570	506.563	607.229	28887.124
5	376.692	403.425	451.989	480.293	500.175	599.572	28887.124
4	376.692	377.801	490.019	489.479	477.365	572.229	28887.124
3	376.692	367.095	511.637	496.162	470.171	563.605	28887.124
2	376.692	343.195	553.664	500.411	443.325	531.424	28887.124
1	376.692	298.042	648.610	502.450	386.566	463.386	28887.124

C_{NL} : Coeficiente de amortiguamiento no-lineal.

k_a : Rigidez axial del amortiguador.

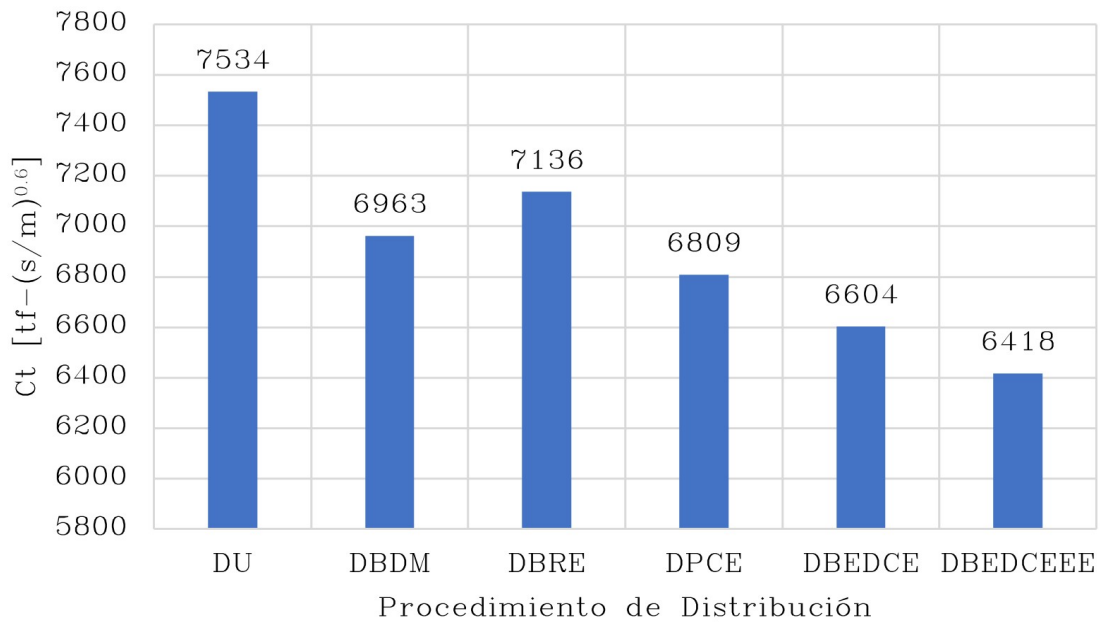


Figura 4.5: Coeficiente total de amortiguamiento, marco 20N.

- Los entrepisos se consideran diafragmas rígidos.
- Los apoyos se modelan empotrados.
- Las trabes y columnas se modelan, considerando que, sus extremos tienen comportamiento inelástico idealizados como resorte rotacional sin pérdida de rigidez, que representan la plastificación por momento y se considera una longitud de plastificación del 10 % de la longitud [64] del elemento. La parte media del elemento se modela con comportamiento elástico.
- Matriz de amortiguamiento no proporcional correspondiente a los AFVNL.
- Se considera amortiguamiento tipo Rayleigh.
- La solución de las ecuaciones de movimiento no lineales, se realizó utilizando el método de aceleración promedio de Newmark, con parámetros $\gamma = 0,5$ y $\beta = 0,25$, junto con el método de Newton-Raphson.

4.7. Comparación de la respuesta estructural

Se compara la **distorsión de entropiso** de los **MEA** con:

- Amortiguamiento inherente (**I**).
- Amortiguamiento clásico suplementario (**ACS**).
- AFVNL con distribución uniforme (**DU**).
- AFVNL con distribución basada en la distorsión modal de entropiso (**DBDM**).
- AFVNL con distribución basada en la rigidez de entropiso (**DBRE**).
- AFVNL con distribución proporcional al cortante de entropiso (**DPCE**).
- AFVNL con distribución basada en la energía de deformación por cortante de entropiso (**DBEDCE**).
- AFVNL con distribución basada en DBEDCE para entropiso eficiente (**DBEDCEEE**).

4.7.1. Distorsiones de entropiso

Mediante el perfil de distorsiones de entropiso y gráficas de barras se revisa la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS; considerando **distorsión promedio** de todos los entropisos y **distorsión máxima** del entropiso crítico.

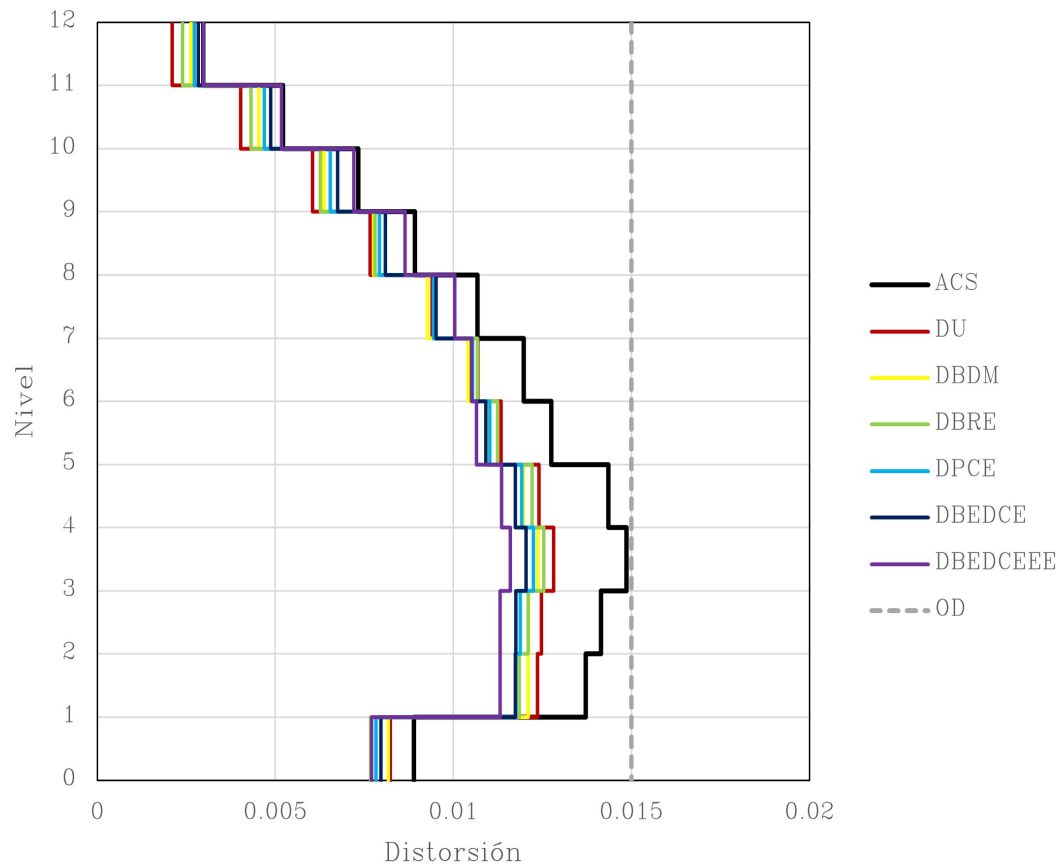


Figura 4.6: Distorsiones de entropía del marco 12N

4.7.1.1. Marco 12N

En la gráfica de escaleras mostrada en la Figura 4.6 se presenta el perfil de distorsiones de entropía del ACS y el de cada distribución de AFVNL. Se puede observar, la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS.

En la gráfica de barras mostrada en la Figura 4.7 se presenta la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS; considerando **distorsión promedio** de todos los entropías.

Tomando en cuenta la distorsión promedio de la Figura 4.7:

- La aproximación promedio es del 13.00 %; aunque, no se encuentran cercanas al ACS, cumplen los OD.
- La distorsión de las distintas distribuciones son similares; dado que, la desviación estándar es del 1.26 %.
- Existe una dispersión importante entre las distribuciones; ya que, el coeficiente de variación es del 9.68 %.

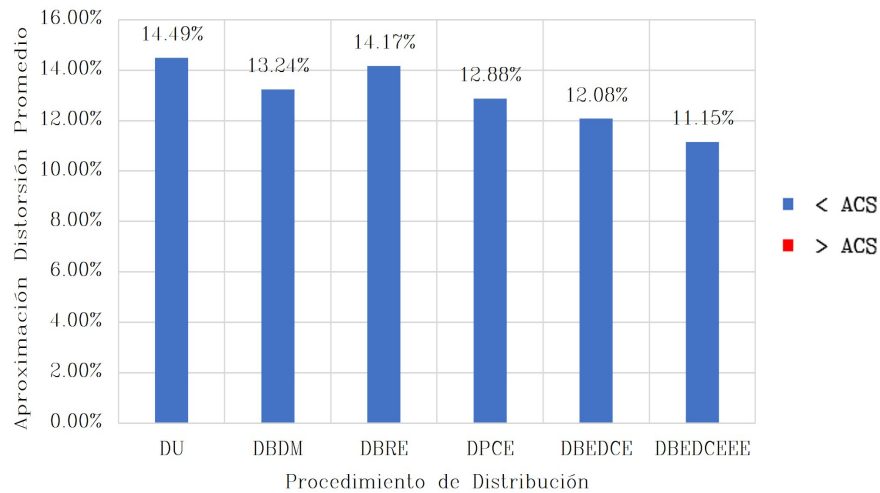


Figura 4.7: Aproximación de la distorsión de entepiso promedio

- La distorsión del procedimiento de DBEDCEEE es la que **más** se aproxima a la distorsión del ACS en un 11.15 %.
- La distorsión del procedimiento de DU es la que **menos** se aproxima a la distorsión del ACS en un 14.49 %.

En la gráfica de barras mostrada en la Figura 4.8 se presenta la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el AC;, considerando, **distorsión máxima** del entepiso critico.

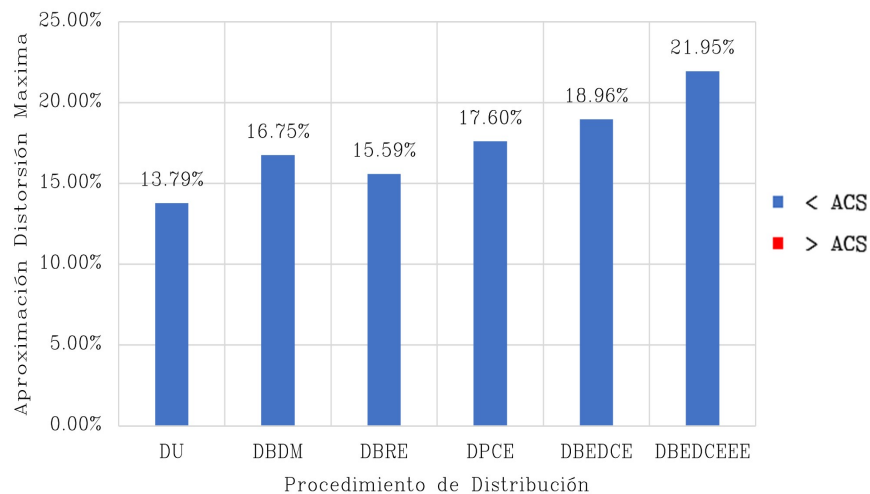


Figura 4.8: Aproximación de la distorsión de entepiso máxima

Tomando en cuenta la distorsión máxima de la Figura 4.8:

- La aproximación promedio es del 17.44 %; aunque, no se encuentran cercanas al ACS, cumplen los OD.

- La distorsión de las distintas distribuciones son similares; dado que, la desviación estándar es del 2.83 %.
- Existe una dispersión importante entre las distribuciones; ya que, el coeficiente de variación es del 16.21 %.
- La distorsión del procedimiento de DU, es la que **más** se aproxima a la distorsión del ACS en un 13.79 %.
- La distorsión del procedimiento de DBEDCEEE, es la que **menos** se aproxima a la distorsión del ACS en un 21.95 %.

4.7.1.2. Marco 16N

En la gráfica de escaleras mostrada en la Figura 4.9 se presenta el perfil de distorsiones de entrepiso del ACS y el de cada distribución de AFVNL. Se puede observar, la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS.

En la gráfica de barras mostrada en la Figura 4.10 se presenta la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS; considerando, **distorsión promedio** de todos los entrepisos.

Tomando en cuenta la distorsión promedio de la Figura 4.10:

- La aproximación promedio es del 9.99 %; aunque, no se encuentran cercanas al ACS, cumplen los OD.
- La distorsión de las distintas distribuciones son similares, dado que, la desviación estándar es del 3.72 %.
- Existe una dispersión importante entre las distribuciones; ya que, el coeficiente de variación es del 37.23 %.
- La distorsión del procedimiento de DBRE, es la que **más** se aproxima a la distorsión del ACS en un 6.33 %.
- La distorsión del procedimiento de DBEDCEEE, es la que **menos** se aproxima a la distorsión del ACS en un 16.60 %.
- Aunque la distorsión del procedimiento de DU se aproxima a la distorsión del ACS en un 7.23 %, sobrepasa la distorsión del ACS.

En la gráfica de barras mostrada en la Figura 4.11 se presenta la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS; considerando, **distorsión máxima** del entrepiso crítico.

Tomando en cuenta la distorsión promedio de la Figura 4.11:

- La aproximación promedio es del 6.27 %, se encuentran cercanas al ACS y cumplen los OD.

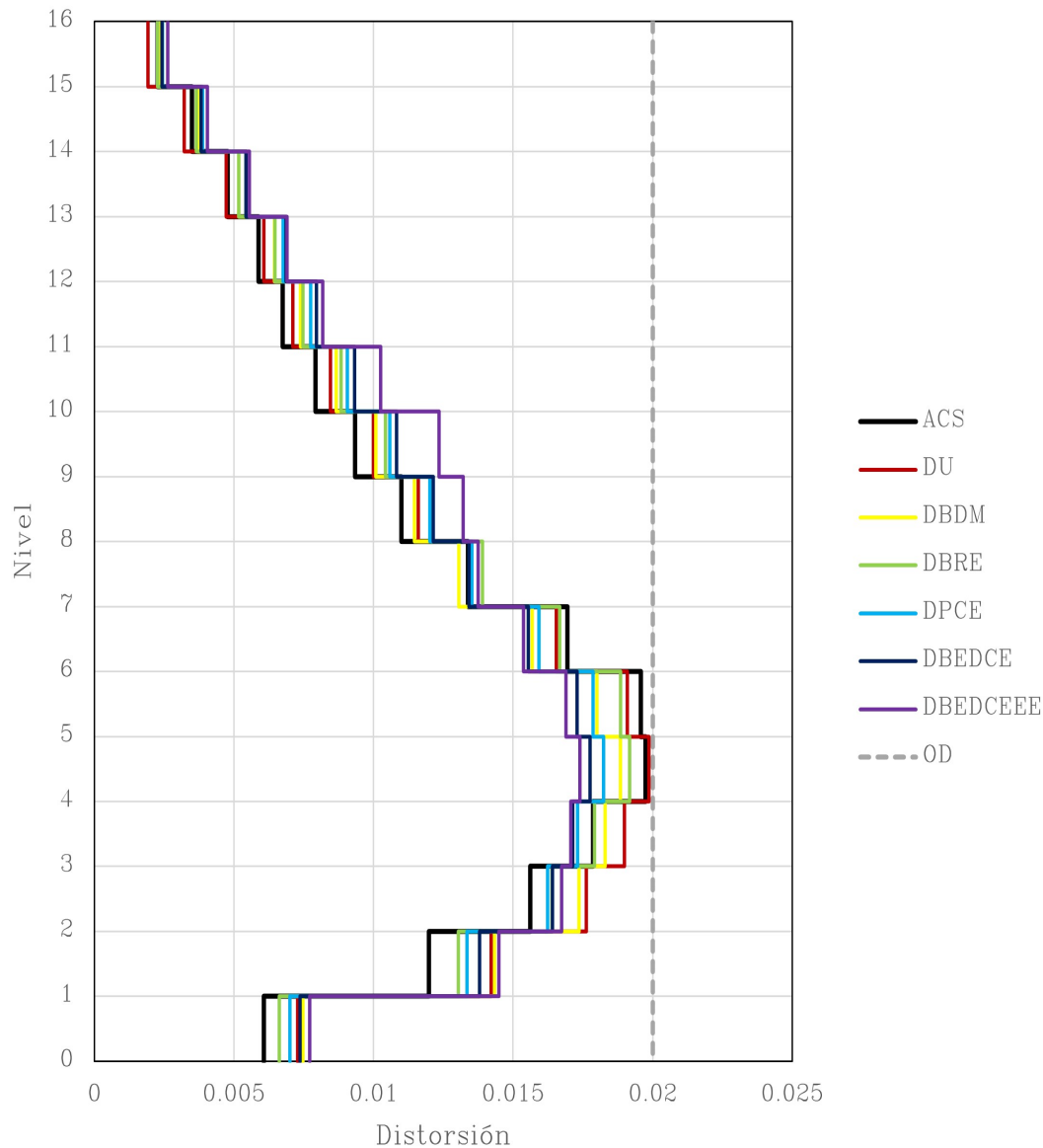


Figura 4.9: Distorsiones de entepiso del marco 16N

- La distorsión de las distintas distribuciones son similares; dado que, la desviación estándar es del 4.33 %.
- Existe una dispersión importante entre las distribuciones, ya que, el coeficiente de variación es del 69.12 %.
- La distorsión del procedimiento de DBRE, es la que **más** se aproxima a la distorsión del ACS en un 2.88 %.
- La distorsión del procedimiento de DBEDCEEE, es la que **menos** se aproxima a la distorsión del ACS en un 11.86 %.
- Aunque la distorsión del procedimiento de DU se aproxima a la distorsión del ACS en un 0.62 %, sobrepasa la distorsión del ACS.

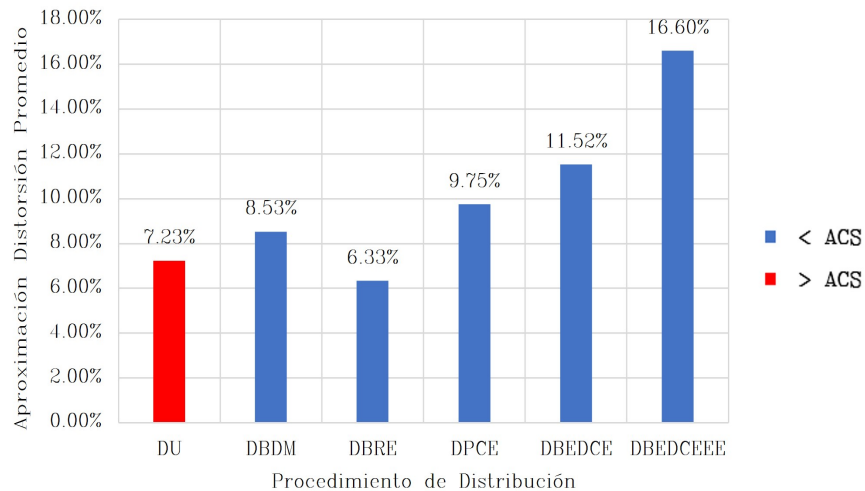


Figura 4.10: Aproximación de la distorsión de entrepiso promedio

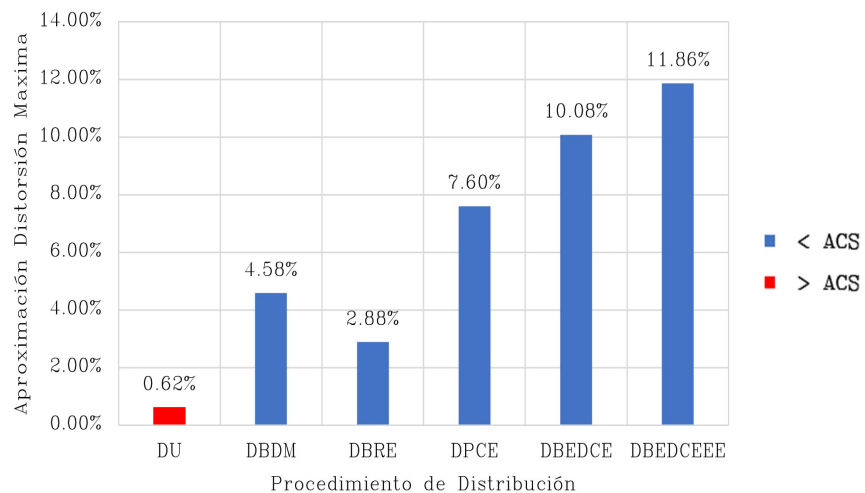


Figura 4.11: Aproximación de la distorsión de entrepiso máxima

4.7.1.3. Marco 20N

En la gráfica de escaleras mostrada en la Figura 4.12 se presenta el perfil de distorsiones de entrepiso del ACS y el de cada distribución de AFVNL. Se puede observar la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS.

En la gráfica de barras mostrada en la Figura 4.13 se presenta la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS; considerando, **distorsión promedio** de todos los entrepisos.

Tomando en cuenta la distorsión promedio de la Figura 4.13:

- La aproximación promedio es del 21.81 % y no se encuentran cercanas al ACS.
- La distorsión de las distintas distribuciones no son similares; dado que la desviación

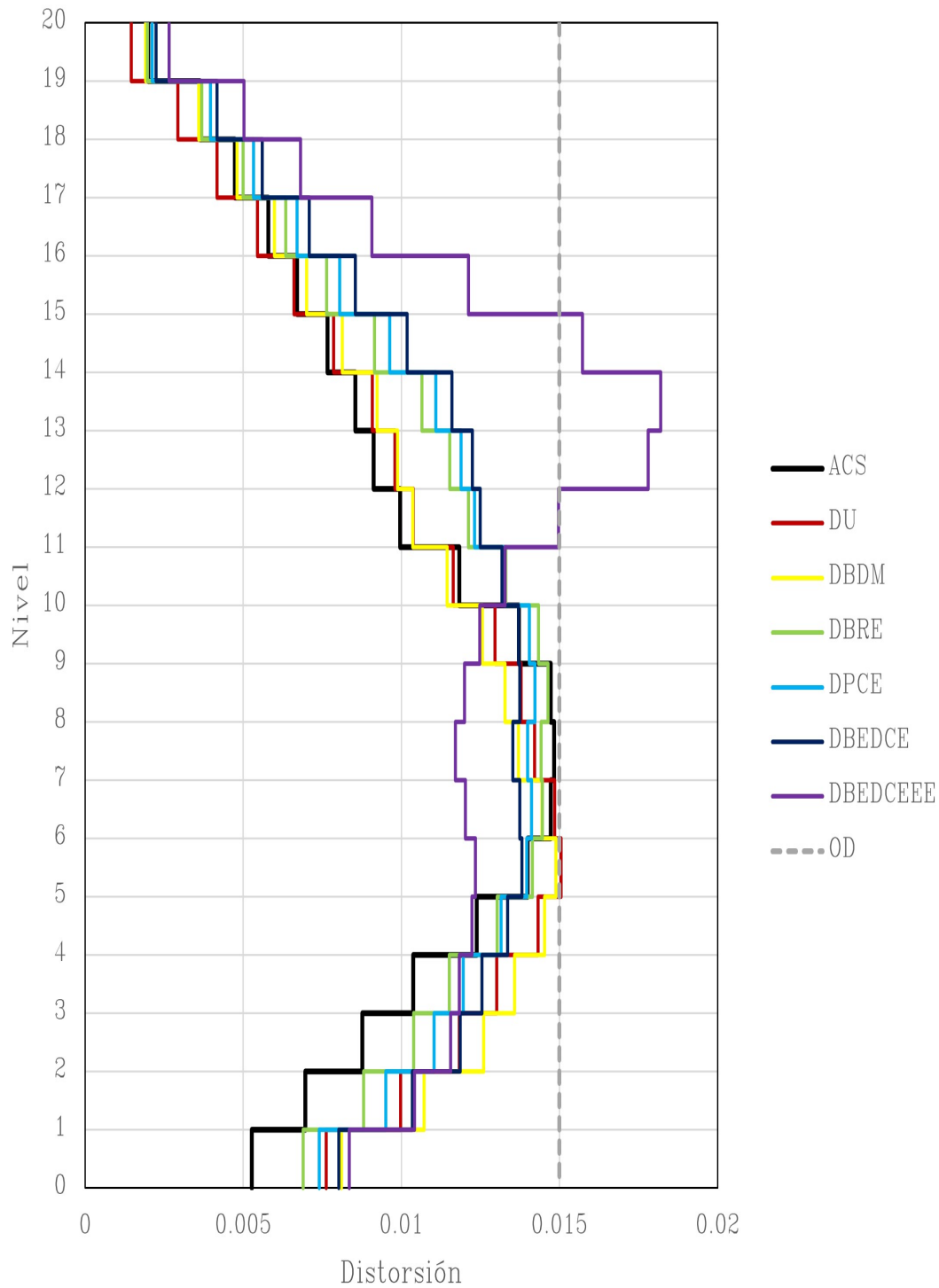


Figura 4.12: Distorções de entropia do marco 20N

estándar es del 16.01 %.

- Existe una dispersión importante entre las distribuciones; ya que, el coeficiente de variación es del 73.39 %.

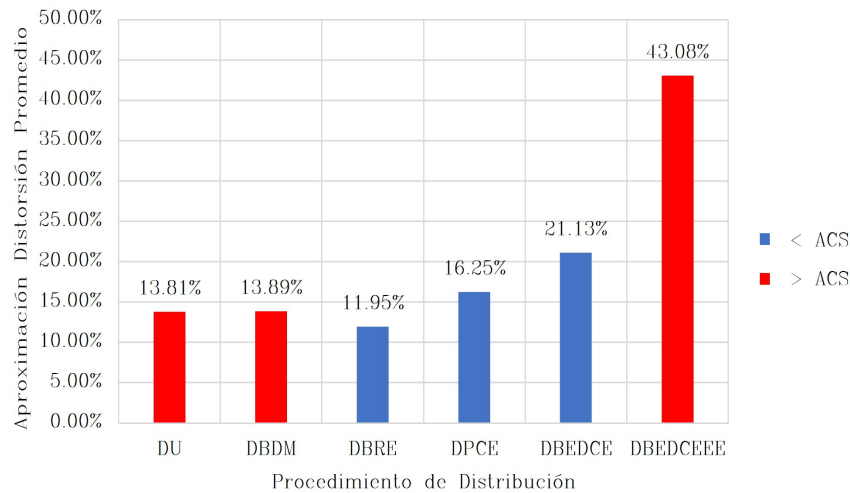


Figura 4.13: Aproximación de la distorsión de entrepiso promedio

- La distorsión del procedimiento de DBRE, es la que **más** se aproxima a la distorsión del ACS en un 11.95 %.
- La distorsión del procedimiento de DBEDCE, es la que **menos** se aproxima a la distorsión del ACS en un 21.13 %.
- La distorsión de los procedimientos de DU, DBDM y DBEDCEEE sobrepasan la distorsión del ACS.
- La distorsión del procedimiento de DBEDCEEE no cumple los OD.

En la gráfica de barras mostrada en la Figura 4.14 se presenta la aproximación que existe entre cada distribución de AFVNL y el ACS; considerando, **distorsión máxima** del entrepiso crítico.

Tomando en cuenta la distorsión promedio de la Figura 4.14:

- La aproximación promedio es del 11.98 % y no se encuentran cercanas al ACS.
- La distorsión de las distintas distribuciones no son similares; dado que, la desviación estándar es del 22.47 %.
- Existe una dispersión importante entre las distribuciones; ya que, el coeficiente de variación es del 188.32 %.
- La distorsión del procedimiento de DBRE, es la que **más** se aproxima a la distorsión del ACS en un 1.25 %.
- La distorsión del procedimiento de DBEDCE, es la que **menos** se aproxima a la distorsión del ACS en un 6.82 %.
- La distorsión de los procedimientos de DU, DBDM y DBEDCEEE sobrepasan la distorsión del ACS.
- La distorsión del procedimiento de DBEDCEEE no cumple los OD.

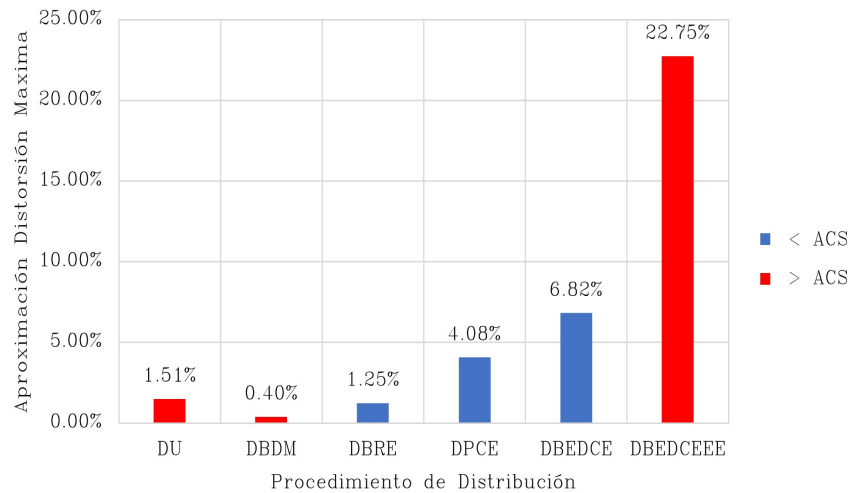


Figura 4.14: Aproximación de la distorsión de entrepiso máxima

4.7.2. Estado de daño

Para identificar cuál arreglo de AFVNL se aproxima al ACS, se realiza una comparación visual (no se toma en cuenta la energía disipada); se compara el estado de daño del marco con ACS contra los marcos equipados con AFVNL.

4.7.2.1. Marco 12N

En la Figura 4.15, se presenta el estado de daño del **marco 12N**. Tomando en cuenta la Figura 4.15:

- Al comparar el modelo con I contra el modelo con ACS; podemos observar que, al incrementar el amortiguamiento se reduce el daño.
- El modelo con ACS comparado con los modelos con AFVNL, muestra que, al colocar AFVNL se elimina el daño en los elementos estructurales. Esto indica que la metodología usada ofrece dispositivos con capacidad mayor a la requerida.
- El estado de daño de los modelos con AFVNL no son similares al ACS, pero se encuentran del lado de la seguridad.

4.7.2.2. Marco 16N

En la Figura 4.16, se presenta el estado de daño del **marco 16N**.

Tomando en cuenta la Figura 4.15:

- Al comparar el modelo con I contra el modelo con ACS; podemos observar que, al incrementar el amortiguamiento se reduce el daño.
- El estado de daño de los modelos con DU, DBDM, DBRE y DPCE es similar al del ACS, fluyen dos traveses más.

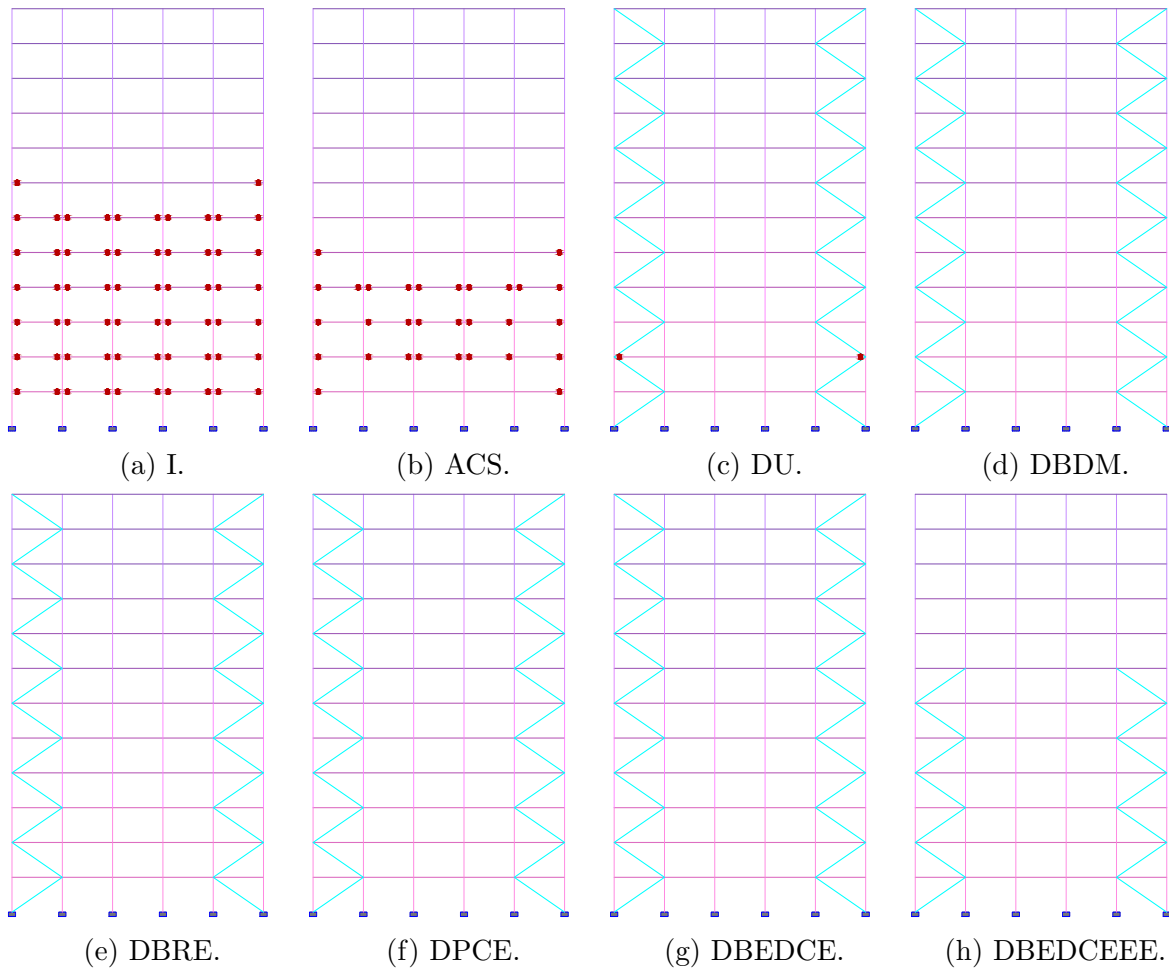


Figura 4.15: Estado de daño del marco 12N

- El estado de daño de los modelos con DBEDCE y DBEDCEEE no es similar al del ACS, fluyen 6 trabes más.

4.7.2.3. Marco 20N

En la Figura 4.17, se presenta el estado de daño del **marco 20N**.

Tomando en cuenta la Figura 4.15:

- Al comparar el modelo con I contra el modelo con ACS; podemos observar que, al incrementar el amortiguamiento se reduce el daño.
- El estado de daño de los modelos con DU, DBDM, DBRE y DPCE es similar al del ACS, fluyen cinco trabes más.
- El estado de daño de los modelos con DBEDCE y DBEDCEEE no es similar al del ACS, fluyen 10 trabes más.
- Aunque, en algunos casos la distorsión de entrepiso es menor que la distorsión del ACS y los estados de daño son similares, en todos los modelos se tienen mas elementos dañados comparados con el ACS.

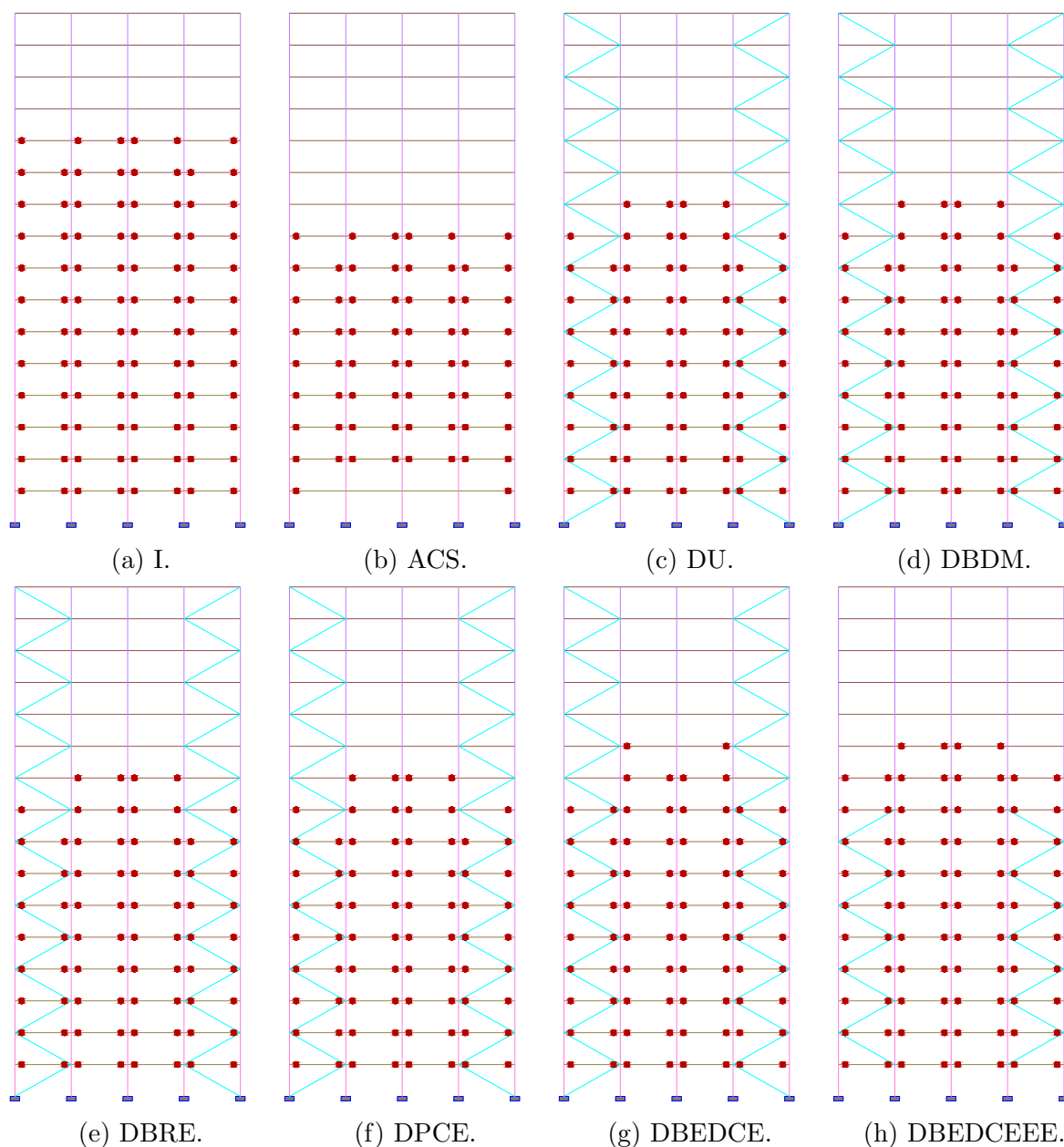


Figura 4.16: Estado de daño del marco 16N

4.7.3. Diagramas de histéresis

Únicamente, se muestra el diagrama de histéresis con la intención de observar el comportamiento de algunos elementos estructurales. Se ha identificado que, la DBRE ha tenido mayor aproximación al ACS; por lo que, sólo se muestra el diagrama de histéresis de estos modelos.

4.7.3.1. Marco 12N

En la Figura 4.18, se presenta el diagrama de histéresis de la trabe metálica y el amortiguador enmarcado en un rectángulo rojo en la Figura 4.18a.

- El AFVNL mantiene el comportamiento esperado, de la Figura 4.18b, se puede obtener el



Figura 4.17: Estado de daño del marco 20N

valor de fuerza y desplazamiento del dispositivo, para poder identificar un amortiguador comercial.

o La Figura 4.18c y 4.18d muestran el comportamiento de la trabe metálica W21x166; la

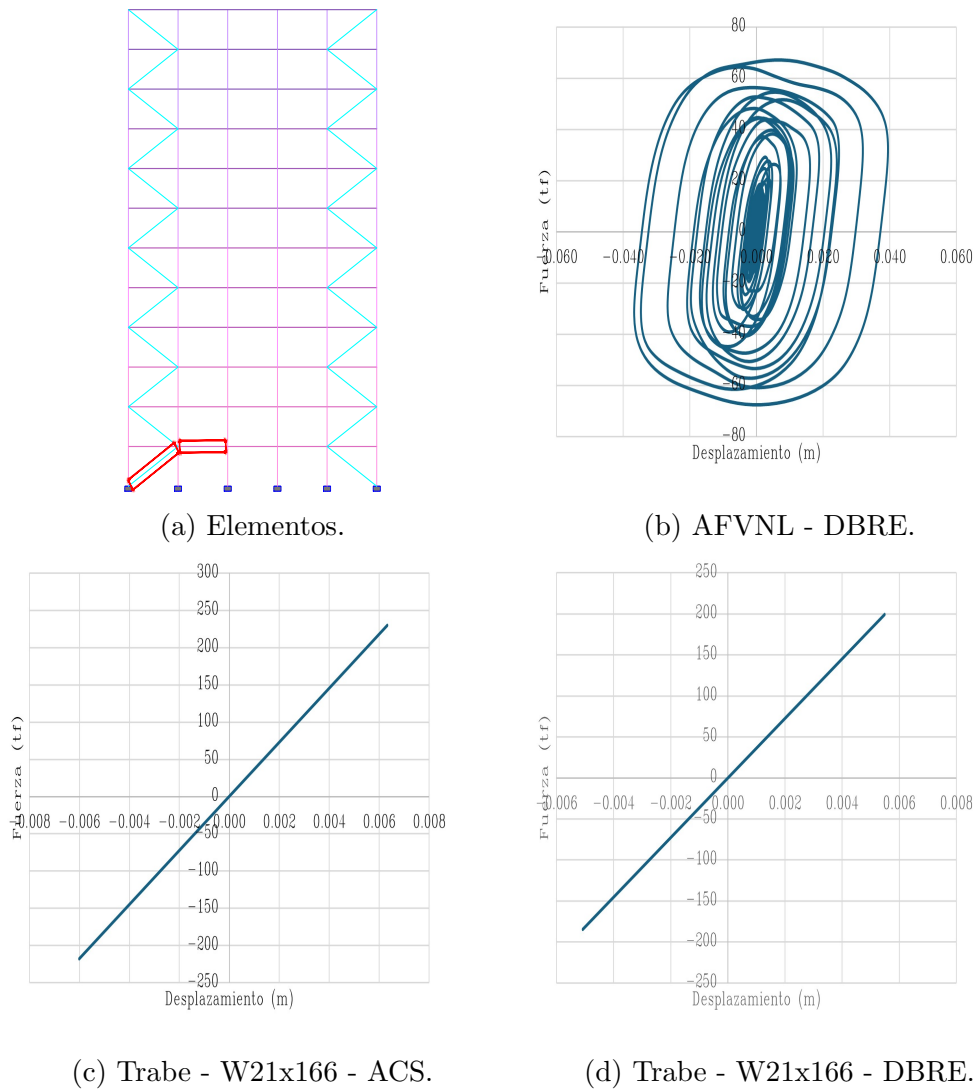


Figura 4.18: Diagramas de histéresis del marco 12N

cual, presenta un comportamiento elastoplástico.

- La trabe metálica mantiene un comportamiento elástico.
- El diagrama de histéresis de la trabe metálica, es similar visualmente en los dos modelos.

4.7.3.2. Elementos Marco 16N

En la Figura 4.19 se presenta el diagrama de histéresis de la trabe metálica y el amortiguador enmarcado en un rectángulo rojo en la Figura 4.19a.

- El AFVNL mantiene el comportamiento esperado, de la Figura 4.19b se puede obtener el valor de fuerza y desplazamiento del dispositivo para poder identificar un amortiguador comercial.
- La Figura 4.19c y 4.19d muestran el comportamiento de la trabe metálica W24x104; la cual, presenta un comportamiento elastoplástico.

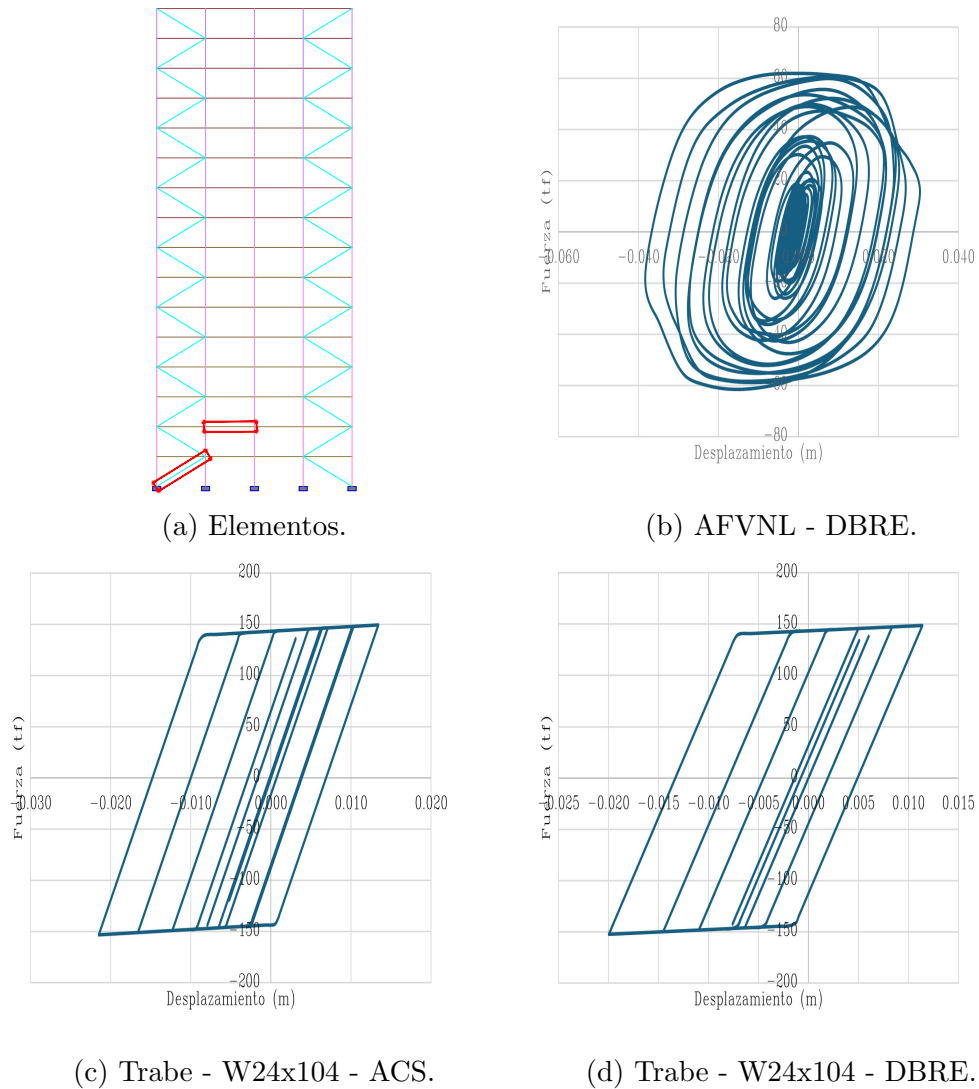


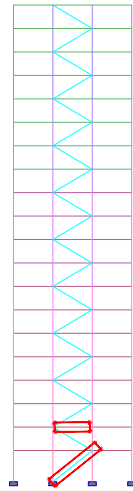
Figura 4.19: Diagramas de histéresis del marco 16N

- La trabe metálica mantiene un comportamiento inelástico.
- El diagrama de histéresis de la trabe metálica, es similar visualmente en los dos modelos.

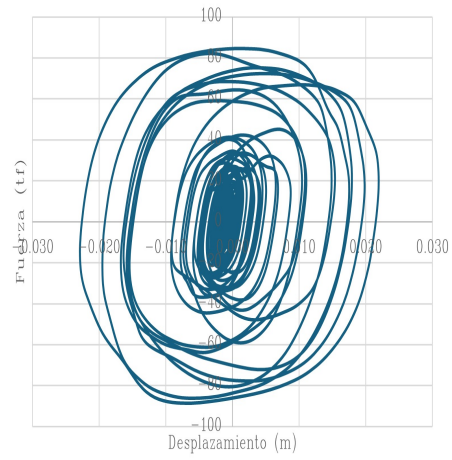
4.7.3.3. Elementos Marco 20N

En la Figura 4.20 se presenta el diagrama de histéresis de la trabe metálica y el amortiguador enmarcado en un rectángulo rojo en la Figura 4.20a.

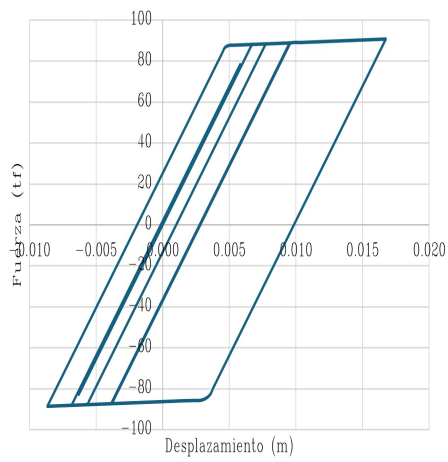
- El AFVNL, mantiene el comportamiento esperado, de la Figura 4.20b, se puede obtener el valor de fuerza y desplazamiento del dispositivo, para poder identificar un amortiguador comercial.
- La Figura 4.20c y 4.20d muestran el comportamiento de la trabe metálica W24x68; la cual, presenta un comportamiento elastoplástico.
- La trabe metálica mantiene un comportamiento inelástico.



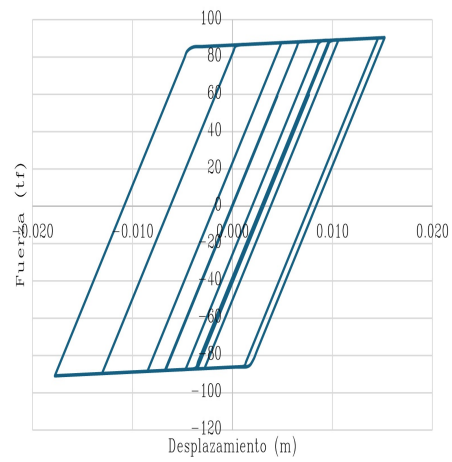
(a) Elementos.



(b) AFVNL - DBRE.



(c) Trabe - W24x68 - ACS.



(d) Trabe - W24x68 - DBRE.

Figura 4.20: Diagramas de histéresis del marco 20N

- El diagrama de histéresis de la trabe metálica, es similar visualmente en los dos modelos.

Capítulo 5

Análisis, interpretación y discusión de resultados

En esta sección, se presenta el análisis, interpretación y discusión de los resultados estadísticamente; mediante la comparación de las distorsiones de entrepiso de los marcos con ACS y los marcos equipados con AFVNL para encontrar una distribución de amortiguadores que se aproxime al ACS en no mas de 10%.

5.1. Análisis de resultados

El tratamiento de los datos se llevó a cabo mediante un análisis estadístico del tipo análisis de varianza (ANOVA) de dos factores con una sola muestra por grupo.

Inicialmente, se definen las siguientes variables:

- Variables independientes:
 - Procedimientos de distribución de AFVNL.
 - Marcos estructurales.
- Variable de respuesta o dependiente:
 - Distorsiones de entrepiso máximo **DEM**.

En la Tabla 5.1 se muestran las distorsiones de entrepiso máximo para cada modelo y cada marco.

Tabla 5.1: Distorsiones de entrepiso máximo.

	Procedimientos de distribución de AFVNL						
Marcos estructurales	ACS	DU	DBDM	DBRE	DPCE	DBEDCE	DBEDCEEE
12 N	0.01487	0.01282	0.01238	0.01255	0.01225	0.01205	0.01160
16 N	0.01974	0.01987	0.01884	0.01918	0.01824	0.01775	0.01740
20 N	0.01483	0.01505	0.01489	0.01464	0.01422	0.01382	0.01820

Las distorsiones del ACS son tomadas como parámetros de control y, se consideran como distorsiones permisibles (DP); por lo tanto, para analizar y comparar los resultados, las distorsiones de entrepiso máximas (DEM) se normalizan respecto a las distorsiones permisibles (DP),

es decir, **DEM/DP**. En la Tabla 5.2 se muestran los datos de análisis normalizados para cada modelo y cada marco.

Tabla 5.2: Datos de análisis normalizados.

DEC/DP		Procedimientos de distribución de AFVNL						
		ACS	DU	DBDM	DBRE	DPCE	DBEDCE	DBEDCEEE
Marcos estructurales	12 N	1.00000	0.86215	0.83246	0.84410	0.82401	0.81037	0.78046
	16 N	1.00000	1.00616	0.95422	0.97122	0.92396	0.89918	0.88136
	20 N	1.00000	1.01506	1.00398	0.98752	0.95924	0.93184	1.22749

Posteriormente, a la normalización de los datos, se procede a determinar la existencia de una distribución de AFVNL que se aproxima al ACS en no mas del 10 %, mediante la comparación de distorsión de entrepiso máximo. Esto se logra probando las siguientes hipótesis por medio de la prueba de Tukey y Duncan.

Hipótesis nulas:

a) $H'_0 : \alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 0$.

No hay diferencia en la distorsión de entrepiso máxima cuando se analizan los tres marcos estructurales de distintos niveles.

b) $H''_0 : \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_7 = 0$.

No hay diferencia en la distorsión de entrepiso máxima cuando se analizan los siete procedimientos de distribución de AFVNL.

c) $H'''_0 : (\alpha\beta)_{11} = (\alpha\beta)_{12} = \dots = (\alpha\beta)_{37} = 0$.

No hay interacción entre los marcos estructurales y los procedimientos de distribución de AFVNL.

Hipótesis alternativas:

a) H'_1 : Al menos una de las α_i no es igual a 0.

b) H''_1 : Al menos una de las β_j no es igual a 0.

c) H'''_1 : Al menos una de las $(\alpha\beta)_{ij}$ no es igual a 0.

5.1.1. Análisis de resultados

A continuación, se presentan los análisis estadísticos (ANOVA); prueba de Tukey y Prueba Duncan, análisis realizados con ayuda del software IBM SPSS Statistics 27.

Tabla 5.3: Factores inter-sujetos.

		Etiqueta de valor	N
Marcos	1	12N	7
	2	16N	7
	3	20N	7
Modelos	1	ACS	3
	2	DU	3
	3	DBDM	3
	4	DBRE	3
	5	DPCE	3
	6	DBEDCE	3
	7	DBEDCEEE	3

Tabla 5.4: Pruebas de efectos inter-sujetos (ANOVA).

Variable dependiente:	Distorsión normalizada				
Origen	Tipo III de suma de cuadrados	gl	Media cuadrática	F	Sig.
Modelo corregido	0.128	8	0.016	2.687	0.060
Intersección	18.508	1	18.508	3111.140	0.000
Marcos	0.099	2	0.049	8.315	0.005
Modelos	0.029	6	0.005	0.812	0.581
Error	0.071	12	0.006		
Total	18.708	21			
Total corregido	0.199	20			

5.1.1.1. Pruebas Post Hoc para Marcos

Tabla 5.5: Comparaciones múltiples - Marcos.

Variable dependiente:	Distorsión normalizada						
(I) Marcos	(J) Marcos		Diferencia de medias (I-J)	Desv. Error	Sig.	Intervalo de confianza al 95 %	
						Límite inferior	Límite superior
HSD Tukey	12N	16N	-0.0975071	0.04122764	0.084	-0.2074969	0.0124826
		20N	-0.1673686	0.04122764	0.004	-0.2773583	-0.0573789
	16N	12N	0.0975071	0.04122764	0.084	-0.0124826	0.2074969
		20N	-0.0698614	0.04122764	0.247	-0.1798511	0.0401283
	20N	12N	0.1673686	0.04122764	0.004	0.0573789	0.2773583
		16N	0.0698614	0.04122764	0.247	-0.0401283	0.1798511

Tabla 5.6: Distorsión normalizada - Marcos.

Marcos		N	Subconjunto	
			1	2
HSD Tukey	12N	7	0.8505071	
	16N	7	0.9480143	0.9480143
	20N	7		1.0178757
	Sig.		0.084	0.247
Duncan	12N	7	0.8505071	
	16N	7		0.9480143
	20N	7		1.0178757
	Sig.		1.000	0.116

5.1.1.2. Pruebas Post Hoc para Modelos

Tabla 5.7: Comparaciones múltiples- Modelos.

Variable dependiente:	Distorsión normalizada					Intervalo de confianza al 95 %	
(I) Modelos	(J) Modelos		Diferencia de medias (I-J)	Desv. Error	Sig.	Límite inferior	Límite superior
HSD Tukey	ACS	DU	0.0388767	0.06297626	0.995	-0.1815334	0.2592867
		DBDM	0.0697800	0.06297626	0.914	-0.1506301	0.2901901
		DBRE	0.0657200	0.06297626	0.933	-0.1546901	0.2861301
		DPCE	0.0975967	0.06297626	0.713	-0.1228134	0.3180067
		DBEDCE	0.1195367	0.06297626	0.516	-0.1008734	0.3399467
		DBEDCEEE	0.0368967	0.06297626	0.996	-0.1835134	0.2573067
	DU	ACS	-0.0388767	0.06297626	0.995	-0.2592867	0.1815334
		DBDM	0.0309033	0.06297626	0.999	-0.1895067	0.2513134
		DBRE	0.0268433	0.06297626	0.999	-0.1935667	0.2472534
		DPCE	0.0587200	0.06297626	0.960	-0.1616901	0.2791301
		DBEDCE	0.0806600	0.06297626	0.848	-0.1397501	0.3010701
		DBEDCEEE	-0.0019800	0.06297626	1.000	-0.2223901	0.2184301
	DBDM	ACS	-0.0697800	0.06297626	0.914	-0.2901901	0.1506301
		DU	-0.0309033	0.06297626	0.999	-0.2513134	0.1895067
		DBRE	-0.0040600	0.06297626	1.000	-0.2244701	0.2163501
		DPCE	0.0278167	0.06297626	0.999	-0.1925934	0.2482267
		DBEDCE	0.0497567	0.06297626	0.982	-0.1706534	0.2701667
		DBEDCEEE	-0.0328833	0.06297626	0.998	-0.2532934	0.1875267
	DBRE	ACS	-0.0657200	0.06297626	0.933	-0.2861301	0.1546901
		DU	-0.0268433	0.06297626	0.999	-0.2472534	0.1935667
		DBDM	0.0040600	0.06297626	1.000	-0.2163501	0.2244701
		DPCE	0.0318767	0.06297626	0.998	-0.1885334	0.2522867
		DBEDCE	0.0538167	0.06297626	0.973	-0.1665934	0.2742267
		DBEDCEEE	-0.0288233	0.06297626	0.999	-0.2492334	0.1915867
	DPCE	ACS	-0.0975967	0.06297626	0.713	-0.3180067	0.1228134
		DU	-0.0587200	0.06297626	0.960	-0.2791301	0.1616901
		DBDM	-0.0278167	0.06297626	0.999	-0.2482267	0.1925934
		DBRE	-0.0318767	0.06297626	0.998	-0.2522867	0.1885334
		DBEDCE	0.0219400	0.06297626	1.000	-0.1984701	0.2423501
		DBEDCEEE	-0.0607000	0.06297626	0.953	-0.2811101	0.1597101
	DBEDCE	ACS	-0.1195367	0.06297626	0.516	-0.3399467	0.1008734
		DU	-0.0806600	0.06297626	0.848	-0.3010701	0.1397501
		DBDM	-0.0497567	0.06297626	0.982	-0.2701667	0.1706534
		DBRE	-0.0538167	0.06297626	0.973	-0.2742267	0.1665934
		DPCE	-0.0219400	0.06297626	1.000	-0.2423501	0.1984701
		DBEDCEEE	-0.0826400	0.06297626	0.834	-0.3030501	0.1377701
	DBEDCEEE	ACS	-0.0368967	0.06297626	0.996	-0.2573067	0.1835134
		DU	0.0019800	0.06297626	1.000	-0.2184301	0.2223901
		DBDM	0.0328833	0.06297626	0.998	-0.1875267	0.2532934
		DBRE	0.0288233	0.06297626	0.999	-0.1915867	0.2492334
		DPCE	0.0607000	0.06297626	0.953	-0.1597101	0.2811101
		DBEDCE	0.0826400	0.06297626	0.834	-0.1377701	0.3030501

Tabla 5.8: Distorsión normalizada - Modelos.

Modelos		N	Subconjunto
			1
HSD Tukey	DBEDCE	3	0.8804633
	DPCE	3	0.9024033
	DBDM	3	0.9302200
	DBRE	3	0.9342800
	DU	3	0.9611233
	DBEDCEEE	3	0.9631033
	ACS	3	1.0000000
	Sig.		0.516
Duncan	DBEDCE	3	0.8804633
	DPCE	3	0.9024033
	DBDM	3	0.9302200
	DBRE	3	0.9342800
	DU	3	0.9611233
	DBEDCEEE	3	0.9631033
	ACS	3	1.0000000
	Sig.		0.114

5.1.1.3. Gráficas de Perfil

En la Figura 5.1 se presenta la gráfica de medias marginales para los marcos y, en la Figura 5.2 se presenta la gráfica de medias marginales para los modelos.

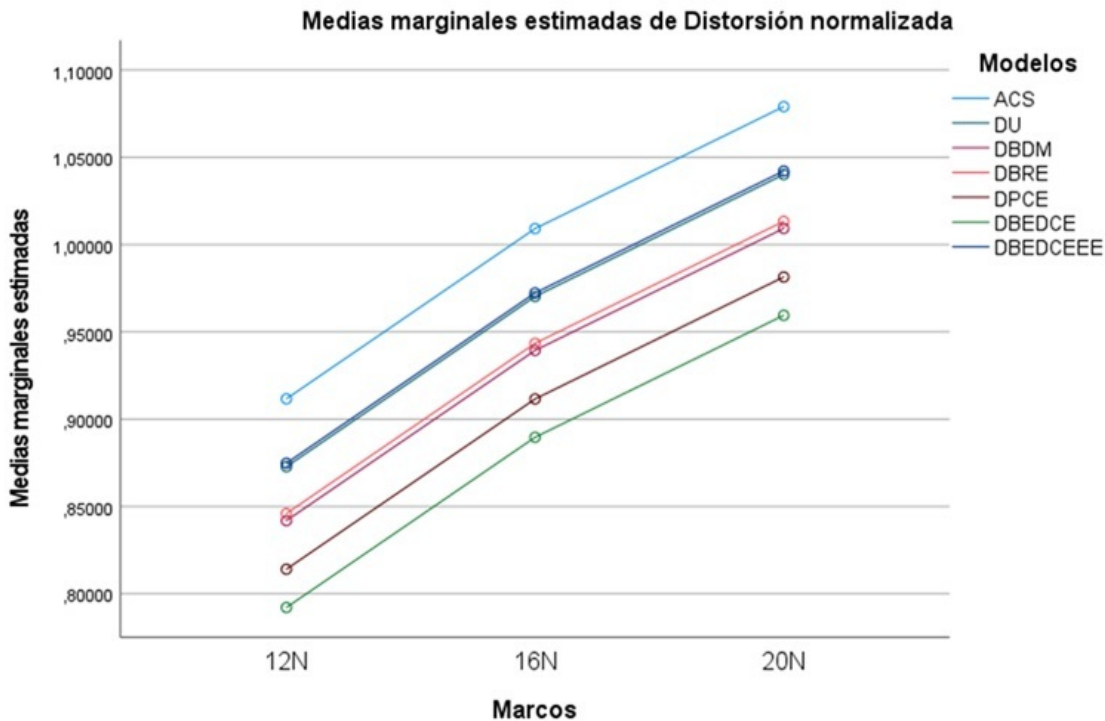


Figura 5.1: Medias marginales estimadas de distorsión normalizada para Marcos.

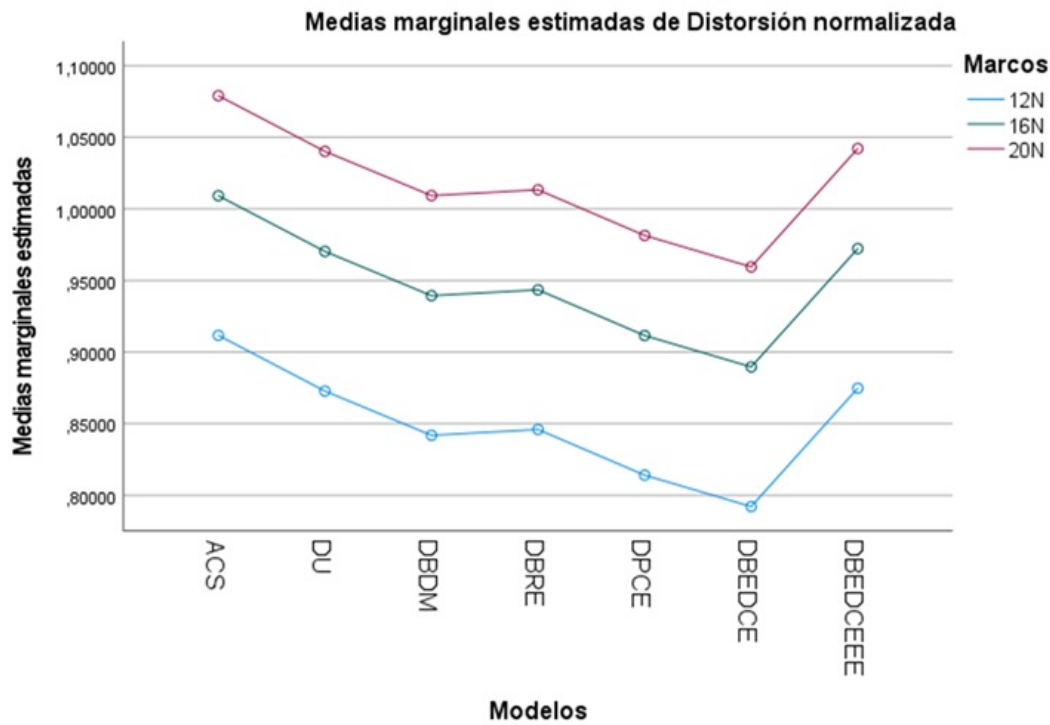


Figura 5.2: Medias marginales estimadas de distorsión normalizada para Modelos.

En la siguiente sección se muestra la interpretación de la información presentada.

5.2. Interpretación de resultados

Tomando en cuenta la significancia presentada en la Tabla 5.4 y las hipótesis planteadas, se interpreta que:

- H'_0 : Si se cumple; por lo tanto, No hay diferencia significativa en el calculo de distorsión de entrepiso máxima cuando se analizan los tres marcos estructurales de distintos niveles.
- H''_0 : No se cumple; por lo tanto, Si hay diferencia significativa en el calculo de distorsión de entrepiso máxima cuando se analizan los siete procedimientos de distribución de AFVNL.
- H'''_0 : Si se cumple; por lo tanto, No hay interacción entre los marcos estructurales y los procedimientos de distribución de AFVNL.

De la Tabla 5.6, se interpreta:

- Según Tukey, los valores de distorsión de los marcos 12N y 16N no son significativamente diferentes y los de los marcos 16N y 20N también no son significativamente diferentes.
- Según Duncan, los valores de distorsión de los marcos 16N y 20N no son significativamente diferentes y al mismo tiempo, son significativamente diferentes al marco 12N.

De la Tabla 5.8, se interpreta:

- a) Según Tukey y Duncan, los valores de distorsión no son significativamente diferentes con respecto a los siete procedimientos de distribución.

De la Figura 5.1, las líneas de tendencia paralelas indican:

- a) Los modelos con distintas distribuciones de AFVNL se comportan de manera similar en los distintos marcos analizados.
- b) Los marcos y modelos son independientes entre si; por lo que, no hay interacción entre ellos.
- c) El comportamiento de los distintos marcos para las distorsiones, se puede considerar lineal.
- d) Para todos los modelos se incrementa la distorsión al aumentar el número de niveles en los marcos; aunque, el incremento ya no es significativo para los marcos 16N y 20N.

De la Figura 5.2, las líneas de tendencia paralelas indican:

- a) Un comportamiento similar para los distintos modelos analizados y la variación de las distorsiones; según Tukey y Duncan, no es significativa.
- b) Manifiestan un efecto aditivo, es decir, a mayor número de niveles del marco mayor distorsión; aunque, para los marcos 16N y 20N no es significativo.
- c) No se manifiesta una tendencia lineal, más con un efecto cuadrático.

5.3. Discusión de resultados

- 1) Según H'_0 , el procedimiento realizado para calcular la distorsión de entrepiso máxima, puede ser usado para marcos de acero estructurales simétricos de distintos niveles.
- 2) Según H''_0 , la distorsión de entrepiso máxima calculada puede ser diferente para cada procedimiento de distribución de los AFVNL.
- 3) Según H'''_0 , la distorsión de entrepiso máxima calculada no depende simultáneamente de los marcos estructurales y de los procedimientos de distribución de AFVNL.
- 4) Según Tukey, la distorsión de entrepiso máxima calculada es similar para todos los marcos estructurales.
- 5) Según Duncan, la distorsión de entrepiso máxima calculada para 16N y 20N es similar y diferente respecto al 12N.
- 6) Según Tukey y Duncan, la distorsión de entrepiso máxima calculada es similar para todos los procedimientos de distribución.

La diferencia entre los datos de respuesta de los distintos procedimientos de distribución es poco significativa; por lo que, se considera que todos son iguales; pero, para el caso de los distintos niveles la diferencia entre medias es significativa. Por tal razón, se puede decir que las distorsiones de entrepiso máxima calculadas con los procedimientos de distribución se aproximan al ACS.

Capítulo 6

Conclusiones

6.1. Conclusiones particulares

Las conclusiones presentadas, no toman en cuenta los resultados obtenidos con los procedimientos de DU, DBDM y DBEDCEEE; debido a que, en el marco 20N sobrepasan la distorsión del ACS. Esto con el propósito de unificar los resultados en todos los marcos.

6.2. Marco 12N

En la Figura 6.1, se presenta la aproximación, tomando en cuenta la distorsión de empresario.

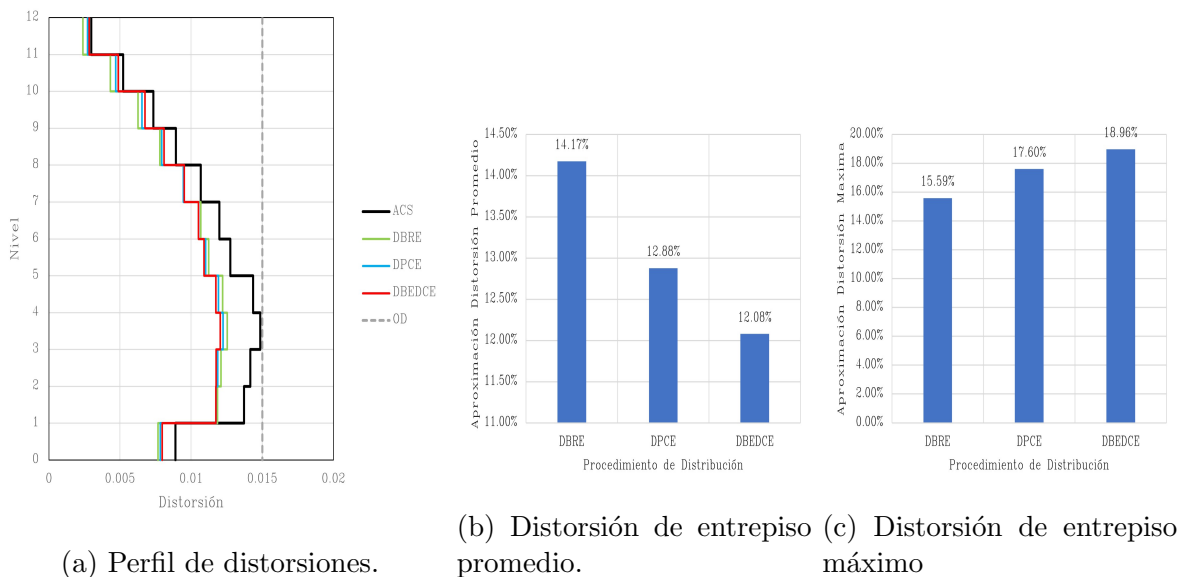


Figura 6.1: Aproximación por distorsión de empresario marco 12N

- 1) En la distorsión de empresario promedio; la DBEDCE se aproxima más al ACS en 12.08 %.
- 2) Para la distorsión de empresario máximo; la DBRE se aproxima más al ACS en 15.59 %.
- 3) Para este marco, es posible usar cualquier procedimiento de distribución; ya que, cumplen con el OD.

En la Figura 6.2, se presenta la aproximación, tomando en cuenta el estado de daño.

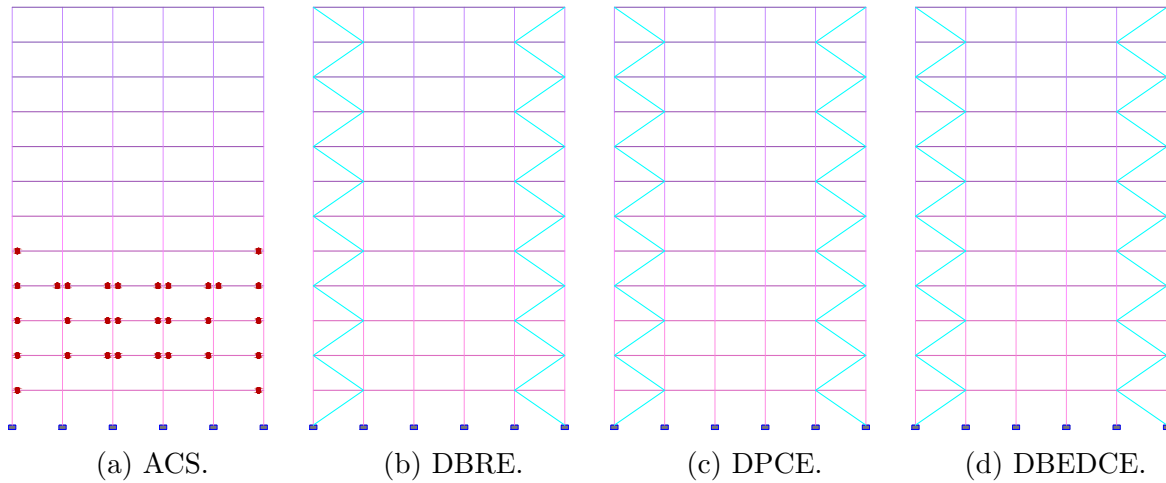


Figura 6.2: Aproximación por el estado de daño del marco 12N

- En este marco, se puede considerar que todas las distribuciones arrojan el mismo estado de daño que el ACS; debido a que, los AFVNL eliminan el daño en los elementos.
- El estado de daño de los modelos con AFVNL no son similares al ACS; pero, se encuentran del lado de la seguridad.

6.3. Marco 16N

En la Figura 6.3, se presenta la aproximación, tomando en cuenta la distorsión de entrepiso.

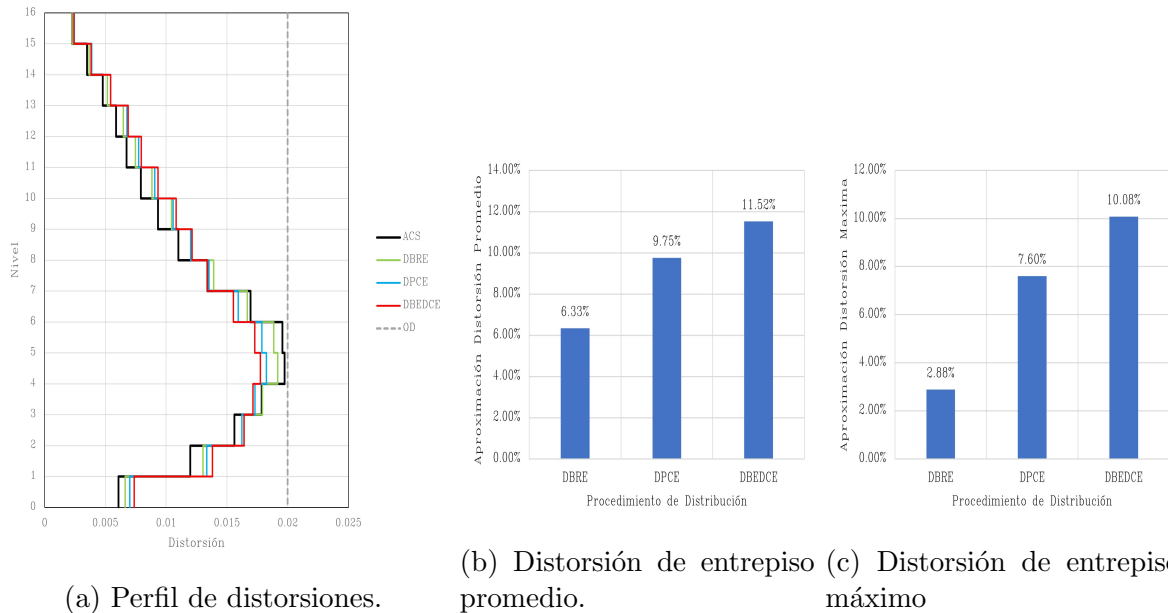


Figura 6.3: Aproximación por distorsión de entrepiso marco 16N

- 1) En la distorsión de entrepiso promedio; la DBRE se aproxima más al ACS en 6.33 %.
- 2) Para la distorsión de entrepiso máximo; la DBRE se aproxima más al ACS en 2.88 %.
- 3) Para este marco, la DBRE se aproxima más al ACS.

En la Figura 6.4, se presenta la aproximación, tomando en cuenta el estado de daño.

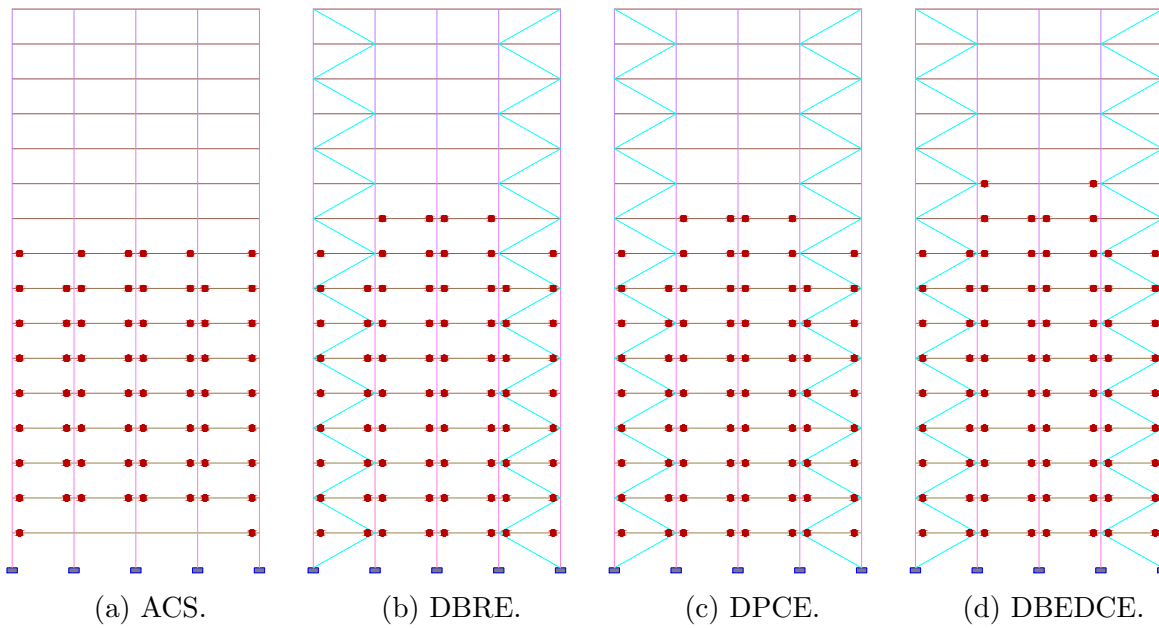


Figura 6.4: Aproximación por el estado de daño del marco 16N

- o El estado de daño de la DBRE y la DPCE son similares al estado de daño del ACS.

6.4. Marco 20N

En la Figura 6.5, se presenta la aproximación, tomando en cuenta la distorsión de entrepiso.

- 1) En la distorsión de entrepiso promedio; la DBRE se aproxima más al ACS en 11.95 %.
- 2) Para la distorsión de entrepiso máximo; la DBRE se aproxima más al ACS en 1.25 %.
- 3) Para este marco, la DBRE se aproxima más al ACS.

En la Figura 6.6, se presenta la aproximación, tomando en cuenta el estado de daño.

- o El estado de daño de la DBRE y la DPCE son similares al estado de daño del ACS.

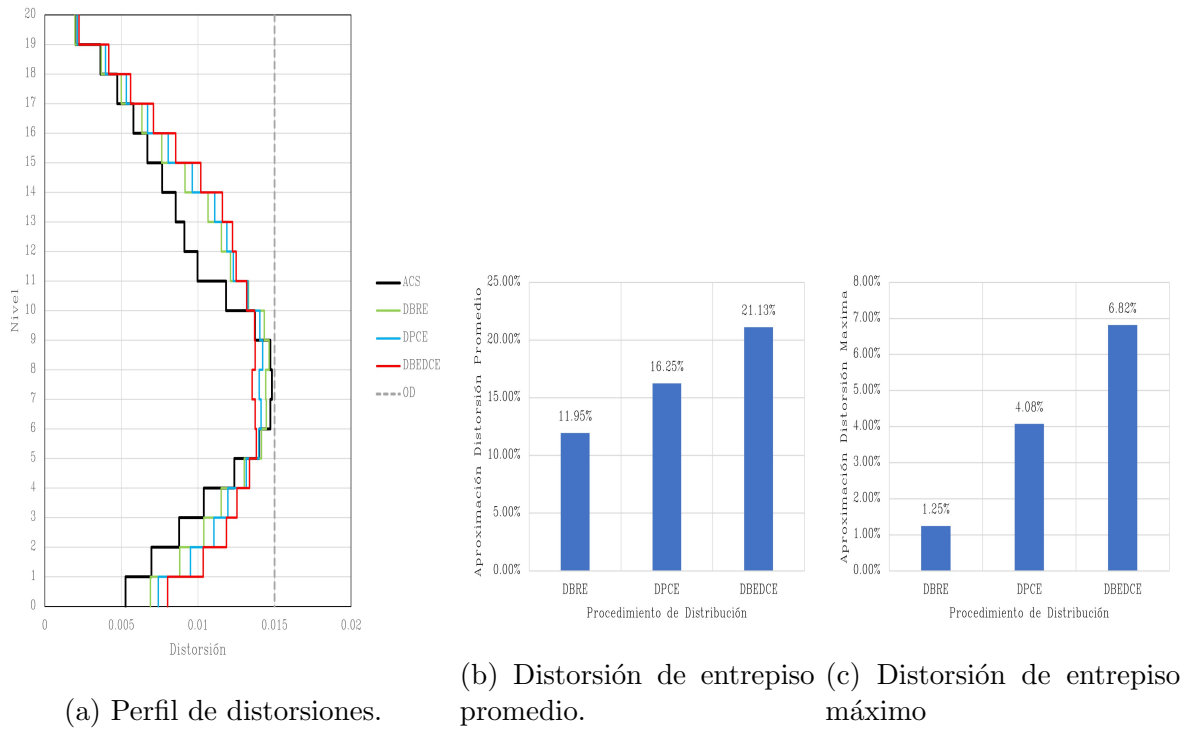


Figura 6.5: Aproximación por distorsión de entrepiso marco 20N

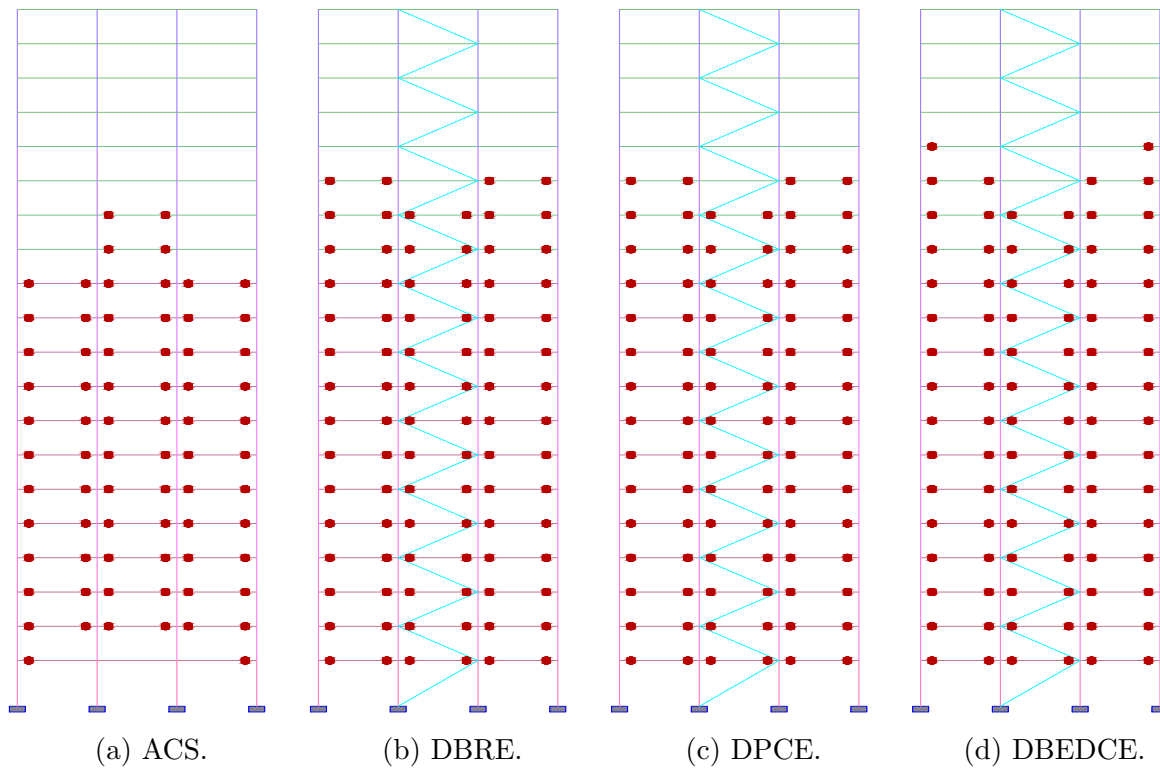


Figura 6.6: Aproximación por el estado de daño del marco 20N

6.5. Conclusión general

Tomando en cuenta los resultados, el análisis y las conclusiones parciales; se identificó que la DBRE es la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS. Para marcos de acero simétricos, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985.

*En conclusión, la **rigidez lateral de entrepiso** es el parámetro de ingeniería que proporciona un arreglo de AFVNL; tal que, la respuesta estructural se aproxima a la respuesta del ACS.*

En la Figura 6.7, se presenta el perfil de distorsiones de entrepiso de los tres marcos; tomando en cuenta el ACS y la DBRE.

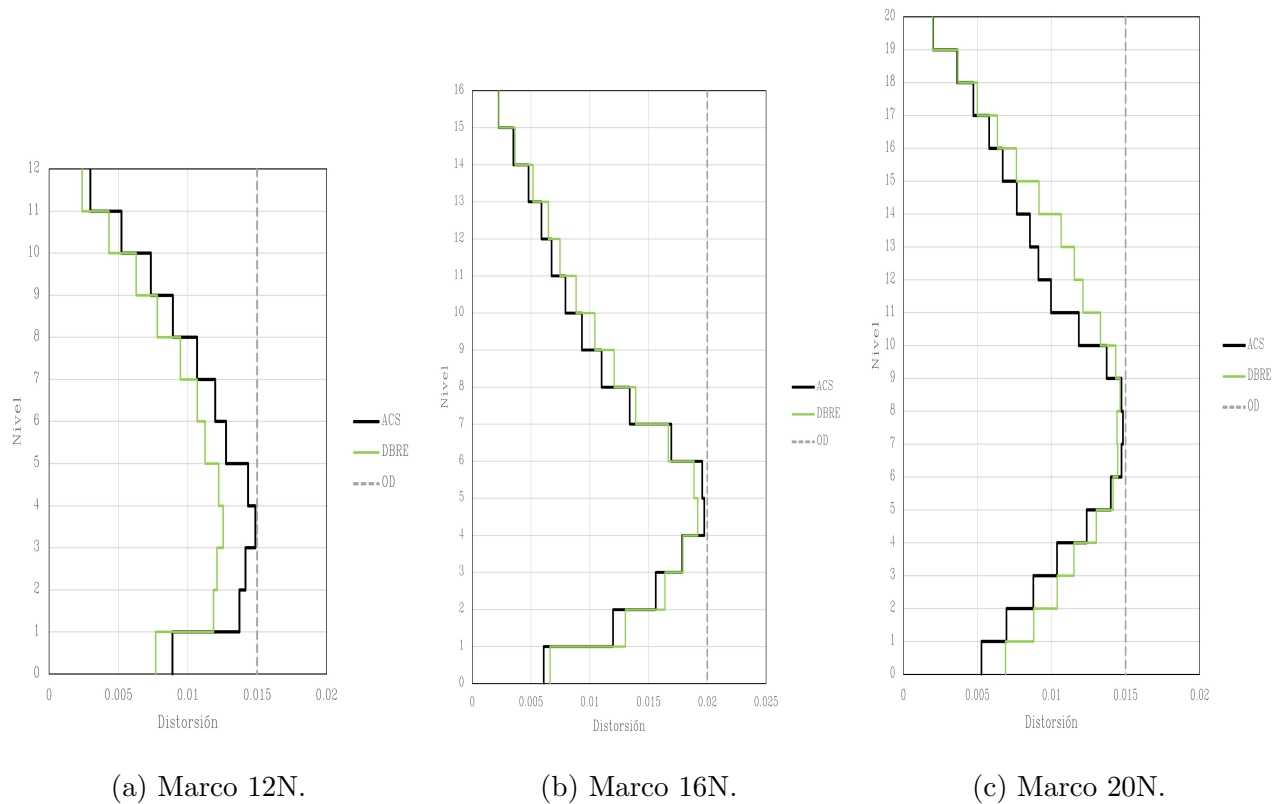


Figura 6.7: Aproximación a la distorsión de entrepiso

Finalmente, cabe mencionar que el objetivo y la hipótesis se cumplieron; ya que, al evaluar distintas distribuciones de AFVNL mediante la comparación de distorsiones de entrepiso, se encontró la distribución de amortiguadores que se aproxima más al ACS en un 2%. Simulando marcos de acero simétricos, sujetos al registro sísmico de la estación SCT del 19 de septiembre de 1985.

6.5.1. Recomendaciones

- 1) Usar el análisis modal espectral, tal como se indica en los manuales, para el diseño sísmico de estructuras equipadas con AFVNL.

- 2) Para determinar la cantidad de amortiguamiento suplementario, se recomienda incrementar el amortiguamiento equivalente en el modelo estructural hasta alcanzar los objetivos de diseño.
- 3) Una vez determinado el amortiguamiento suplementario que cumple los objetivos de diseño; se recomienda, calcular el tamaño de los amortiguadores con el procedimiento de distribución, basada en la rigidez lateral de entrepiso.
- 4) Se recomienda el uso de AFVNL; ya que, el costo de reparación de estructuras equipadas con amortiguadores es menor al 40 % de las estructuras que no cuentan con dispositivos de disipación de energía [71].
- 5) El uso de AFVNL, reduce el daño en las instalaciones de las edificaciones; ya que, se reducen las aceleraciones de entrepiso.

6.5.2. Líneas abiertas

En este momento, existen distintas líneas abiertas, en cuanto el uso de AFVNL en marcos estructurales para el control sísmico.

- 1) Se pueden ampliar los análisis a estructuras en tres dimensiones, para evaluar efectos bi-direccionales y efectos de torsión.
- 2) Se pueden evaluar configuraciones de instalación diferentes a las diagonales, aquí usadas.
- 3) Es posible extender la evaluación para estructuras de concreto reforzado.
- 4) Se pueden analizar estructuras no simétricas.
- 5) Es posible complementar el estudio con aspectos costo-beneficio.

Bibliografía

- [1] N. W. Bishay-Girges, “Seismic protection of structures using passive control system,” A thesis submitted in partial fulfilment of the requirements for the degree of: Doctor of Philosophy, University of Canterbury, Department of Civil Engineering, New Zealand, Christchurch, 2004.
- [2] F. H. Bañuelos García, “Desarrollo y validación de un procedimiento de diseño sísmico basado en desplazamientos y control de daños para edificios considerando disipación pasiva de energía,” Que para obtener el título de: Doctor en Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México, México, D.F., 2019.
- [3] M. C. Constantinou, T. T. Soong, and G. F. Dargush, “Passive energy dissipation systems for structural design and retrofit,” 1998.
- [4] L. Di Sarno and A. Elnashai, “Innovative strategies for seismic retrofitting of steel and composite structures,” *Progress in Structural Engineering and Materials*, vol. 7, no. 3, pp. 115–135, 2005.
- [5] R. Zemp, R. Urrutia, M. Rendel, G. Cavalla, and J. de la Llera, “Design, testing and implementation of tadas devices in three rc buildings with shear walls and coupling beams,” in *Proceedings of the 16th World Conference on Earthquake Engineering*, 2017.
- [6] Q. Xie, “State of the art of buckling-restrained braces in Asia,” *Journal of constructional steel research*, vol. 61, no. 6, pp. 727–748, 2005.
- [7] A. K. Chopra, *Dynamics of structures*. Pearson Education, 2014.
- [8] “Taylor devices inc.” 2021. [Online]. Available: <https://temblor.net/find-a-seismic-pro/taylor-devices-inc-3321/>
- [9] P. Tsopelas and M. C. Constantinou, “Nceer-taisei corporation research program on sliding seismic isolation systems for bridges: experimental and analytical study of a system consisting of sliding bearings and fluid restoring force/damping devices,” National Center for Earthquake Engineering Research Buffalo, NY, Tech. Rep., 1994.
- [10] D. K. Nims, P. J. Richter, and R. E. Bachman, “The use of the energy dissipating restraint for seismic hazard mitigation,” *Earthquake spectra*, vol. 9, no. 3, pp. 467–489, 1993.
- [11] K. Kasai and Y. Ooki, “Current status of japanese passive control technology using various damping materials,” *Key Engineering Materials*, vol. 319, pp. 197–208, 2006.

- [12] J.-S. Hwang, W.-C. Lin, and N.-J. Wu, “Comparison of distribution methods for viscous damping coefficients to buildings,” *Structure and Infrastructure Engineering*, vol. 9, no. 1, pp. 28–41, 2013.
- [13] S. Akcelyan, D. G. Lignos, and T. Hikino, “Adaptive numerical method algorithms for non-linear viscous and bilinear oil damper models subjected to dynamic loading,” *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 113, pp. 488–502, 2018.
- [14] II-UNAM., “Base de datos de registros acelegráficos de la raii-unam.” 2014, accedido: 10/08/2021. [Online]. Available: <https://aplicaciones.iingen.unam.mx/AcelerogramasRSM/Default.aspx>
- [15] A. Seleemah and M. C. Constantinou, *Investigation of seismic response of buildings with linear and nonlinear fluid viscous dampers*. National Center for Earthquake Engineering Research Buffalo, 1997.
- [16] M. Symans, F. Charney, A. Whittaker, M. Constantinou, C. Kircher, M. Johnson, and R. McNamara, “Energy dissipation systems for seismic applications: current practice and recent developments,” *Journal of structural engineering*, vol. 134, no. 1, pp. 3–21, 2008.
- [17] Z. Liang, G. C. Lee, G. F. Dargush, and J. Song, *Structural damping: applications in seismic response modification*. CRC press, 2011.
- [18] T. T. Soong and M. Grigoriu, “Random vibration of mechanical and structural systems,” *NASA STI/Recon Technical Report A*, vol. 93, p. 14690, 1993.
- [19] C. M. Soong Tsu T. and, *Passive and active structural vibration control in civil engineering*. Springer, 1994, vol. 345.
- [20] M. C. Constantinou and M. Symans, *Experimental and analytical investigation of seismic response of structures with supplemental fluid viscous dampers*, 1992.
- [21] D. De Domenico, G. Ricciardi, and I. Takewaki, “Design strategies of viscous dampers for seismic protection of building structures: a review,” *Soil dynamics and earthquake engineering*, vol. 118, pp. 144–165, 2019.
- [22] L. Landi, F. Conti, and P. P. Diotallevi, “Effectiveness of different distributions of viscous damping coefficients for the seismic retrofit of regular and irregular rc frames,” *Engineering Structures*, vol. 100, pp. 79–93, 2015.
- [23] B. S. S. Council and A. T. Council, *NEHRP Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings (FEMA Publication 273)*. Federal Emergency Management Agency, 1997, vol. 1.
- [24] —, *NEHRP Commentary on the Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings (FEMA Publication 274)*. Federal Emergency Management Agency, 1997, vol. 1.
- [25] A. S. of Civil Engineers, *Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings (FEMA Publication 356)*. Federal Emergency Management Agency, 2000, vol. 1.
- [26] —, *Global Topics Report on the Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings (FEMA Publication 357)*. Federal Emergency Management Agency, 2000, vol. 1.

- [27] —, “Minimum design loads and associated criteria for buildings and other structures.” American Society of Civil Engineers, 2022.
- [28] I. Takewaki, “Optimal damper placement for minimum transfer functions,” *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 26, no. 11, pp. 1113–1124, 1997.
- [29] —, *Building control with passive dampers: optimal performance-based design for earthquakes*. John Wiley & Sons, 2011.
- [30] M. P. Singh and L. M. Moreschi, “Optimal placement of dampers for passive response control,” *Earthquake engineering & structural dynamics*, vol. 31, no. 4, pp. 955–976, 2002.
- [31] N. Wongprasert and M. Symans, “Application of a genetic algorithm for optimal damper distribution within the nonlinear seismic benchmark building,” *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 130, no. 4, pp. 401–406, 2004.
- [32] G. Dargush and R. Sant, “Evolutionary aseismic design and retrofit of structures with passive energy dissipation,” *Earthquake engineering & structural dynamics*, vol. 34, no. 13, pp. 1601–1626, 2005.
- [33] R. Levy and O. Lavan, “Fully stressed design of passive controllers in framed structures for seismic loadings,” *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 32, no. 6, pp. 485–498, 2006.
- [34] R.-H. Zhang and T. Soong, “Seismic design of viscoelastic dampers for structural applications,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 118, no. 5, pp. 1375–1392, 1992.
- [35] D. L. Garcia, “A simple method for the design of optimal damper configurations in mdof structures,” *Earthquake spectra*, vol. 17, no. 3, pp. 387–398, 2001.
- [36] D. Lopez Garcia and T. Soong, “Efficiency of a simple approach to damper allocation in mdof structures,” *Journal of structural control*, vol. 9, no. 1, pp. 19–30, 2002.
- [37] F. McKenna, G. Fenves, F. Filippou, S. Mazzoni, M. Scott, A. Elgamal, Z. Yang, J. Lu, P. Arduino, and P. McKenzie, “Opensees,” *University of California, Berkeley: nd*, 2010.
- [38] J. De la Colina Martínez, J. V. González, and C. A. G. Pérez, *Dinámica de estructuras*. Limusa, 2016.
- [39] C.-M. Uang and V. V. Bertero, *Use of energy as a design criterion in earthquake-resistant design*. Earthquake Engineering Research Center, University of California Berkeley, 1988, vol. 88.
- [40] J. TCHAMO and Y. ZHOU, “Innovative and advanced techniques for seismic retrofitting,” 2018.
- [41] B. H. Inc., “Buckling restrained braces.” 2019, accedido: 08/10/2024. [Online]. Available: <https://www.brant-hydraulics.com/en/products/buckling-restrained-braces>
- [42] G. K. Hüffmann, “Full base isolation for earthquake protection by helical springs and viscodampers,” *Nuclear engineering and design*, vol. 84, no. 3, pp. 331–338, 1985.

- [43] N. Makris and M. Constantinou, “Viscous dampers: Testing, modeling and application in vibration and seismic,” NCEER-90-0028, National Center for Earthquake Engineering Research, Tech. Rep., 1990.
- [44] F. Arima, M. Miyazaki, H. Tanaka, and Y. Yamazaki, “A study on buildings with large damping using viscous damping walls,” in *Proceedings of the 9th world conference on earthquake engineering*, vol. 821, 1988.
- [45] M. C. Constantinou, M. Symans, P. Tsopelas, D. Taylor *et al.*, “Fluid viscous dampers in applications of seismic energy dissipation and seismic isolation,” in *Proceedings ATC*, vol. 17, no. 1, 1993, pp. 581–592.
- [46] M. Constantinou and M. Symans, “Experimental study of seismic response of buildings with supplemental fluid dampers,” *The structural design of tall buildings*, vol. 2, no. 2, pp. 93–132, 1993.
- [47] N. Makris and M. Constantinou, “Fractional-derivative maxwell model for viscous dampers,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 117, no. 9, pp. 2708–2724, 1991.
- [48] M. Miyazaki and Y. Mitsusaka, “Design of a building with 20% or greater damping,” in *Proceedings of the 10th world conference on earthquake engineering*, 1992, pp. 19–24.
- [49] H. O. Bird R.B., Amnstrong R.C., *Dynamics of Polymeric Liquids*. Wiley and Sons, New York, NY., 1987, vol. 1.
- [50] M. Symans and M. Constantinou, “Passive fluid viscous damping systems for seismic energy dissipation,” *ISET Journal of Earthquake Technology*, vol. 35, no. 4, pp. 185–206, 1998.
- [51] S. MATHUR and S. K. DEB, “Seismic response control of rc setback building with friction dampers,” *Indian concrete journal*, vol. 77, no. 11, pp. 1469–1472, 2003.
- [52] C. Chintanapakdee and A. K. Chopra, “Seismic response of vertically irregular frames: response history and modal pushover analyses,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 130, no. 8, pp. 1177–1185, 2004.
- [53] M. De Stefano and B. Pintucchi, “A review of research on seismic behaviour of irregular building structures since 2002,” *Bulletin of earthquake Engineering*, vol. 6, pp. 285–308, 2008.
- [54] T. Trombetti and S. Silvestri, “On the modal damping ratios of shear-type structures equipped with Rayleigh damping systems,” *Journal of sound and vibration*, vol. 292, no. 1-2, pp. 21–58, 2006.
- [55] J. Whittle, M. Williams, T. Karavasilis, and A. Blakeborough, “A comparison of viscous damper placement methods for improving seismic building design,” *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 16, no. 4, pp. 540–560, 2012.
- [56] G. Pekcan, J. B. Mander, and S. S. Chen, *Design and retrofit methodology for building structures with supplemental energy dissipating systems*. Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, 1999.

- [57] J. D. Raggett, “Estimating damping of real structures,” *Journal of the structural division*, vol. 101, no. 9, pp. 1823–1835, 1975.
- [58] C. D. Johnson and D. A. Kienholz, “Finite element prediction of damping in structures with constrained viscoelastic layers,” *AIAA journal*, vol. 20, no. 9, pp. 1284–1290, 1982.
- [59] J. M. Londoño, D. J. Wagg, and S. A. Neild, “Supporting brace sizing in structures with added linear viscous fluid dampers: A filter design solution,” *Earthquake engineering & structural dynamics*, vol. 43, no. 13, pp. 1999–2013, 2014.
- [60] S. Silvestri, G. Gasparini, and T. Trombetti, “A five-step procedure for the dimensioning of viscous dampers to be inserted in building structures,” *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 14, no. 3, pp. 417–447, 2010.
- [61] M. Palermo, S. Silvestri, L. Landi, G. Gasparini, and T. Trombetti, “A “direct five-step procedure” for the preliminary seismic design of buildings with added viscous dampers,” *Engineering Structures*, vol. 173, pp. 933–950, 2018.
- [62] G. M. Del Gobbo, M. S. Williams, and A. Blakeborough, “Comparing fluid viscous damper placement methods considering total-building seismic performance,” *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 47, no. 14, pp. 2864–2886, 2018.
- [63] A. P. Boresi and R. J. Schmidt, *Advanced mechanics of materials*. John Wiley & Sons, 2002.
- [64] M. Bruneau, C. Uang, and S. Sabelli, *Ductile Design of Steel Structures, 2nd Edition*. Mcgraw-hill, 2011.
- [65] C. Christopoulos, “Principles of passive supplemental damping and seismic isolation,” *IUSS Press google schola*, vol. 2, pp. 325–336, 2006.
- [66] E. T. Hernández and A. T. Colunga, “Comparación de los efectos observados en estructuras con marcos de acero durante los sismos de México (1985), northridge (1994) y kobe (1995) y su impacto en las normas de diseño para estructuras metálicas del rcdm-2001.”
- [67] G. de la Ciudad de México, “Normas técnicas complementarias sobre criterios y acciones para el diseño estructural de las edificaciones,” *Gaceta Oficial de la Ciudad de México*, 2023.
- [68] —, “Normas técnicas complementarias para el diseño por sismo,” *Gaceta Oficial de la Ciudad de México*, 2023.
- [69] —, “Normas técnicas complementarias para diseño y construcción de estructuras de acero,” *Gaceta Oficial de la Ciudad de México*, 2023.
- [70] —, “Reglamento de construcciones para el distrito federal,” *Gaceta Oficial de la Ciudad de México*, 2023.
- [71] G. M. Del Gobbo, A. Blakeborough, and M. S. Williams, “Improving total-building seismic performance using linear fluid viscous dampers,” *Bulletin of Earthquake Engineering*, vol. 16, no. 9, pp. 4249–4272, 2018.

Lista de acrónimos

ACS	Amortiguamiento clásico suplementario
AFV	Amortiguadores de fluido viscoso
AFVL	Amortiguadores de fluido viscoso lineal
AFVNL	Amortiguadores de fluido viscoso no-lineal
DBDM	Distribución basada en la distorsión modal de entrepiso
DBEDCE	Distribución basada en la energía de deformación por cortante de entrepiso
DBEDCEEE	Distribución basada en DBEDCE para entrepiso eficiente
DBRE	Distribución basada en la rigidez de entrepiso
DU	Distribución uniforme
DPCE	Distribución proporcional al cortante de entrepiso
MEA	Modelo estructural analítico