

MÉTODO SIMPLIFICADO DE DISEÑO SÍSMICO DE EDIFICIOS DE MARCOS EQUIPADOS CON AMORTIGUADORES VISCOSOS CON COMPORTAMIENTO NO LINEAL

Juan C. Álvarez⁽¹⁾, Héctor Guerrero⁽²⁾, Amador Terán⁽³⁾ y Ángel Moreno⁽⁴⁾

RESUMEN

En este trabajo se presenta un método simplificado para el diseño de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos no lineales. El método consiste en estimar los desplazamientos máximos de una estructura utilizando un modelo de un grado de libertad (1GDL) equivalente y dos coeficientes de desplazamiento. El primer coeficiente relaciona los desplazamientos máximos de un modelo de varios grados de libertad (VGDL) equipado con amortiguadores viscosos lineales entre los desplazamientos máximos obtenidos en un modelo de 1GDL equivalente. El segundo coeficiente relaciona los desplazamientos máximos de un modelo de VGDL con amortiguadores viscosos no lineales entre aquellos obtenidos del mismo modelo, pero con amortiguadores viscosos lineales. Se proponen ecuaciones para obtener, de forma simple, ambos coeficientes de desplazamiento para algunos exponentes de velocidad de amortiguadores comerciales. Se presenta un ejemplo de aplicación del método que consiste en un modelo de doce niveles equipado con amortiguadores viscosos no lineales. El método se valida con análisis dinámicos no lineales tipo paso a paso considerando varios movimientos sísmicos. Se discuten los resultados y se ofrecen conclusiones.

Palabras clave: amortiguadores viscosos no lineales; diseño de edificios basado en desplazamientos; método simplificado de diseño; modelo equivalente de 1GDL

SIMPLIFIED METHOD FOR SEISMIC DESIGN OF CONCRETE FRAME BUILDINGS EQUIPPED WITH VISCOUS DAMPERS WITH NONLINEAR BEHAVIOUR

ABSTRACT

This paper presents a simple method for designing structures equipped with non-linear viscous dampers. Maximum displacements of a structure are estimated using an equivalent Single-Degree-of-Freedom (SDOF) model and two displacement coefficients. The first coefficient relates the maximum displacement of a Multiple-Degree-of-Freedom (MDOF) model equipped with linear viscous dampers to that from an equivalent SDOF model. The second coefficient relates the maximum displacement of a MDOF model with non-linear viscous dampers to that from the same model equipped with linear viscous dampers. Simple equations are proposed to obtain both

Artículo recibido el 22 de diciembre de 2020 y aprobado para su publicación el 29 de diciembre de 2022. Se aceptarán comentarios y/o discusiones hasta cinco meses después de su publicación

⁽¹⁾ Becario, Instituto de Ingeniería, UNAM, C.P. 04510, México, CDMX. juan_avargas@outlook.com

⁽²⁾ Investigador Asociado, Instituto de Ingeniería, UNAM, C.P. 04510, México, CDMX. hguerrero@iingen.unam.mx

⁽³⁾ Profesor-Investigador, Universidad Autónoma Metropolitana – Azc., C.P. 02200, México, CDMX. tga@azc.uam.mx

⁽⁴⁾ Exbecario, Instituto de Ingeniería, UNAM, C.P. 04510, México, CDMX. angel_moreno_23@hotmail.com

coefficients for various damper velocity exponents. An application example of the proposed method, consisting of a twelve-story model equipped with non-linear viscous dampers, is provided. The proposed method is validated through nonlinear dynamic analysis using several seismic ground motions. The results are discussed and conclusions are offered.

Keywords: nonlinear viscous dampers; displacement-based design of buildings; simplified design method; equivalent SDOF model

INTRODUCCIÓN

La respuesta de las estructuras ante eventos sísmicos siempre ha sido objeto de estudio debido a las implicaciones que tienen los daños o el colapso de las estructuras. Debido a ello, han surgido soluciones novedosas, como el uso de amortiguadores sísmicos, y se han propuesto varios métodos de diseño de estructuras para la reducción de los daños ante estos eventos (Symans y Constantinou, 1998, Terán y Virto, 2009; Ruiz, 2018). Entre los métodos de diseño de estructuras equipadas con amortiguadores sísmicos destacan el de ASCE 41-17 (2017) y el de Christopoulos y Filiatrault (2006). Estos métodos se basan en calcular niveles de amortiguamiento objetivo que permiten controlar la respuesta lateral de las estructuras, para luego calcular las propiedades de amortiguadores lineales y, a su vez, convertir dichas propiedades en propiedades equivalentes de amortiguadores no lineales.

Dados los daños que se han observado en sismos pasados (ej. Pujol and Rodríguez, 2019; Buendía y Reinoso, 2019), ha surgido interés por emplear dispositivos de protección sísmica para disminuir la respuesta lateral de las estructuras ante sismos. Estos dispositivos se pueden clasificar en pasivos, control híbrido o control semi-activo, y control activo (Soong y Dargush, 1997; Spencer y Soong, 1999; Gómez et al., 2008, Taylor, 2003). En años recientes se ha investigado sobre un tipo de dispositivos pasivos de protección sísmica, los amortiguadores viscosos lineales (Constantinou y Symans, 1992) y no lineales (Seleemah y Constantinou, 1997). Estos dispositivos trabajan disipando energía sísmica para reducir los daños a las estructuras (Symans et al., 2008) y son llamados dispositivos dependientes de la velocidad (VDD, por sus siglas en inglés), pues dependen de la velocidad relativa en sus extremos para poder disipar energía (Ruiz, 2018). En la Figura 1 se muestra el esquema general de un amortiguador viscoso, compuesto principalmente por un cilindro metálico, un pistón metálico (cuya cabeza cuenta con orificios que permiten el paso del fluido compresible de una cámara del cilindro a otra), fluido compresible y las placas de conexión en los extremos.

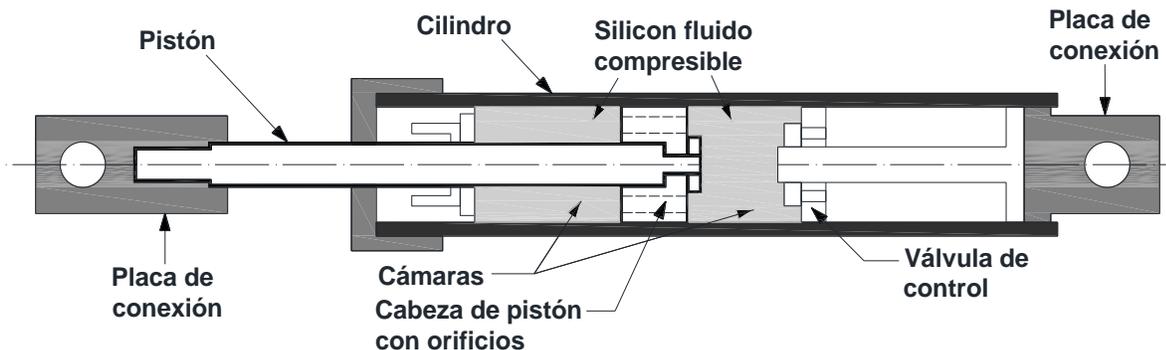


Figura 1. Modelo esquemático de un amortiguador viscoso (adaptado de Taylor y Katz, 2003).

Cuando un movimiento sísmico ocurre, la energía de entrada al sistema estructural se transforma en energía cinética, se almacena en forma de energía elástica, y se disipa en forma de energía inelástica y de amortiguamiento. El balance energético se puede expresar, según Symans y Constantinou (1998), como:

$$E(t) = E_k(t) + E_s(t) + E_h(t) + E_d(t) \quad (1)$$

donde t es el tiempo, E es la energía total de entrada a la estructura, E_k es la energía cinética, E_s es la energía elástica, E_h es la energía inelástica y E_d es la energía disipada por los sistemas de amortiguamiento. La respuesta de estos dispositivos depende de la velocidad a la que se desplacen los extremos del pistón y de la viscosidad del fluido, lo que aumenta la energía disipada por amortiguamiento viscoso y reduce los desplazamientos de la estructura.

En este artículo se estudian los amortiguadores viscosos no lineales. Para representar el comportamiento de este tipo de amortiguadores se usa un modelo matemático que está dado por la relación fuerza-velocidad de Symans et al. (2008). Esto es:

$$F_D = C_{NL} |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}[\dot{u}] \quad (2)$$

donde F_D es la fuerza desarrollada por el amortiguador, C_{NL} es el coeficiente de viscosidad del amortiguador no lineal, \dot{u} es la velocidad relativa en los extremos del dispositivo, α es el exponente de velocidad, que depende del diseño de los orificios en el pistón, y sgn es la función signo. Para valores de α igual a 1, la ecuación anterior describe el comportamiento de un amortiguador viscoso lineal. Por otro lado, para un valor de α igual a 0, se obtiene el comportamiento de un amortiguador de fricción pura (Lin y Chopra, 2002).

El cálculo del coeficiente de viscosidad, C_{NL} , se obtiene a partir del coeficiente de viscosidad de amortiguadores lineales, C_L . Para ello, se puede usar la fórmula propuesta por Lin y Chopra (2002) que surge a partir de igualar las energías disipadas por un ciclo de movimiento armónico de amortiguadores viscosos lineales y no lineales. Esto es:

$$C_{NL} = \frac{(\omega u_0)^{1-\alpha}}{\beta} C_L \quad (3)$$

donde ω es la frecuencia angular de la estructura, u_0 es el desplazamiento máximo, C_L es el coeficiente de viscosidad de amortiguadores lineales y la constante β está dada por:

$$\beta = \frac{2^{2+\alpha} \Gamma^2(1 + \alpha/2)}{\pi \Gamma(2 + \alpha)} \quad (4)$$

siendo Γ la función gama que, a propósito, está disponible programas de cálculo comerciales como Excel® u otros.

Respuesta de estructuras equipadas con amortiguadores no lineales

La idea de usar amortiguadores viscosos no lineales es obtener los mismos niveles de amortiguamiento que los amortiguadores lineales, pero con fuerzas de amortiguamiento menores en los dispositivos y sus conexiones (Lin y Chopra, 2002; Seleemah y Constantinou, 1997; Terenzi, 1999). Esto resulta conveniente porque, al tener fuerzas menores, se evitan daños a los disipadores y sus conexiones a

la estructura. Además, se puede optimizar el diseño de los elementos de soporte, y tener mayor certidumbre sobre el diseño, pues la probabilidad de que la fuerza máxima del dispositivo no exceda su valor de diseño es muy alta. En la Figura 2 se muestra el comportamiento de la fuerza de amortiguamiento, F_D , en función del desplazamiento, u , y del exponente de la velocidad, α . Nótese que el eje de las ordenadas fue normalizado por la fuerza de amortiguamiento que produciría un amortiguador lineal, F_{DL} , y que el eje de las abscisas fue normalizado por el desplazamiento máximo, u_o . Se puede apreciar que las curvas carga-desplazamiento tienen una forma elíptica para $\alpha = 1$ y cuadrada cuando $\alpha = 0$. Para valores intermedios de α , las curvas no son ni elípticas ni cuadradas, sino que tienen una forma intermedia. Se puede apreciar que, a medida que α disminuye, el valor de la fuerza máxima también disminuye. Esto ocurre porque el enfoque de balance energético de Lin y Chopra (2002) obliga a tener la misma área dentro de las curvas de histéresis. Sin embargo, como se verá más adelante, este enfoque no necesariamente ayuda a obtener respuesta global equivalente en las estructuras.

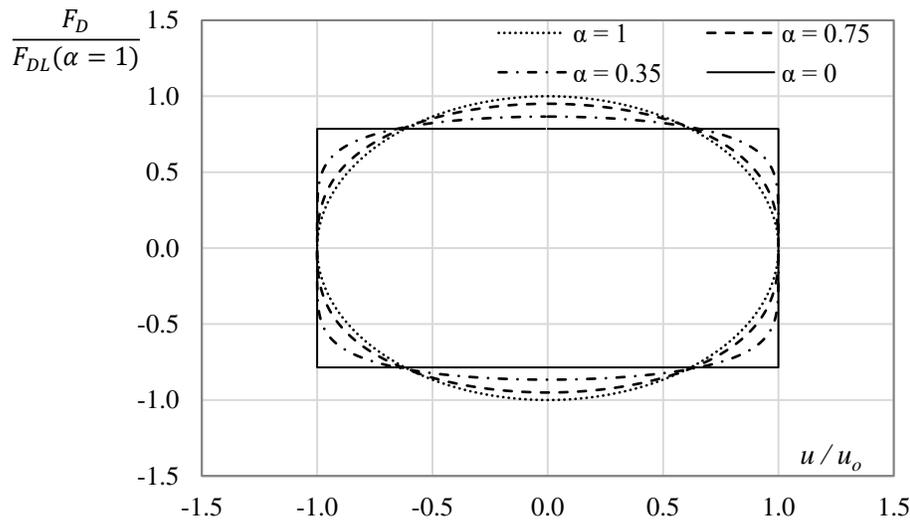
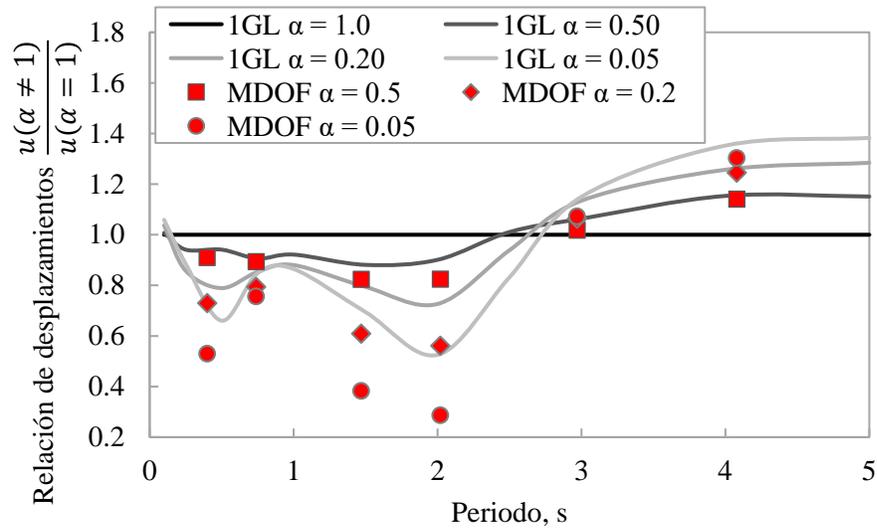
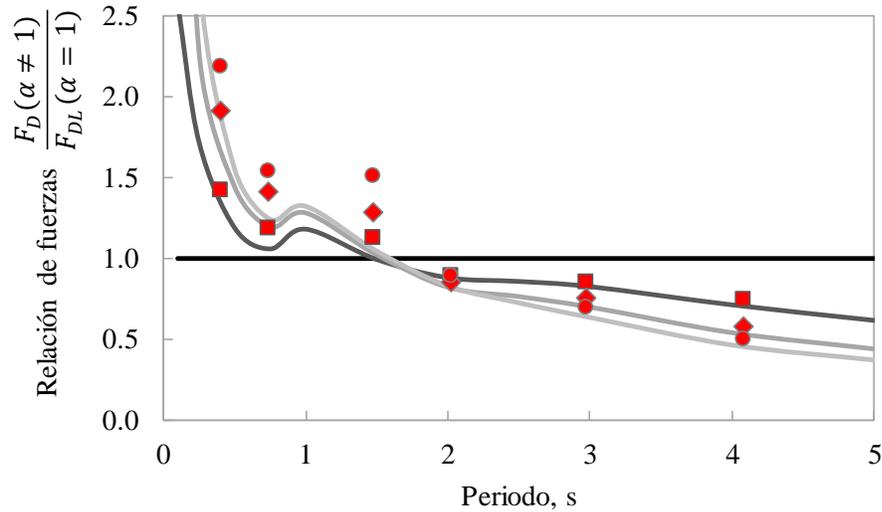


Figura 2. Curvas de histéresis para amortiguadores de fluidos viscosos (adaptado de Lin y Chopra, 2002).

En un estudio realizado por Moreno (2019), sobre estructuras equipadas con amortiguadores viscosos lineales y no lineales, se demostró que existen diferencias significativas entre la respuesta de estructuras equipadas con estos amortiguadores. A manera de resumen, las Figuras 3a y 3b muestran, respectivamente, relaciones de desplazamiento en azotea y de fuerzas de amortiguamiento en los dispositivos, calculadas para el movimiento sísmico SCT-EW 19/09/1985. Estas relaciones fueron calculadas como el cociente de la respuesta máxima de estructuras lineales equipadas con amortiguadores no lineales ($\alpha < 1$) entre aquella de estructuras lineales equipadas con amortiguadores lineales ($\alpha = 1$). Se consideró un amortiguamiento suplementario (es decir: adicional), proporcionado por los amortiguadores, ya sean lineales o no lineales, equivalente al 30% del amortiguamiento crítico. Mientras las curvas presentan relaciones calculadas a partir de osciladores de un grado de libertad, los puntos corresponden a las relaciones de estructuras de varios grados de libertad. Se puede apreciar que son significativamente diferentes de la unidad, lo que implica que las respuestas de estructuras equipadas con amortiguadores lineales y no lineales son muy diferentes. Esto sugiere que diseñar estructuras para alcanzar un amortiguamiento lineal dado, para luego usar amortiguadores no lineales, puede resultar en un comportamiento estructural diferente al esperado. Dadas las diferencias tan significativas observadas, este artículo propone una metodología simple para diseñar estructuras equipadas con amortiguadores viscosos no lineales. La metodología se basa en el control de los desplazamientos laterales de un oscilador equivalente de un grado de libertad y coeficientes de desplazamiento que toman en cuenta la no linealidad de los amortiguadores y los efectos de varios grados de libertad.



a) Relaciones de desplazamiento



b) Relaciones de fuerzas de amortiguamiento

Figura 3. Relaciones de desplazamiento y fuerza en amortiguadores lineales y no lineales (después de Moreno, 2019)

COEFICIENTES DE DESPLAZAMIENTO PROPUESTOS

En esta sección se definen dos coeficientes de desplazamiento que permiten tomar en cuenta el efecto de la no linealidad de los amortiguadores viscosos y el cambio de uno a varios grados de libertad en las estructuras. Para calcularlos, se realizaron análisis dinámicos no lineales, para varios movimientos sísmicos, en osciladores de un grado de libertad y en estructuras de VGDL con diferente número de niveles.

Movimientos sísmicos considerados

Para realizar los análisis de esta investigación se usaron los 30 movimientos sísmicos de la Tabla 1, originalmente utilizados en un estudio de Bojórquez y Ruiz-García (2013). Estos se seleccionaron por haber sido registrados en el suelo blando de la Ciudad de México y por ser los de mayor intensidad según la Base de Datos Mexicana de Sismos Fuertes (BDMSF, 1999). A los movimientos se les realizó un filtrado tipo pasabanda entre 0.1 y 20 Hz con ayuda del programa PRISM (2012). En la Tabla 1 se presenta la estación donde se registró el sismo, la fecha en que sucedió, la magnitud, la componente utilizada, el periodo dominante del suelo (T_g), el paso del tiempo (dt) y la aceleración máxima del suelo (A_{max}).

Tabla 1. Características de los movimientos sísmicos seleccionados.

Registro	Estación	Fecha	Magnitud	Componente	T_g (s)	dt (s)	A_{max} (cm/s ²)
1	AL01	25/04/1989	6.90	NS	2.08	0.005	127.48
2	AL01	15/06/1999	6.60	NS	1.88	0.005	149.42
3	BL45	20/03/2012	7.50	NS	1.96	0.010	178.36
4	BL45	25/04/1989	6.90	NS	2.34	0.005	165.34
5	CA59	25/04/1989	6.90	NS	3.18	0.005	148.06
6	CCCL	07/09/2017	8.20	EO	1.42	0.010	163.97
7	CH84	07/09/2017	8.20	EO	1.40	0.010	139.75
8	CJ03	20/03/2012	7.50	NS	1.96	0.010	149.64
9	CJ04	14/09/1995	7.30	NS	2.04	0.010	140.72
10	CJ04	15/06/1999	6.60	EO	1.68	0.010	155.51
11	CO56	14/09/1995	7.30	ND	2.34	0.010	145.40
12	GA62	14/09/1995	7.30	ND	2.02	0.010	134.95
13	GA62	30/09/1999	7.40	NS	1.92	0.010	142.39
14	JA43	14/09/1995	7.30	ND	3.02	0.005	152.51
15	JC54	07/09/2017	8.20	NS	1.22	0.010	127.65
16	LI58	25/04/1989	6.90	ND	2.22	0.010	171.65
17	LI58	25/04/1989	6.90	NS	2.32	0.010	200.26
18	PCJR	07/09/2017	8.20	EO	2.12	0.010	112.72
19	PCJR	07/09/2017	8.20	NS	2.22	0.010	177.35
20	SCT1	19/09/1985	8.10	NS	2.06	0.010	154.46
21	SCT2	20/03/2012	7.50	NS	1.86	0.010	147.73
22	SCT2	07/09/2017	8.20	EO	1.70	0.010	158.67
23	SCT2	15/06/1999	6.60	NS	1.88	0.005	151.45
24	SCT2	15/06/1999	6.60	NS	2.04	0.005	146.49
25	TH35	15/06/1999	6.60	NS	1.76	0.005	143.98
26	TH35	30/09/1999	7.40	NS	1.90	0.005	144.38
27	TL08	20/03/2012	7.50	NS	1.86	0.010	188.51
28	TL55	25/04/1989	6.90	NS	2.00	0.005	153.01
29	UC44	20/03/2012	7.50	NS	1.20	0.010	136.26
30	UC44	25/04/1989	6.90	NS	1.34	0.010	172.42

ND: No disponible

Modelos analizados

En esta sección se presentan los modelos utilizados para obtener los coeficientes de desplazamiento que se propusieron para esta metodología. Se utilizaron modelos de 1GDL y VGDL, que fueron estudiados (y diseñados) por Moreno (2019).

Los modelos de VGDL son seis marcos rígidos de concreto reforzado en 2D. Se consideró losa maciza de 15 cm de espesor con comportamiento de diafragma rígido. Es importante mencionar que para este trabajo se utilizó un porcentaje de amortiguamiento inherente de todos los marcos de $\zeta = 2.5\%$; mientras que el amortiguamiento suplementario de $\zeta_{ad} = 32.5\%$. Las columnas se modelaron empotradas a la base. La resistencia nominal de los materiales de las estructuras fue de $f'_c = 500 \text{ kg/cm}^2$ y $f_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$ para el concreto y el acero de refuerzo, respectivamente. La reducción de rigidez de las secciones agrietadas se modeló según las NTC-C (2020). Las estructuras tuvieron un primer entrepiso de 4 m de altura y los demás niveles de 3 m. Se incluyeron amortiguadores viscosos en todos los entrepisos. Las cargas gravitacionales en todas las trabe-vigas de los marcos es de 4.7 t/m. El peso sísmico por nivel es de 56 t para los primeros tres marcos y de 113 t para los otros tres. En la Tabla 2 se muestran los elementos de las estructuras y sus niveles, además en la Tabla 3 se describen las propiedades de los elementos estructurales. También se muestra en la Figura 4 la geometría de las estructuras con los amortiguadores.

Tabla 2. Elementos y niveles de las estructuras consideradas

Estructura	Columna	Viga	Número de niveles
1	C - 1	T - 1	2
2	C - 2	T - 1	5
3	C - 2	T - 1	10
4	C - 3	T - 1	15
5	C - 4	T - 1	22
6	C - 5	T - 1	30

Tabla 3. Propiedades de las secciones de los elementos

Elemento	Dimensiones, cm	Refuerzo longitudinal	Estribos
T - 1	30x60	8 Var. #6	#4 @ 15 cm
C - 1	45x45	8 Var. #6	#4 @ 15 cm
C - 2	55x55	12 Var. #6	#4 @ 15 cm
C - 3	70x70	12 Var. #8	#4 @ 15 cm
C - 4	75x75	12 Var. #8	#4 @ 15 cm
C - 5	85x85	16 Var. #8	#4 @ 15 cm

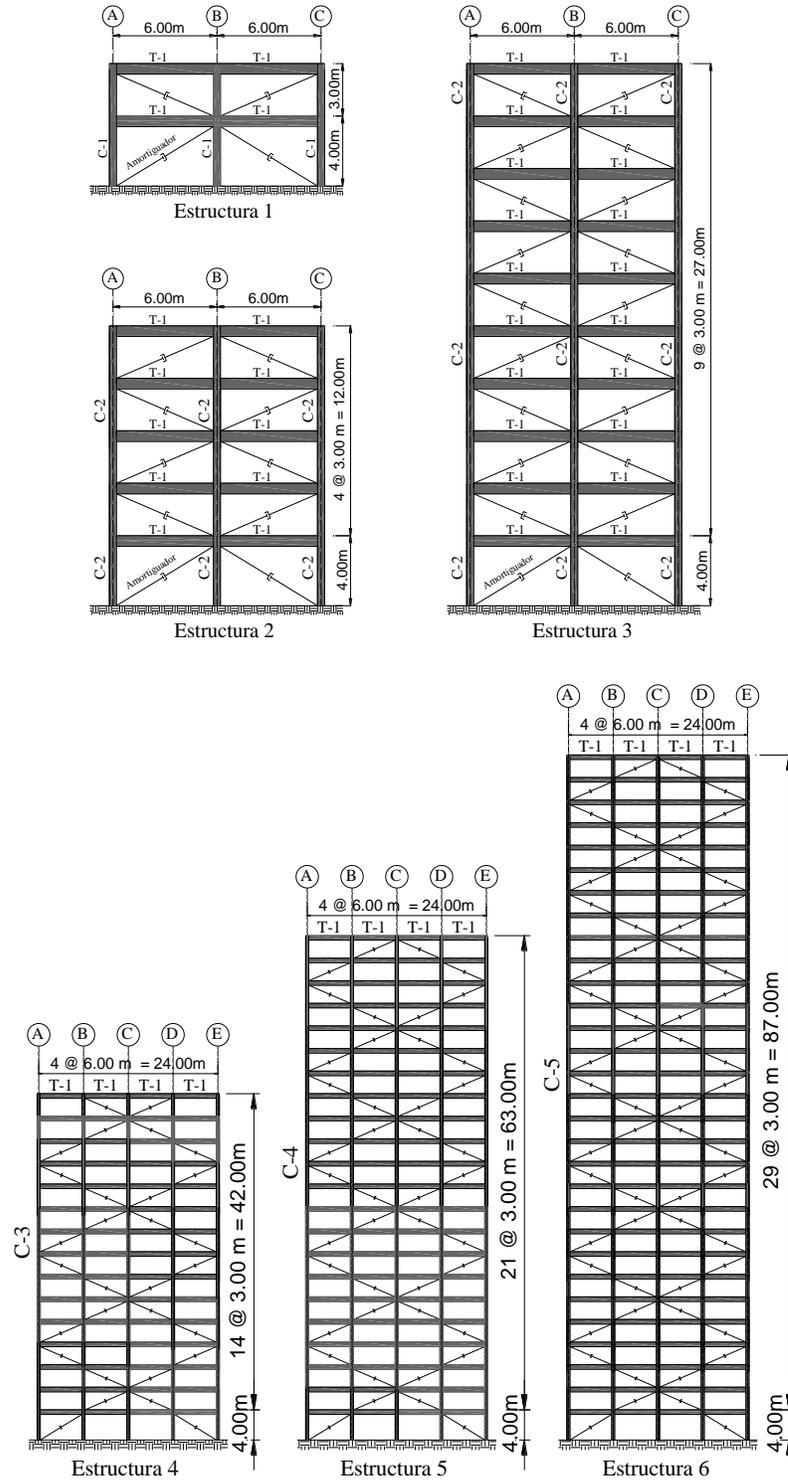


Figura 4. Geometría de las estructuras

Los periodos y frecuencia de las estructuras calculados con el método de valores característicos se presentan en la Tabla 4. Nótese que estos periodos son los mismos que se consideraron para los osciladores de un grado de libertad.

Tabla 4. Periodos y frecuencias de las estructuras

Estructura	Pisos	Periodo (s)	Frecuencia (rad/s)
1	2	0.40	15.71
2	5	0.74	8.49
3	10	1.47	4.27
4	15	2.02	3.11
5	22	2.97	2.12
6	30	4.08	1.54

Se calcularon los coeficientes de viscosidad de amortiguadores lineales, C_L , para cada una de las estructuras estudiadas usando el método de Chirstopoulus y Filiatrault (2006). Después, con la ayuda de la ecuación (3), se obtuvieron los coeficientes de viscosidad de amortiguadores viscosos no lineales, C_{NL} . Éstos se presentan en las Tablas 3 y 4. Los detalles de los cálculos se presentan en Álvarez (2020). Es importante aclarar que en este artículo se incluye, en la parte final, un ejemplo de diseño de una estructura equipada con disipadores en donde se presenta el detalle del diseño de los dispositivos y sus propiedades.

Los modelos estudiados de varios grados de libertad fueron sometidos a los movimientos sísmicos de la Tabla 1 para calcular los desplazamientos máximos en su azotea.

Posteriormente, se analizaron seis modelos de 1GDL con periodos de vibración de 0.4, 0.74, 1.47, 2.02, 2.97, y 4.08 s. Se utilizaron periodos y un amortiguamiento igual al de las estructuras de VGDL anteriormente mencionadas para los osciladores de 1GDL equivalente. La respuesta de los modelos de 1GDL fue evaluada para cada uno de los sismos de la Tabla 1 con ayuda del programa PRISM (2012). Se consideró una respuesta elástica lineal de los osciladores. Se obtuvo el desplazamiento máximo de cada movimiento sísmico para los diferentes periodos de vibración. Los resultados se presentan más adelante junto con desplazamientos de estructuras de varios grados de libertad.

Resultados de los análisis dinámicos

En la Figura 5 se presentan el desplazamiento máximo en la azotea calculado de los marcos equipados con amortiguadores viscosos lineales. Se aclara que se consideró comportamiento lineal de los amortiguadores y de los elementos estructurales. También, se presentan aquellos correspondientes a los osciladores de un grado de libertad. Se puede apreciar que, consistentemente, los desplazamientos de las estructuras de VGDL son mayores a aquellos de los osciladores de 1GDL. Esta relación se discute más adelante y se refiere como coeficiente de desplazamiento, r_1 .

Tabla 5. Valores de los coeficientes de viscosidad para las estructuras 1, 2 y 3

NIVEL	Constantes de viscosidad ($t^*(s/m)^\alpha$)											
	Estructura 1				Estructura 2				Estructura 3			
	C_L		C_{NL}		C_L		C_{NL}		C_L		C_{NL}	
	$\alpha = 1$	$\alpha = 0.5$	$\alpha = 0.2$	$\alpha = 0.05$	$\alpha = 1$	$\alpha = 0.5$	$\alpha = 0.2$	$\alpha = 0.05$	$\alpha = 1$	$\alpha = 0.5$	$\alpha = 0.2$	$\alpha = 0.05$
1	110.21	28.3	12.3	8.1	340.2	83.2	35.3	22.9	630.31	177.2	81.7	55.2
2	115.53	20.4	7.1	4.2	289.69	66	26.8	17	594.38	164	74.8	50.3
3					251.84	51.3	19.5	12	568.4	152.7	68.5	45.7
4					227.89	38.7	13.2	7.7	555.91	142.6	62.3	41
5					189.06	24.5	7.1	3.8	546.37	132.1	55.7	36
6									535.8	120.4	48.5	30.7
7									522.47	107	40.8	25.1
8									502.49	91.3	32.4	19.2
9									464.31	71.9	23.2	13.1
10									357.74	44.5	12.6	6.7

Tabla 6. Valores de los coeficientes de viscosidad para las estructuras 4, 5 y 6

NIVEL	Constantes de viscosidad ($t^*(s/m)^{\alpha}$)											
	Estructura 4				Estructura 5				Estructura 6			
	C_L		C_{NL}		C_L		C_{NL}		C_L		C_{NL}	
	$\alpha = 1$	$\alpha = 0.5$	$\alpha = 0.2$	$\alpha = 0.05$	$\alpha = 1$	$\alpha = 0.5$	$\alpha = 0.2$	$\alpha = 0.05$	$\alpha = 1$	$\alpha = 0.5$	$\alpha = 0.2$	$\alpha = 0.05$
1	2540.8	609.7	255.7	164.8	4492	760.1	258.6	150.1	8266.4	846.5	213	106.4
2	1994.6	523.6	231.8	153.5	3345.9	643.4	236.3	142.5	5695.8	693.9	193.8	101.9
3	1806	486.6	218.8	146.1	2956.7	599.3	227.1	139.2	4795	632.2	185.1	99.7
4	1735.6	464	207.7	138.3	2806.9	577.9	221.1	136.1	4429.1	604.3	180.7	98.3
5	1703.4	445.9	197	130.4	2736.8	564.8	216.4	133.3	4250.6	588.8	177.6	97.1
6	1684.6	428.3	186	122	2696.4	554	211.7	130.3	4150.4	578.4	175.1	95.9
7	1668.5	408.8	173.6	112.6	2667	542.9	206.3	126.6	4085.6	570.4	172.9	94.7
8	1653.4	387.3	160.1	102.5	2641.9	530.8	200.2	122.4	4037.2	563.4	170.7	93.5
9	1636.1	363.8	145.8	91.9	2617.5	517.7	193.4	117.6	3996.5	555.6	168	91.9
10	1614.9	337.7	130.4	80.7	2592.8	503.8	186.2	112.6	3959.2	547.2	164.8	90
11	1587.5	307.8	113.6	68.7	2566.6	488	178	107	3923.1	539.5	162	88.4
12	1547.3	273	95.2	56	2538.1	469.9	168.7	100.6	3887	530.7	158.7	86.4
13	1480.3	232.3	75.5	42.9	2506.4	450.5	158.9	93.9	3850.1	521	155	84.1
14	1338	181	53.9	29.2	2470.7	429.9	148.7	87.1	3811.9	509.8	150.6	81.5
15	945.4	106.7	28.5	14.6	2428.1	406.1	137.2	79.4	3771.8	498.6	146.2	78.8
16					2377.8	379.6	124.7	71.1	3729.3	486.9	141.8	76.1
17					2313.9	350.3	111.4	62.6	3683.7	473.8	136.7	73.1
18					2231.9	317.6	97.4	53.7	3634.2	458	130.6	69.4
19					2113.9	278.9	81.7	44	3579.8	442.9	124.9	66
20					1935.5	232.6	64.5	33.8	3519.1	426.5	118.8	62.4
21					1630.6	175.4	45.5	23	3450.4	407.7	111.8	58.3
22					1024.7	97.7	23.5	11.5	3371.4	386.3	104	53.7
23									3278.7	364.3	96.3	49.3
24									3167.3	340.3	88.1	44.6
25									3029.6	312.4	79	39.5
26									2853.4	279.8	68.6	33.8
27									2617.6	242.5	57.5	27.8
28									2284.9	198.5	45.3	21.5
29									1786.8	144.3	31.5	14.6
30									1030.2	77.2	16.1	7.3

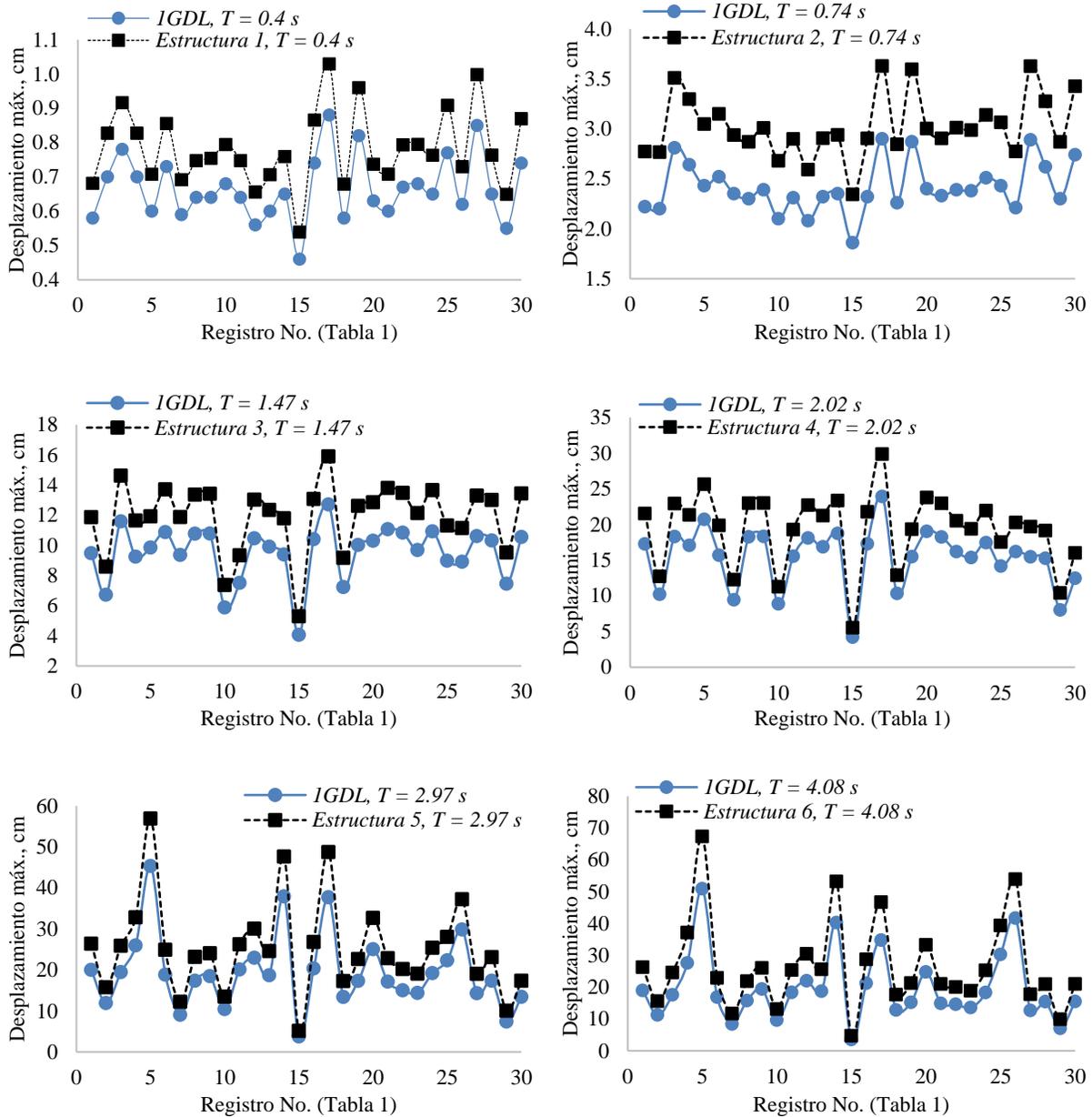


Figura 5. Desplazamientos máximos del modelo de 1GDL y VGDL con amortiguadores lineales

Por su parte, en la Figura 6 se muestra, para cada movimiento sísmico, el desplazamiento máximo de azotea de las estructuras de VGDL estudiadas para diferentes valores de exponente de velocidad, α . Se puede apreciar que, mientras para ciertas estructuras los desplazamientos son muy similares, para otras son muy diferentes. Claramente se aprecia que no hay una tendencia simple entre α y los desplazamientos máximos de azotea, pues para algunas estructuras, los desplazamientos crecen con α y para otras, no necesariamente. La relación entre estos desplazamientos y aquellos con $\alpha = 1$ se analizan más adelante y se refiere como coeficiente de desplazamiento, r_2 .

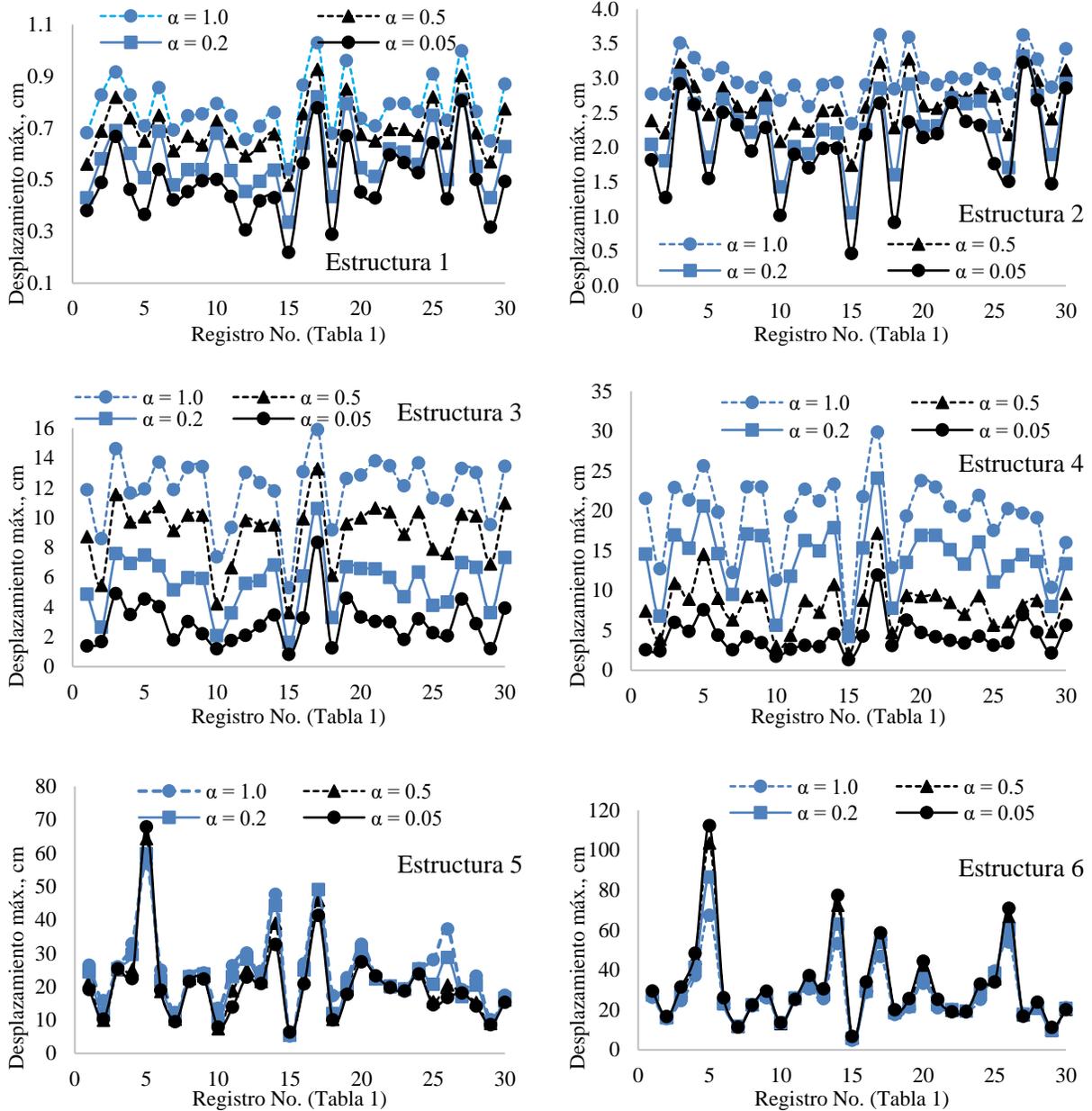


Figura 6. Desplazamientos máximos de las estructuras con amortiguadores no lineales

Coefficientes propuestos

Coefficiente r_1

La Figura 7 muestra los coeficientes de desplazamiento r_1 , calculados como el cociente del desplazamiento máximo de azotea de estructuras de VGDL con amortiguadores lineales entre aquellos de osciladores de un grado de libertad. El eje horizontal, la Figura 7a, muestra el periodo de los marcos normalizado por el periodo dominante del suelo de cada uno de los movimientos sísmicos, T/T_g . Por su parte, la Figura 7b muestra en su eje horizontal el número de niveles de la estructura. Se puede observar una relación creciente en ambos casos que se puede aproximar con una ecuación cuadrática en la Figura 7a y lineal en la Figura 7b. Ciertamente, la relación de la Figura 7b es más simple, lo que resulta conveniente.

En ambos casos, es importante aclarar que el valor de r_1 tiene que ser la unidad cuando la estructura tiene un nivel.

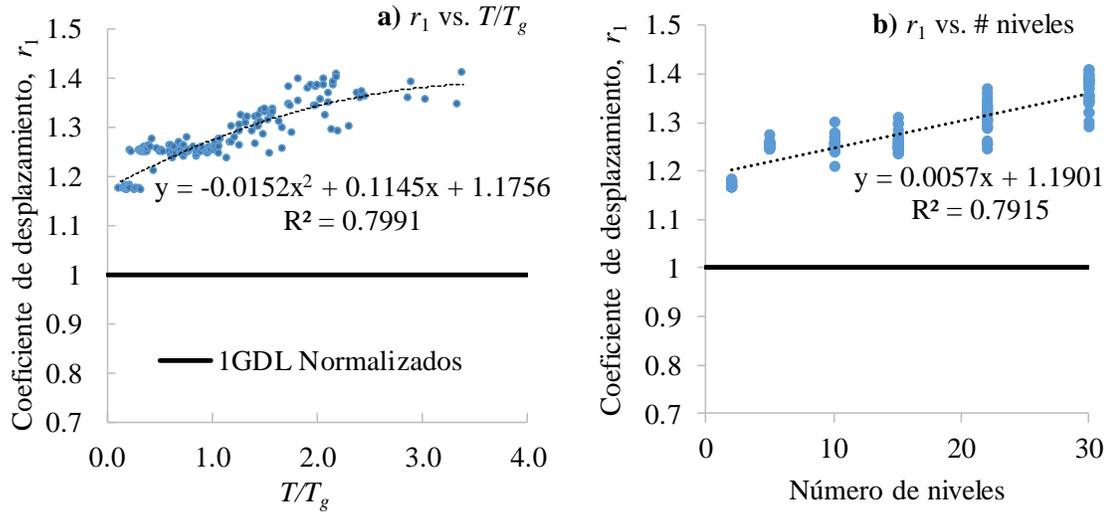


Figura 7. Coeficientes de desplazamiento r_1 .

La ecuación (5) se propone para calcular el coeficiente r_1 . Este coeficiente se usa en la metodología propuesta en este artículo para diseño de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos.

$$r_1 = \begin{cases} 1 & ; \text{si el número de pisos es } N = 1 \\ 0.0057 N + 1.1901 & ; \text{si el número de piso es mayor a 1} \end{cases} \quad (5)$$

donde N es el número de pisos.

Coeficiente r_2

La Figura 8 muestra ahora los coeficientes de desplazamiento r_2 , mismos que se calcularon normalizando el desplazamiento máximo de azotea de las estructuras estudiadas con amortiguadores no lineales entre aquellos con amortiguadores lineales. Se presenta una gráfica para cada exponente de velocidad, α . Aunque se estudiaron sólo seis estructuras, se aprecia una cantidad importante de puntos en cada gráfica. Esto debido al hecho de que el periodo dominante de cada movimiento sísmico variaba, lo que cambiaba la relación T/T_g . Como se puede apreciar, la dispersión es muy grande en las tres gráficas. Con la ayuda de la herramienta DESMOS (2020) se propuso la ecuación (6) como función del periodo normalizado, T/T_g para estimar la tendencia central del coeficiente r_2 . Por análisis numérico de mínimos cuadrados, se obtuvieron los valores de las constantes a , b , c , d y f para cada exponente de velocidad, mismos que se presentan en la Tabla 7. Es importante recordar que los valores de las constantes se obtuvieron para amortiguamiento inherente de $\zeta = 5\%$ y suplementario de $\zeta = 30\%$, es decir, un amortiguamiento total de 35% del crítico. Para otros valores de amortiguamiento se deben recalculan los valores de estas constantes.

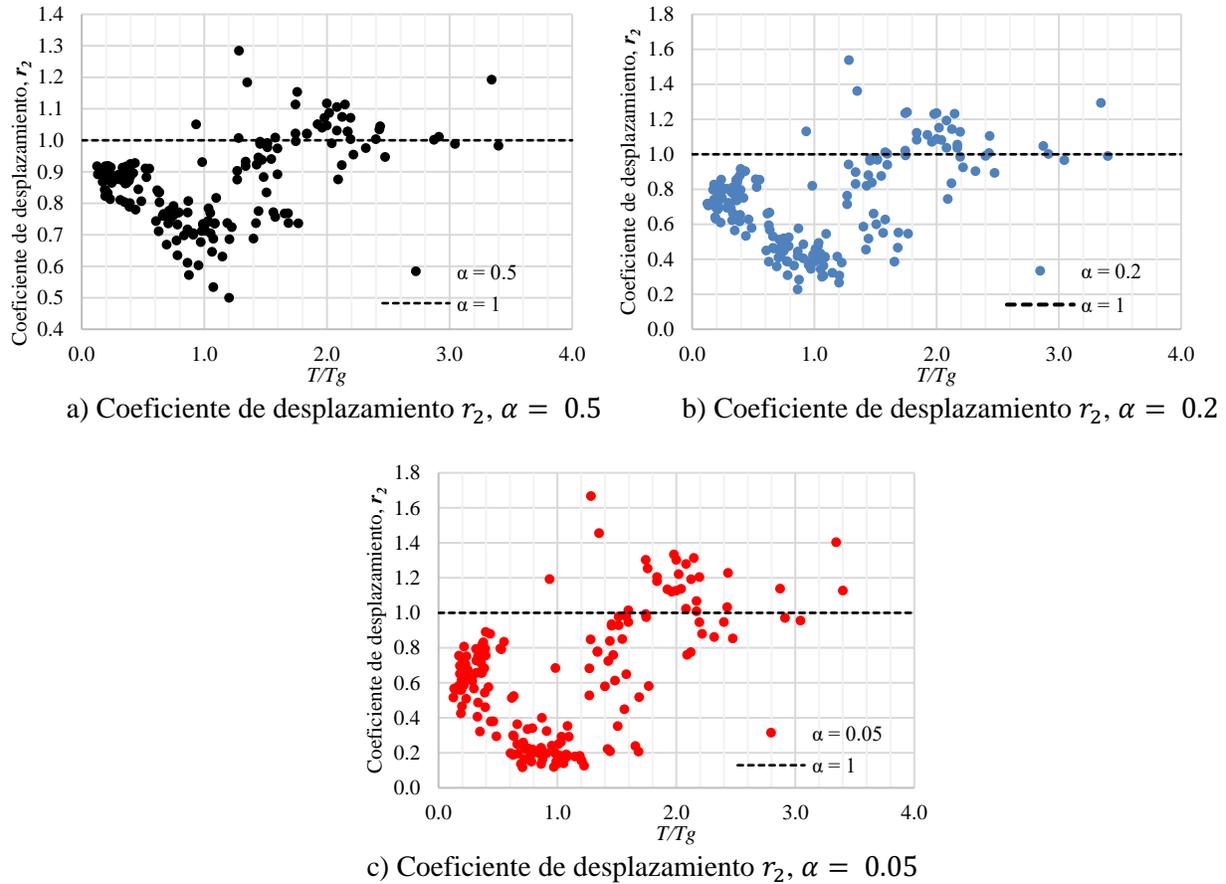


Figura 8. Coeficientes de desplazamiento r_2 para los diferentes valores de α .

$$r_2 = a^{T/T_g} \left(b - c \cos \left(T/T_g \right) \right) + d \left(T/T_g \right) - f \quad (6)$$

Tabla 7. Valores de las constantes a, b, c, d y f para diferentes valores de α

α	a	b	c	d	f
0.5	0.71	6.49	1.22	0.82	4.19
0.2	0.72	13.29	2.43	1.66	9.74
0.05	0.68	16.16	3.67	2.13	11.32

La ecuación (6) se grafica en la Figura 9 para los diferentes valores de α considerados. Se puede ver claramente la sensibilidad de r_2 a α y a la relación de periodos T/T_g . Es relevante resaltar que para estructuras con T/T_g menor a 1.7 el factor r_2 se reduce a medida que α se reduce. Lo contrario ocurre para $T/T_g > 1.7$.

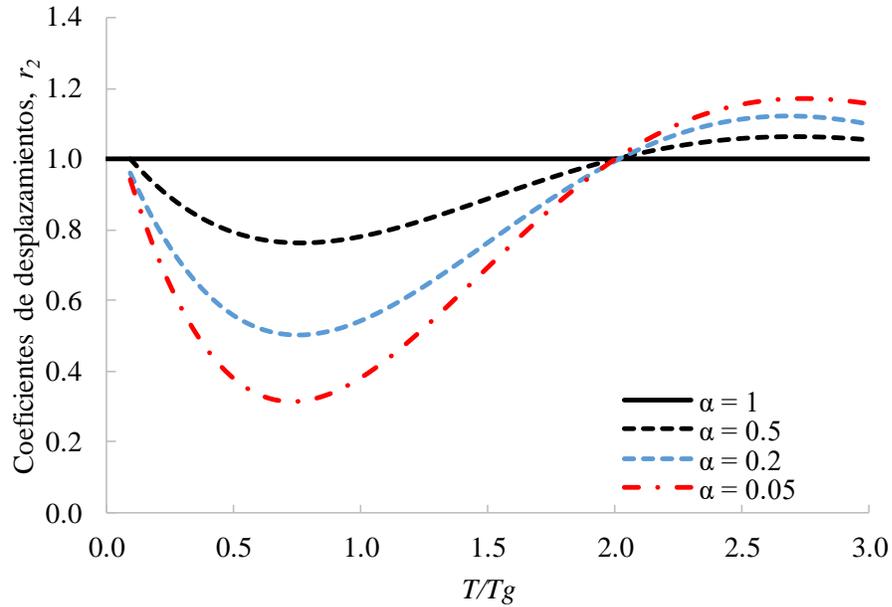


Figura 9. Curvas propuestas para los coeficientes de desplazamiento r_2 .

ALGUNOS EFECTOS DE INTERÉS

Efecto de la rigidez de la conexión entre los amortiguadores y la estructura

Los disipadores viscosos son dispositivos normalmente pequeños que se conectan a las estructuras por medio de brazos metálicos y placas de conexión. En este artículo se le llama conexión al brazo y placas que permiten la transferencia de carga entre el disipador y la estructura. Algunos autores, como Akcelyan et al. (2016), han hecho notar que la rigidez, o la flexibilidad, de la conexión puede tener efectos significativos en la respuesta sísmica de las estructuras. A manera de ejemplo, la Figura 10 muestra la historia de desplazamientos de un marco en 2D (de una crujía y un nivel) sometido el registro sísmico de la SCT, componente Este-Oeste, del sismo del 19/sep/1985. Se consideró respuesta elástica en el marco y periodos de vibración de 0.5 y 1 s. Mientras que la crujía tenía 6 m de ancho, la altura total de la estructura fue de 3 m. El marco se equipó con un disipador viscoso no lineal con exponente de velocidad $\alpha = 0.5$. El amortiguamiento total del sistema fue de 35%, de los cuales 32.5% lo aportaba el amortiguador y 2.5% el marco. El coeficiente de viscosidad, C_{NL} , se calculó según las ecuaciones (3) a (4). En la figura se muestran los desplazamientos en el marco y las curvas de histéresis (curvas fuerza-deformación) del disipador, empleando conexión infinitamente rígida y conexión flexible (ésta última representada por la línea negra). La conexión flexible se utilizó como un contraventeo convencional con capacidad de carga de 1.2 veces la fuerza máxima transferida por el amortiguador y un factor de esbeltez de $\chi = 1$. Se aprecia que la respuesta pico, en términos de desplazamientos laterales, no fue significativamente afectada por la flexibilidad de la conexión, pues las diferencias son menores al 10%. Sin embargo, la forma de las curvas de histéresis del disipador tuvo un cambio drástico; especialmente, para el periodo de 0.5 s. Aunque si se analizan los picos de las curvas de histéresis, los valores de fuerza y desplazamiento máximos son comparables hasta cierto punto.

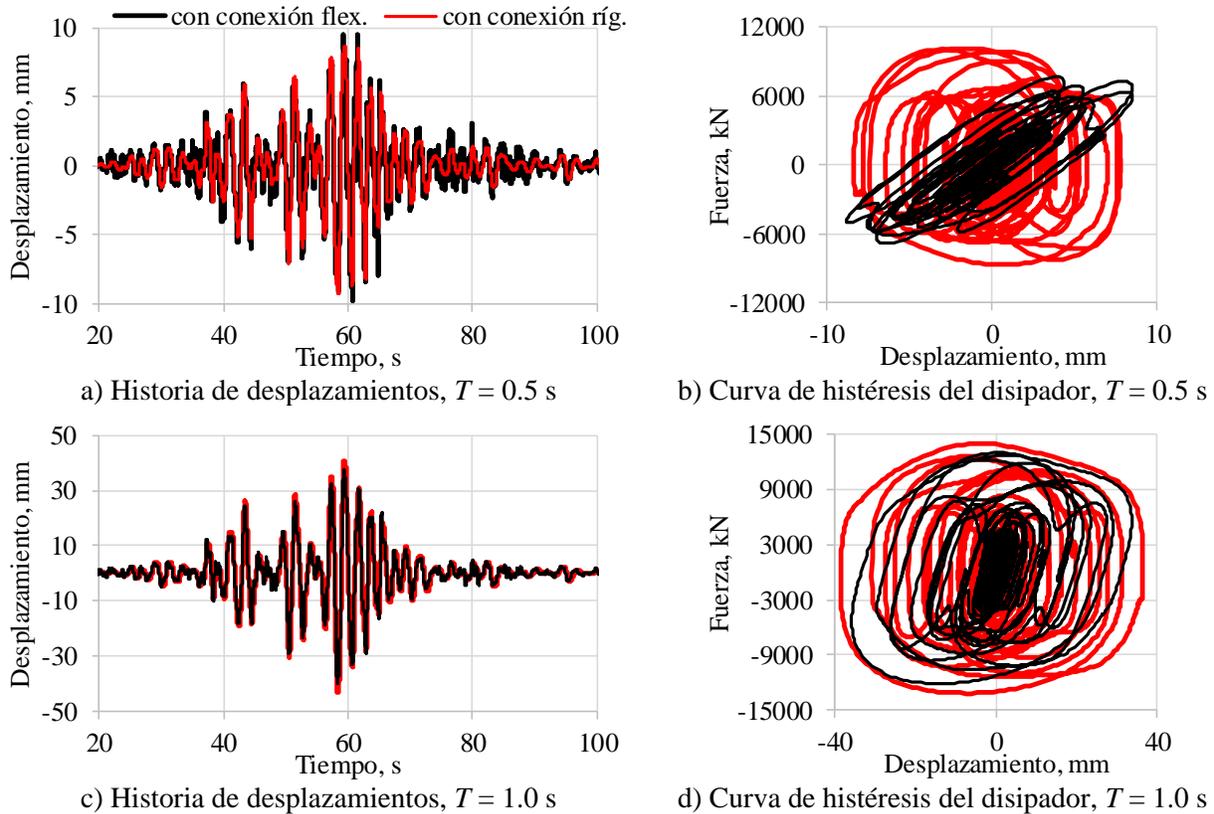
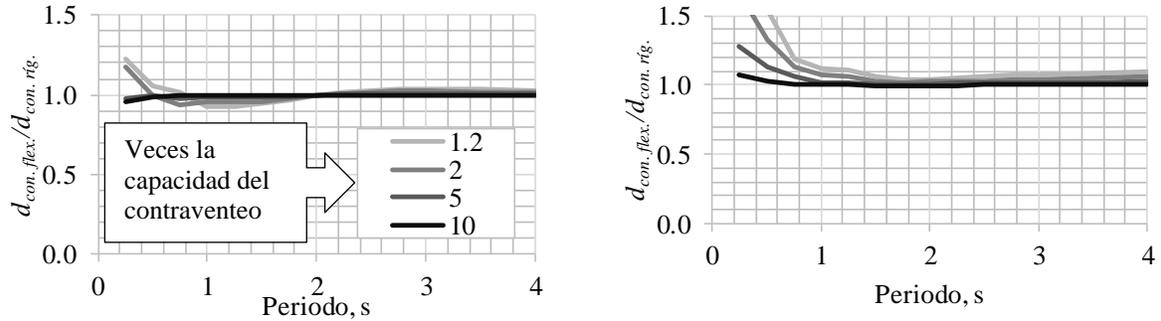


Figura 10. Respuesta sísmica de un marco plano equipado con amortiguador viscoso no lineal ante el movimiento SCT-EO de la estación SCT del 19/sep/1985.

Con la finalidad de comprender mejor la afectación de la rigidez, o flexibilidad, de la conexión en la respuesta sísmica de las estructuras, se calcularon espectros de desplazamientos considerando conexión infinitamente rígida y flexible. Se emplearon diferentes niveles de flexibilidad de la conexión, éstos fueron contraventeos (CV) con capacidad de carga de 1.2, 2, 5 y 10 veces la demanda de fuerza máxima en el disipador cuando se calculó con conexión infinitamente rígida. Se utilizó un factor de esbeltez de $\chi = 1$ y una contribución del 32.5% del disipador al amortiguamiento, más 2.5% de la estructura. Los espectros se estimaron para dos tipos de movimientos sísmicos diferentes: la componente Este-Oeste de la estación SCT del sismo del 19/sep/1985 (en suelo blando) y la componente Norte-Sur de la estación NILT del sismo del 7/sep/2017 (en roca). Por conveniencia, las ordenadas espectrales de los casos de conexiones flexibles fueron divididas entre aquellas con conexión infinitamente rígida. Los resultados se muestran en la Figura 11. Se puede observar que existen diferencias entre las relaciones que se obtuvieron con el movimiento de suelo blando y el de roca. Mientras que los valores para el movimiento de suelo blando son cercanos a la unidad (con diferencias $< 10\%$) para periodos mayores a 0.5 s, para el movimiento de roca sólo ocurre en periodos mayores a 1.5 s. Es importante aclarar que las tendencias de la Figura 11 son particulares del exponente α considerado y de los movimientos sísmicos utilizados, por lo que siempre se debe tomar en cuenta, de manera explícita, el efecto de la rigidez (o flexibilidad) del brazo metálico y placas de conexión en la evaluación de la respuesta sísmica de las estructuras y, en caso de que se identifiquen diferencias significativas, hacer los ajustes necesarios para tener un buen comportamiento.



a) Movimiento SCT-EO 19/sep/1985 en arcilla b) Movimiento NILT-NS 07/sep/2017 en roca
 Figura 11. Relaciones de desplazamiento espectral de los contraventeos para diferente capacidad de carga del contraventeo.

Efecto del tipo de comportamiento estructural del edificio

Autores como Miranda (1999) y Georgoussis (2006) han demostrado que las estructuras a base de marcos presentan comportamiento global en cortante y flexión. Mientras que en marcos de mediana y baja altura predomina el comportamiento global en cortante, en estructuras más altas predomina el comportamiento global en flexión. Esto se debe a que en estructuras de varios niveles la deformación axial de las columnas tiende a incrementar, lo que se refleja en un comportamiento global flexión (Ezeh e Ibearugbulem, 2009). Se considera que las estructuras tienen un comportamiento global en cortante cuando el perfil de desplazamientos, producido por fuerzas laterales, muestra una forma de doble curvatura (Figura 12a). Por otro lado, cuando el perfil de desplazamientos muestra una curvatura simple, se presenta un comportamiento global en flexión, como se muestra en la Figura 12b. Para el caso de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos, el comportamiento global en cortante es preferible, pues la mayoría de la distorsión de entrepiso resulta en deformación axial del dispositivo. En el caso de deformación global en flexión, una buena parte de la distorsión de entrepiso no produce deformación axial en los dispositivos.



a) Comportamiento global en cortante b) Comportamiento global en flexión

Figura 12. Comportamiento global de las estructuras

El tipo de comportamiento global en flexión se debe principalmente a la deformación axial de las columnas en una estructura. Mientras mayor sea la deformación axial en las columnas mayor será el comportamiento global a flexión (Figura 12b). Por su parte, el comportamiento global en cortante en una estructura equipada con amortiguadores viscosos no lineales es preferible ya que permite a los dispositivos deformarse axialmente y, por ende, disipar energía, dándole a la estructura una mejor respuesta. Esto ocurre porque en un comportamiento global en cortante se presenta una mayor deformación axial de los amortiguadores. En cambio, para un comportamiento global en flexión las deformaciones son menores. Ello se puede apreciar esquemáticamente en la Figura 13 de un marco simple modelado en el programa ETABS (2017), donde, considerando una misma deformación lateral, D_x , la deformación global en cortante genera

deformaciones mayores en los amortiguadores que para el caso de deformación global en flexión. Para comprobar eso de manera gráfica, primero véase en la Figura 13b que las columnas se deforman axialmente de tal manera que las columnas del lado izquierdo se alargan, mientras que las del lado derecho se acortan, produciendo una deformación global en flexión. Después, arbitrariamente se extraen los amortiguadores del segundo nivel de cada marco para medir la deformación axial generada por una carga lateral. Claramente se puede observar que la deformación axial en el disipador del marco izquierdo, δ_1 , es significativamente mayor que la deformación axial del disipador del marco derecho, δ_2 .

ISSN-e 2395-8251

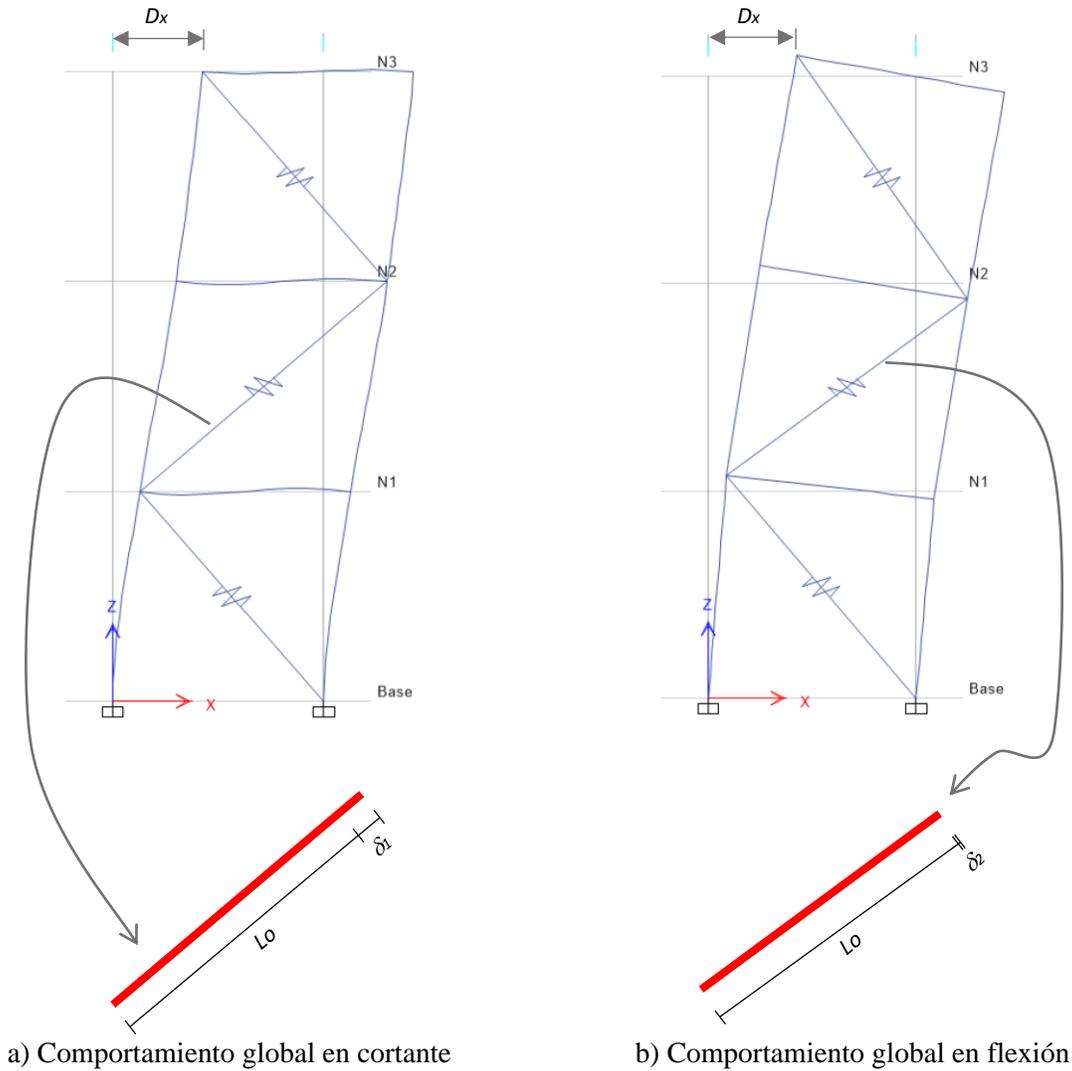


Figura 13. Esquema de la deformación axial del amortiguador

Con la finalidad de analizar los efectos del comportamiento global en flexión en las distorsiones de entrepiso de una estructura, se presenta un ejemplo de un marco en 2D de acero de 12 niveles y una crujía, equipada con amortiguadores viscosos no lineales. La estructura se modeló empotrada en la base y con diafragmas rígidos en los entrepisos. Se calculó un periodo fundamental de 1.86 segundos en el programa ETABS (2017). Para los amortiguadores, se consideró un exponente de velocidad $\alpha = 0.5$. Se utilizó un amortiguamiento inherente del 2.5% y suplementario del 27.5%. Se calcularon los coeficientes de viscosidad, C_{NL} , según las ecuaciones (3) a (4). Para este ejercicio se propuso un coeficiente de flexibilidad, r , como medida del comportamiento global en flexión de las estructuras. Este coeficiente relaciona la

flexibilidad axial de las columnas entre la flexibilidad lateral de la estructura. El coeficiente de flexibilidad, r , se puede calcular como:

$$r = \frac{T_{flexión}^2}{T_{total}^2} \quad (7)$$

donde $T_{flexión}$ es la contribución de las columnas al periodo de la estructura y T_{total} es el periodo fundamental de la estructura en la dirección de análisis. Mientras que el periodo fundamental de la estructura, T_{total} , se puede calcular por métodos conocidos (como el método de valores característicos), $T_{flexión}$ se puede calcular de la misma manera, pero haciendo que vigas y disipadores tengan rigidez infinita. Nótese que ello revela la flexibilidad axial de las columnas. Ambos periodos se pueden obtener usando programas de análisis comerciales.

La estructura del ejemplo se evaluó usando análisis dinámico tipo paso a paso para diferentes valores de r (0, 0.05, 0.10, 0.15, 0.20 y 0.25). Se consideró respuesta elástica del marco y comportamiento no lineal de los disipadores. La estructura se sometió a un registro sísmico sintético generado por el programa SASID (2020), cuyo espectro de desplazamientos se muestra luego en la Figura 18b y corresponde a aquel que genera las ordenadas espectrales mayores. La respuesta del marco se muestra en la Figura 14 en términos de los perfiles de desplazamientos y distorsiones de entrepiso. Se observa que mientras más alto es el valor de r (es decir, mientras mayor es el comportamiento global en flexión de la estructura), se generan desplazamientos y distorsiones de entrepiso mayores.

Por otro lado, se obtuvo la distorsión de entrepiso máxima en la altura del marco, se normalizó contra aquella que corresponde a $r = 0$, y se graficó contra el valor de r en la Figura 15. Se observa que la relación de distorsiones de entrepiso, denominada f_{flex} , tiene un comportamiento creciente que se puede ajustar a una curva exponencial. Por lo tanto, se propone la ecuación (8) para estimar el valor de la relación f_{flex} :

$$f_{flex} = ae^{br} \quad (8)$$

donde la constante $a = 0.97$ y $b = 2.18$.

Nótese que los cálculos realizados en esta sección corresponden a una estructura de acero de 12 niveles en 2D, equipada con amortiguadores viscosos no lineales con $\alpha = 0.5$. Los resultados se deben interpretar para esas características particulares y considerar que las constantes a y b de la ecuación (8) propuesta podrían variar si los parámetros cambian. Ciertamente, más análisis deben ser realizados para encontrar tendencias centrales.

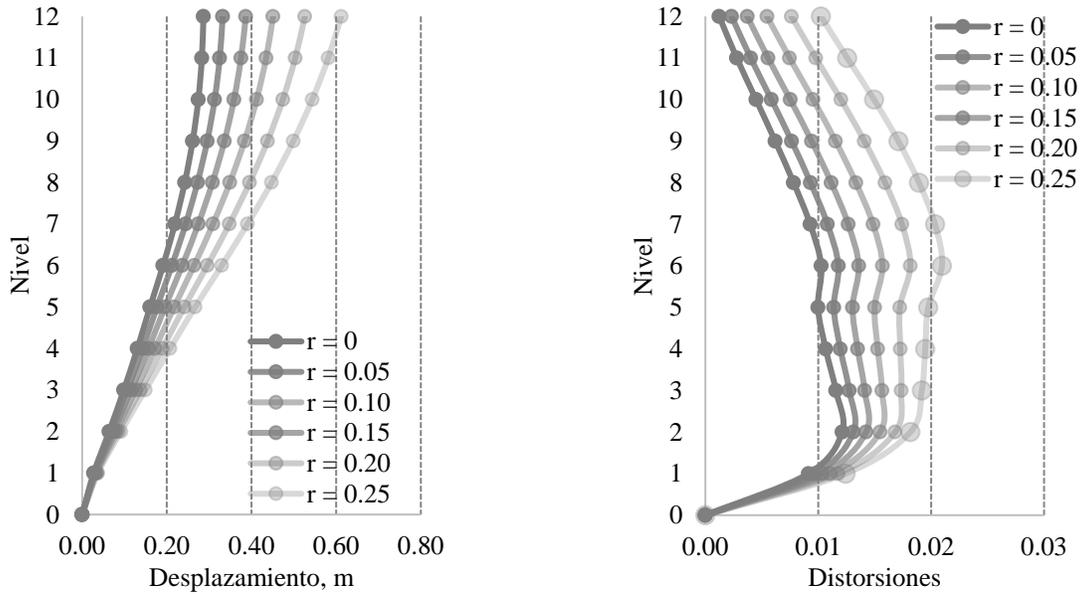


Figura 14. Perfiles de respuesta de la estructura de acero para diferentes valores de r

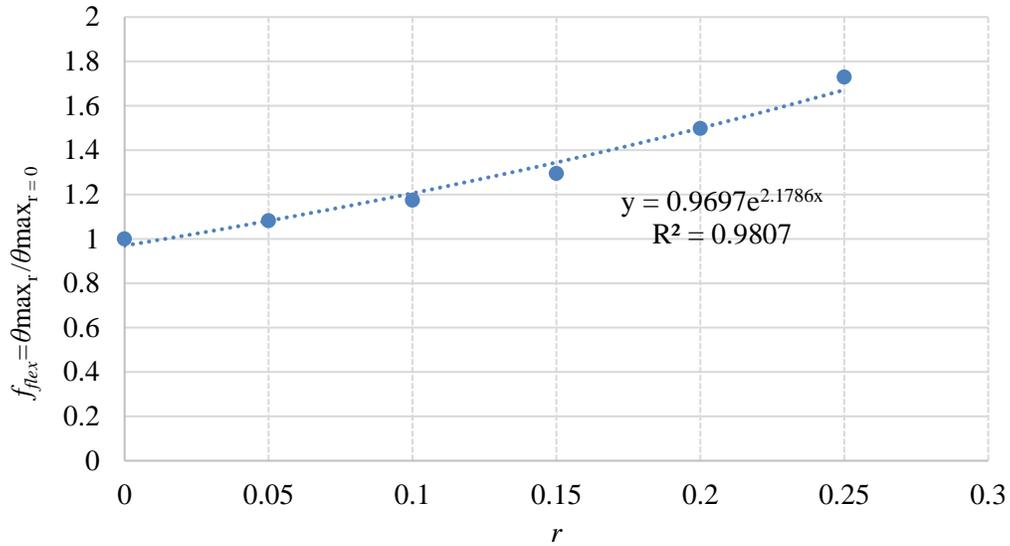


Figura 15. Relación de distorsiones de entrepiso en función de r

METODOLOGÍAS DE DISEÑO

En la literatura existen algunas metodologías de diseño de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos. Alotta et al. (2016) propusieron un procedimiento simplificado basado principalmente en la definición de un amortiguamiento adicional objetivo para después obtener coeficientes de viscosidad en cada nivel de la estructura. Palermo et al. (2018) desarrollaron una metodología de cinco pasos que considera principalmente un parámetro objetivo, como la distorsión, ecuaciones simples para obtener los coeficientes de viscosidad de los amortiguadores y sus características y, además, el diseño preliminar de los elementos estructurales a partir de análisis estáticos equivalentes. Pekcan et al. (1999) emplearon, en el diseño de los amortiguadores viscosos y de las estructuras equipadas con ellos, la velocidad efectiva en vez de la pseudo-velocidad debido a las diferencias que puede haber entre ellas y, en consecuencia, en las propiedades de los amortiguadores. Dong et al. (2016) realizaron una evaluación de marcos de acero equipados con amortiguadores utilizando el documento ASCE-7-10 (2010), para diferentes niveles de fuerza cortante basal, yendo por debajo del porcentaje límite establecido para una estructura equipada con amortiguadores viscosos. En México, el grupo de trabajo de la Dra. Ruiz y colaboradores (Ruiz, 2018) han realizado estudios sobre el comportamiento de estructuras con amortiguamiento viscoso, estos estudios se han incorporado a las normas de diseño.

Después de una revisión bibliográfica detallada, se observó que las metodologías de diseño actuales, disponibles en la literatura cuentan con características específicas para el diseño de estructuras con amortiguadores viscosos. Esas metodologías varían desde procedimientos simplificados o ecuaciones simples, hasta procedimientos complejos y difíciles de implementar. Sin embargo, estos autores consideran que aún falta una metodología que sea aplicable para las condiciones de suelo blando de la Ciudad de México y que incluya efectos como la deformación axial del brazo de conexión de los dispositivos a la estructura, así como los efectos de la deformación axial de las columnas del sistema de marcos. Por esas razones, a continuación, se propone una metodología simplificada para el diseño de estructuras con amortiguadores viscosos empleando osciladores de 1GDL equivalentes y coeficientes de desplazamiento, aplicable a las condiciones de suelo blando de la Ciudad de México.

MÉTODO DE DISEÑO PROPUESTO

Se propone un método de diseño de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos no lineales. El método considera estimar, de manera simple, los desplazamientos de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos no lineales con ayuda de un modelo equivalente de 1GDL y dos coeficientes de desplazamiento. Primero, se propone la ecuación (9), que permite estimar el desplazamiento máximo en la azotea de una estructura de VGDL equipada con amortiguadores viscosos no lineales:

$$D_{az} = d_{1GDL} r_1 r_2 \quad (9)$$

donde D_{az} es el desplazamiento en la azotea de la estructura, d_{1GDL} es el desplazamiento del modelo equivalente de 1GDL, r_1 es un coeficiente que relaciona los desplazamientos máximos en la azotea de un modelo de VGDL con amortiguadores viscosos lineales con aquellos de un modelo equivalente de 1GDL (ecuación 5) y r_2 es un coeficiente que relaciona el desplazamiento máximo en la azotea de un modelo de VGDL con amortiguadores viscosos no lineales con aquellos del mismo modelo equipado con amortiguadores viscosos lineales (ecuación 6).

El método consiste principalmente en once pasos que se muestran en el diagrama de flujo de la Figura 16 y se explican a continuación:

Paso 1. Proponer un diseño preliminar de la estructura primaria. Se le llama estructura primaria al sistema de marcos. Se recomienda iniciar con un diseño por cargas gravitacionales (cargas muertas y vivas), considerando las recomendaciones de las NTC (2017). En pasos posteriores se verificará si el diseño por cargas gravitacionales es suficiente o se requerirá un incremento de la capacidad.

Paso 2. Seleccionar una distorsión de entrepiso máxima, $\gamma_{m\acute{a}x}$. Se recomienda un valor de 0.01 ya que estudios numéricos y experimentales como Guerrero et al. (2018) muestran que estructuras a base de marcos comienzan a fluir a distorsiones de entrepiso cercanas a 0.01. Ciertamente, algunos marcos podrían fluir a distorsiones ligeramente menores a ese valor, pero su comportamiento no lineal sería menor, por lo que no existiría daño estructural de preocupación en la edificación. Esto resulta significativo ya que los objetivos de los amortiguadores es proteger a las estructuras. En ese sentido conviene establecer un límite distorsión de entrepiso bajo, como el que aquí se recomienda, con el fin de evitar daño significativo en los marcos del sistema estructural.

Paso 3. Obtener espectros de desplazamiento para diferentes niveles de amortiguamiento. Los espectros de desplazamiento se pueden obtener de varias fuentes. Sin embargo, se recomienda calcularlos a partir de acelerogramas reales o sintéticos. En el caso de la Ciudad de México, el programa SASID (2020) provee acelerogramas sintéticos para cualquier ubicación dentro de la ciudad. Con esos acelerogramas se pueden obtener promedios de espectros de desplazamiento para diferentes niveles de amortiguamiento lineal.

Paso 4. Estimar el periodo fundamental de vibración de la estructura y el periodo dominante del suelo. El primero se puede estimar con un modelo tridimensional en un programa de análisis comercial. El segundo se puede determinar con vibración ambiental o con alguna metodología reconocida. En algunas ciudades, como la Ciudad de México, éste se puede calcular siguiendo recomendaciones reglamentarias o de programas como SASID (2020).

Paso 5. Calcular el desplazamiento máximo permitido para un oscilador equivalente de un grado de libertad. Para ello, primero se estima el desplazamiento en la azotea, D_{az} , que de acuerdo con Terán y Virto (2009), se puede calcular como:

$$D_{az} = \gamma_{promedio} H \quad (10)$$

donde H es la altura del edificio y $\gamma_{promedio}$ es la distorsión de entrepiso promedio del edificio, que se calcula como:

$$\gamma_{promedio} = \gamma_{m\acute{a}x} / F_{Distorsión} \quad (11)$$

donde $F_{Distorsión}$ es un factor que toma en cuenta el hecho de que la distorsión no es uniforme en la altura del edificio. En este artículo se recomienda usar, para fines de diseño preliminar, un valor de 1.3.

Entonces, las ecuaciones (9) a (11) se reordenan para calcular el desplazamiento máximo permitido en un oscilador equivalente de un grado de libertad, esto es:

$$d_{1GL} = \frac{\gamma_{m\acute{a}x} H}{F_{Distorsión} r_1 r_2} \quad (12)$$

donde todas las variables ya han sido definidas. Nótese que los coeficientes r_1 y r_2 dependen del número de niveles, de los periodos obtenidos en el paso 4 y del exponente de velocidad, α , de los amortiguadores. Para este último se recomienda consultar a los proveedores con la finalidad de obtener un valor comercialmente conveniente. Un valor de $\alpha = 0.5$ se puede tomar de manera preliminar como valor inicial.

Paso 6. Encontrar un nivel de amortiguamiento adecuado. Éste se obtiene a partir de los espectros de desplazamiento del paso 3, el periodo de vibración del paso 4, y el desplazamiento máximo permitido del paso 5. Se ingresa al espectro con el valor del periodo de vibración y con el desplazamiento máximo permitido. El valor del amortiguamiento que permite controlar los desplazamientos laterales es aquel correspondiente al espectro cuyas ordenadas sean menores o iguales al desplazamiento máximo permitido para el periodo de la estructura.

Paso 7. Calcular los coeficientes de viscosidad de amortiguadores viscosos lineales, C_L , con algún método conocido, como el método de Christopoulos y Filiatrault (2006) o el método de ASCE 41-17 (2017).

Paso 8. Convertir las constantes de viscosidad, C_L , de amortiguadores lineales a aquellas para amortiguadores no lineales, C_{NL} , con la ecuación (3).

Paso 9. Diseñar el brazo conector de los amortiguadores a la estructura. Esto se puede hacer siguiendo recomendaciones como aquellas de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Estructuras de Acero versión 2020 (NTCA-2020), para la fuerza axial máxima esperada en los amortiguadores. Otro aspecto importante que se debe revisar es la rigidez del brazo conector. Se recomienda que ésta sea tal que la deformación axial del brazo sea menor (digamos) al 20% de la deformación del disipador ante la carga máxima esperada. Ciertamente se requieren más estudios para validar esta conjetura, pero limitar la deformación del brazo conector al 20% de la deformación del disipador se considera un buen diseño preliminar.

Paso 10. Estimar el valor del factor r (ver ecuación 7) para comprender el nivel de comportamiento global en flexión de la estructura y, en caso de ser necesario, realizar el ajuste correspondiente. Aquí conviene aclarar que, como un primer paso, se puede calcular el incremento de la distorsión de entrepiso con el apoyo de la ecuación (8) y decidir si dicho incremento es significativo o no. En tal caso, se puede optar por incrementar el área axial de las columnas que soportan a los dispositivos para disminuir el valor de r o, como otra opción, incrementar el tamaño de los disipadores. Ciertamente, queda a juicio del diseñador seleccionar la alternativa que más convenga a su proyecto.

Paso 11. Verificar el diseño con análisis dinámico no lineal tipo paso a paso. Si el resultado es satisfactorio, el proceso de diseño termina. De lo contrario, se puede modificar el diseño preliminar de la estructura primaria o flexibilizar el límite de distorsión de entrepiso.

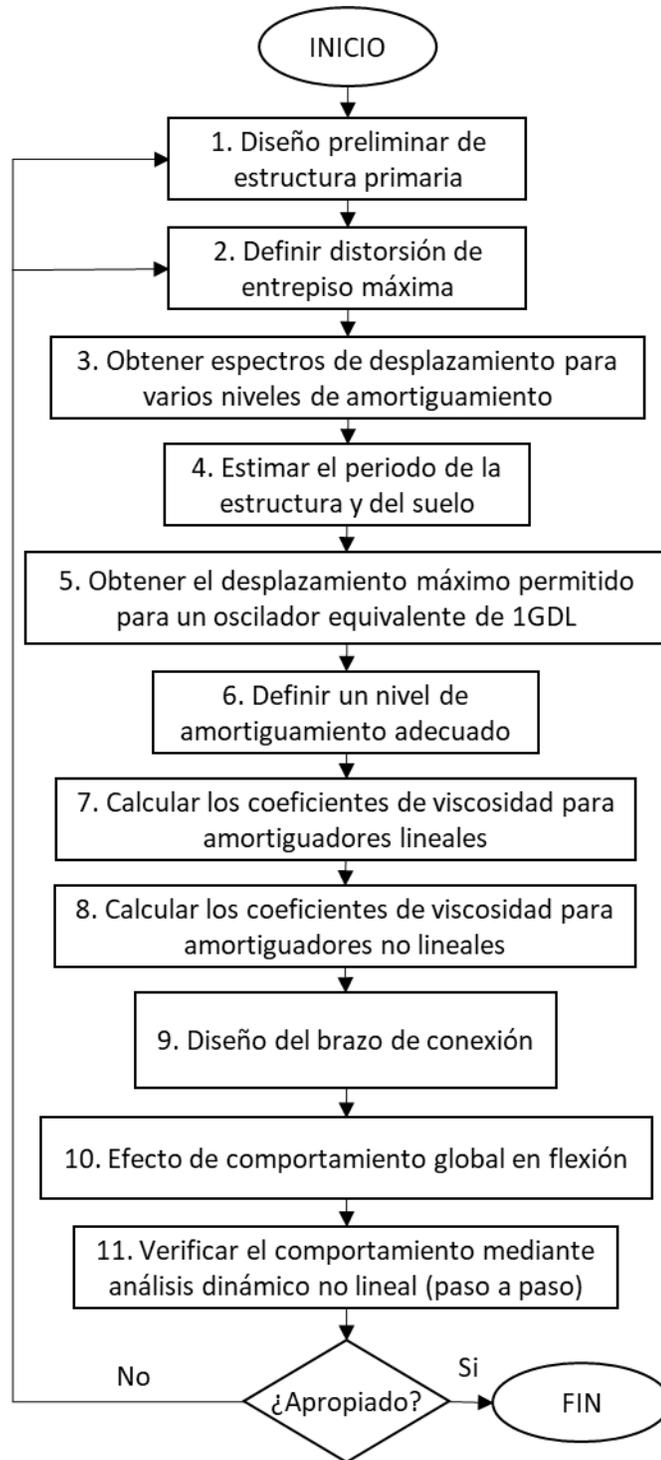


Figura 16. Diagrama de flujo del método propuesto

EJEMPLO DE APLICACIÓN

Se presenta un ejemplo de diseño. Se trata de una estructura en 2D de concreto reforzado de 12 niveles con columnas de 70x70 cm, armadas con 12 varillas del #8 y 3 estribos del #4 separados a cada 15 cm. Las vigas son de 40x60 cm con 4 varillas del #6 en cada lecho y estribos del #4 a cada 15 cm. Para el modelo se usaron las siguientes propiedades de materiales: concreto con $f'_c = 500 \text{ kg/cm}^2$ y acero de refuerzo con $f_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$. El edificio tiene altura de entrepiso uniforme de 3 m y está equipado con amortiguadores viscosos no lineales en todos sus niveles. Las cargas utilizadas fueron de 600 kg/m^2 para carga muerta total, 250 kg/m^2 para carga viva máxima y 180 kg/m^2 para carga viva instantánea. Se tomó un ancho tributario de 6 m. La estructura tiene un periodo de vibración de 1.66 segundos, calculado en el programa ETABS (2017). La Figura 17 muestra una vista esquemática del modelo, así como las secciones de sus elementos. Para fines de diseño, se consideró que la estructura está ubicada en la zona de lago de la Ciudad de México con coordenadas: 19.43434, -99.13815. El periodo dominante del suelo en esa zona es de 2 s. Se seleccionan 12 registros sísmicos del programa SASID (2020), cuyos espectros de desplazamiento y *pseudo*-aceleración se muestran en las Figuras 18 y 19, respectivamente. De los 12 acelerogramas, cuatro son de profundidad intermedia y ocho de subducción. Nótese que sólo se toman en cuenta las componentes horizontales h1 de cada registro, ya que se trata de un ejemplo en 2D. Sin embargo, el mismo procedimiento se aplicaría en la otra dirección de un modelo en 3D.

Solución

Paso 1. Se realizó un diseño preliminar del marco que culminó con las propiedades descritas en el planteamiento del problema.

Paso 2. Se define una distorsión de entrepiso máxima de $\gamma_{m\acute{a}x} = 0.01$.

Paso 3. Se obtienen espectros de desplazamiento promedio para diferentes niveles de amortiguamiento (ver Figura 20). Nótese que se obtuvieron unos espectros para profundidad intermedia y otros para subducción.

Paso 4. El periodo de vibración de la estructura se estimó como 1.66 s en ETABS (2017) y el periodo dominante del suelo según SASID (2020) es de 2 s.

Paso 5. Se calcula el desplazamiento máximo permitido para un oscilador equivalente de un grado de libertad. Se consideró $\alpha = 0.5$, $F_{Distorsión} = 1.3$ y se calcularon los coeficientes r_1 y r_2 como:

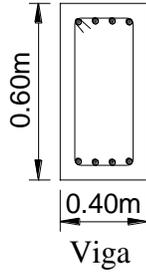
$$r_1 = 0.0057 N + 1.1901 = 1.26$$

$$r_2 = a^{T/T_g} \left(b - c \cos \left(T/T_g \right) \right) + d \left(T/T_g \right) - f = 0.75$$

Donde $N = 12$, $T/T_g = 0.83$, $a = 0.71$, $b = 6.49$, $c = 1.22$, $d = 0.82$, $f = 4.19$. Entonces,

$$d_{1GL} = \frac{\gamma_{m\acute{a}x} H}{F_{Distorsión} r_1 r_2} = \frac{0.01 \times 36}{1.3 \times 1.26 \times 0.75} = 0.29 \text{ m}$$

8 Var. #6
Estr. #4 @ 15cm



12 Var. #8
Estr. #4 @ 15cm

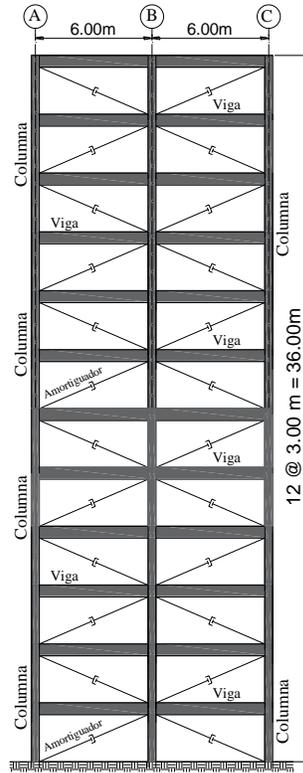
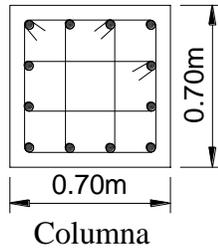
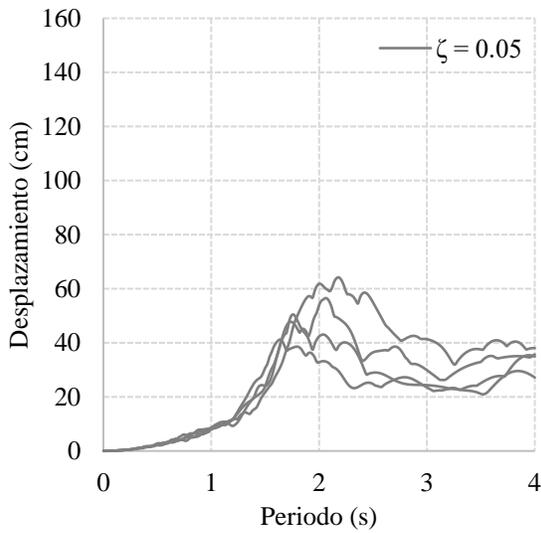
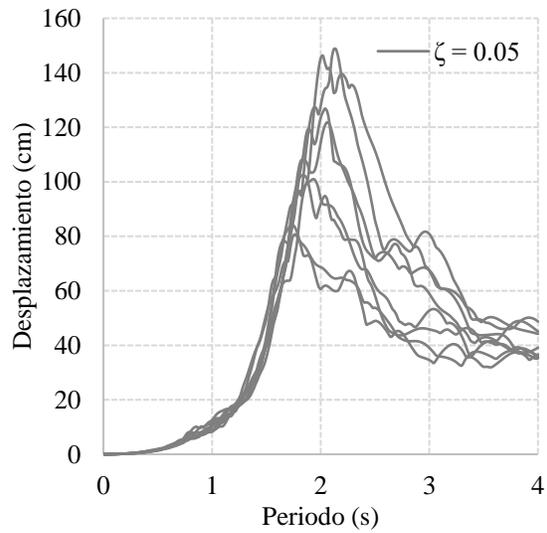


Figura 17. Geometría y secciones del modelo.



a) Profundidad intermedia



b) Subducción

Figura 18. Espectros de desplazamiento de los acelerogramas seleccionados (sólo se muestran aquellos de la componente h1).

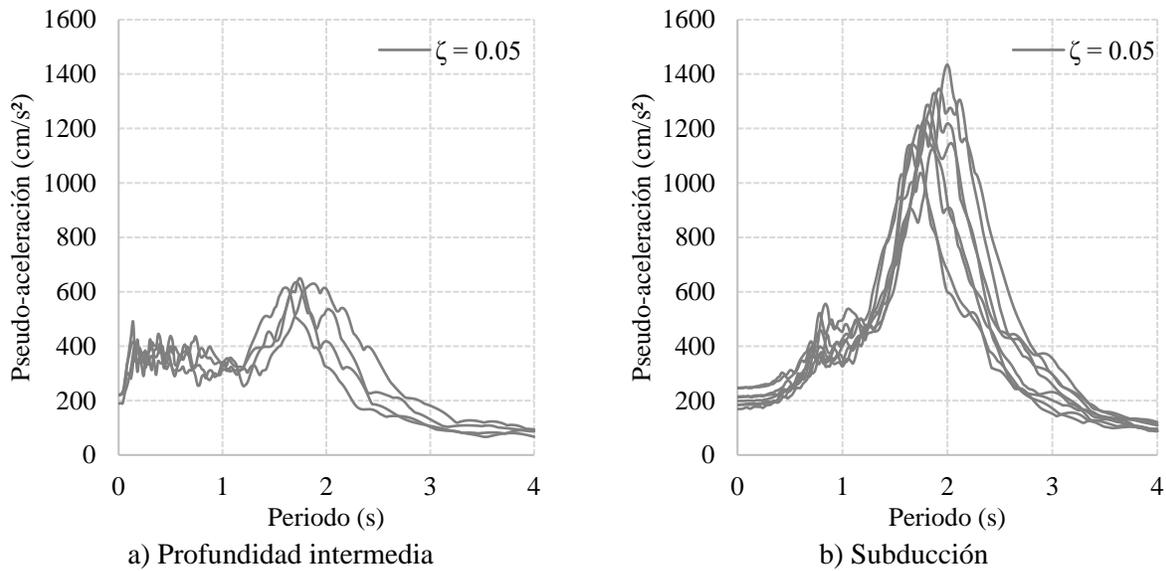


Figura 19. Espectros de *pseudo*-aceleración de los acelerogramas seleccionados (sólo se muestran aquellos de la componente h1).

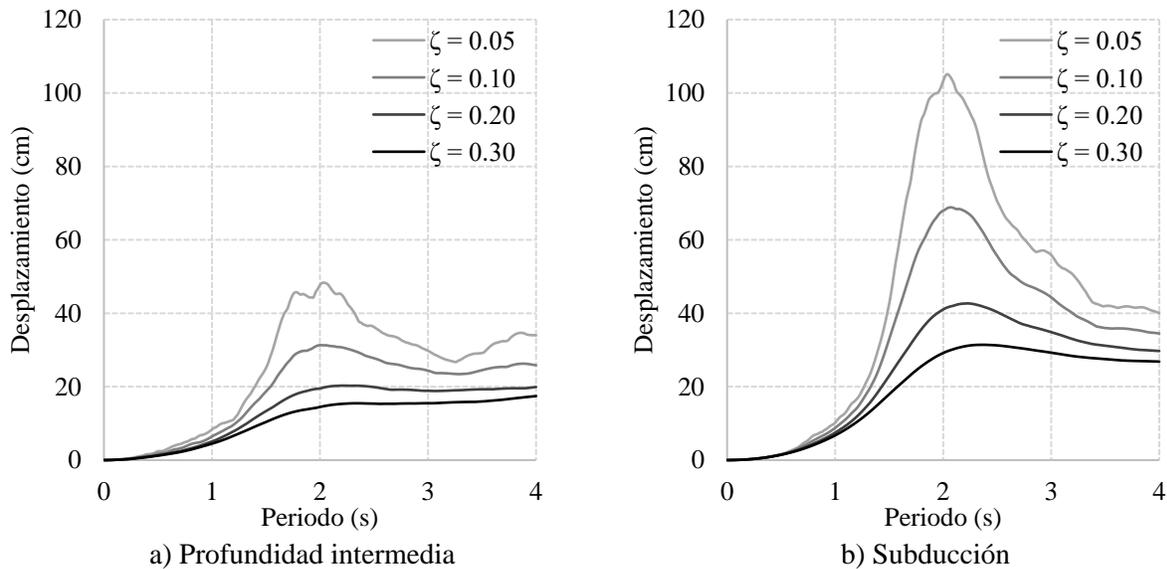


Figura 20. Espectros promedio de desplazamiento los acelerogramas seleccionados.

Paso 6. Se estima el nivel de amortiguamiento adecuado. De los espectros de desplazamiento de la Figura 20 se aprecia que para el periodo de la estructura rigen aquellos de la zona de subducción ya que presentan ordenadas mayores. De la Figura 20b se observa que para un periodo de 1.66 s el espectro con amortiguamiento de 30% queda por debajo de la demanda de 290 mm, por lo que se elige ese valor como amortiguamiento adecuado.

Paso 7. Se calculan los coeficientes de viscosidad de amortiguadores viscosos lineales con el método del ASCE 41-17 (2017). Para este ejemplo se consideraron dos tipos de amortiguadores viscosos. Esto se

debe a que en la práctica profesional suele ser menos costoso proponer un tipo de amortiguador para diferentes niveles que uno para cada nivel. Como ejemplo, uno de los edificios más conocidos en la Ciudad de México, la Torre Mayor cuenta con 98 amortiguadores de sólo dos tipos diferentes (Taylor, 2003). El primer dispositivo propuesto para este ejemplo va del primer nivel al quinto y el segundo del sexto nivel en adelante. Los coeficientes propuestos se muestran en la segunda columna de la Tabla 8. Su cálculo detallado se presenta en el Apéndice A.

Paso 8. Se convierten las constantes de viscosidad, C_L , de amortiguadores lineales a aquellas para amortiguadores no lineales, C_{NL} , con la ecuación (3). La tercera columna de la Tabla 8 muestra los coeficientes de viscosidad. Su cálculo se muestra a detalle en el Apéndice A.

Tabla 8. Valores de los coeficientes de viscosidad

NIVEL	C_L , t.s/m	C_{NL} , t.(s/m) ^{α}
	$\alpha = 1$	$\alpha = 0.5$
1	558.25	160
2	558.25	160
3	558.25	160
4	558.25	160
5	558.25	160
6	279.13	80
7	279.13	80
8	279.13	80
9	279.13	80
10	279.13	80
11	279.13	80
12	279.13	80

Paso 9. Diseño del brazo conector de los amortiguadores a la estructura. Éste se diseña para la fuerza máxima del amortiguador, incrementada por un factor de seguridad. La fuerza máxima ocurre en el instante de velocidad máxima. La velocidad máxima se puede obtener de manera aproximada multiplicando el desplazamiento máximo relativo, en los extremos del disipador, por la frecuencia del movimiento de la estructura.

Por simplicidad, y tomando en cuenta inicialmente un comportamiento global en cortante, se considera que el desplazamiento máximo en el disipador es el producto de la distorsión de diseño, por la altura de entrepiso, por el coseno del ángulo, esto es: $u_{max} = 0.01 \times 300 \times 0.8944 = 2.68$ cm. Otra opción para estimar el desplazamiento relativo máximo en el disipador es hacer un análisis dinámico tipo paso a paso en un programa comercial utilizando una rigidez infinita (o muy grande) en los amortiguadores. De esa manera se pueden obtener, además de los desplazamientos, las fuerzas máximas en cada disipador, aunque tiene la desventaja de ser un proceso más lento.

Por simplicidad, en esta sección se muestra el diseño del tipo de amortiguador para los niveles del 1 al 5. A partir del desplazamiento máximo, $u_{max} = 2.68$ cm y de la frecuencia del movimiento de la estructura, $\omega = 2\pi/T = 3.785$ Hz, la *pseudo*-velocidad se calcula como:

$$v_{max} = u_{max} \omega = (0.0268)(3.785) = 0.102 \text{ m/s}$$

La fuerza máxima, F_{max} , se calcula como:

$$F_{max} = C_{NL} v_{max}^\alpha = 160 \times 0.102^{0.5} = 51 \text{ t}$$

La fuerza de diseño, F_{Dis} , se calcula incrementando la fuerza máxima por un factor de seguridad de 1.2:

$$F_{Dis} = 1.2 F_{max} = 61.2 \text{ t}$$

Se debe entonces emplear un brazo (o contraventeo) de conexión que tenga una resistencia mayor o igual a F_{Dis} . Adicionalmente, se debe verificar que la rigidez sea suficiente para que la deformación del brazo sea menor al 20% de la deformación esperada en el disipador. Primero, se calcula la resistencia a compresión, R_C , del elemento trabajando axialmente, según las NTCA (2020), como:

$$R_C = F_R \chi F_y A \quad (13)$$

donde F_R es el factor de resistencia, igual a 0.9, F_y es el esfuerzo de fluencia del acero, 3515 kg/cm^2 , A es área total de la sección transversal del elemento y χ es el factor de reducción por esbeltez, calculado de la manera siguiente:

$$\chi = (1 + \lambda_c^{2n})^{-1/n} \quad (14)$$

n es un coeficiente adimensional que, para este caso, es igual a 1.4 y λ_c es el parámetro de esbeltez

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} \quad (15)$$

y F_e es el esfuerzo crítico de Euler

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{K L_{ef}}{r^*}\right)^2} \quad (16)$$

donde r^* es el radio de giro de la sección del elemento, E es el módulo de elasticidad del acero, igual a $2.04 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$, KL_{ef}/r^* es la relación de esbeltez máxima del elemento, para la longitud efectiva, L_{ef} . En este ejemplo, K y L_{ef} son 1.0 y 536.66 cm, respectivamente. Se propone un perfil de acero que su resistencia a compresión sea mayor a la fuerza de diseño y que tenga el menor costo. El perfil seleccionado para este ejemplo, y que cumple con lo mencionado anteriormente, es el perfil circular OC 244 x 4.8 mm. Su radio de giro y área total son 8.48 cm y 33.35 cm^2 , respectivamente. Se obtuvo el factor de reducción por esbeltez, $\chi = 0.7129$, usando las ecuaciones (15) y (16). La resistencia a compresión del elemento es:

$$R_C = F_R \chi F_y A = 0.9 \times 0.7129 \times 3515 \times 33.35 = 75.2 \text{ t}$$

que resulta mayor que la fuerza de diseño, por lo que el perfil OC 244 x 4.8 mm se considera adecuado en términos de resistencia. Ahora, en términos de rigidez, ésta resulta:

$$K_C = EA / (L_{ef} - L_{disipador}) = 2.1e6 \times 33.5 / (536.66 - 50) = 144.56 \text{ t/cm}$$

Nótese que la rigidez del brazo se obtuvo con una longitud actuante que es igual a la longitud efectiva menos 50 cm de longitud de los amortiguadores. Entonces, el desplazamiento esperado en el brazo conector es:

$$dc = F_{dis}/K_C = 61.2/144.56 = 0.42 \text{ cm}$$

Lo que, en términos del desplazamiento máximo del disipador, es:

$$dc/u_{max} = 0.47/2.68 = 15.8\%$$

valor que resulta menor a 20% establecido como un límite aceptable.

El procedimiento para el diseño del amortiguador para los niveles 6 a 12 es similar al mostrado anteriormente. Se obtuvo que el perfil de acero que cumple por resistencia a compresión para el tipo de amortiguador en los niveles 6 a 12 es el perfil OC 175 x 4.8 mm. Con una resistencia a compresión de 37.94 t. La rigidez calculada se usó para modelar los amortiguadores.

Paso 10. Se estima el valor del factor r para comprender el nivel de comportamiento global en flexión de la estructura. Para ello, se obtuvo el periodo de la estructura considerando rigidez infinita en vigas y amortiguadores, lo que resultó en $T_{columnas} = 0.10$ s, por lo tanto, el factor r resultó ser:

$$r = \frac{0.10^2}{1.66^2} = 0.004$$

dado que el valor de r resultó ser muy bajo, se considera que el comportamiento global en flexión de la estructura es insignificante, por lo que no se debe hacer ninguna corrección en este caso. Para valores de r mayores a 0.05 se recomiendan algunas de las siguientes alternativas: 1) modificar el amortiguamiento proveído por los disipadores, 2) incrementar la rigidez axial de las columnas de soporte de los disipadores para reducir r , 3) aumentar la rigidez de la estructura con la finalidad de tomar en cuenta el incremento de las distorsiones de entrepiso (ver Figura 14) producido por el efecto global en flexión. Ciertamente el diseñador deberá elegir cual es la opción más apropiada para su proyecto.

Paso 11. Se verifica el diseño con análisis dinámico no lineal tipo paso a paso. Con ayuda del programa ETABS (2017), el modelo fue sometido a los movimientos sísmicos seleccionados.

En las Figuras 21 y 22 se muestran los perfiles de desplazamiento y distorsiones de entrepiso del modelo, respectivamente. Se puede observar que el perfil promedio de las distorsiones de entrepiso (líneas continuas) tienen un valor máximo de 0.004 para movimientos de profundidad intermedia y de 0.0102 para movimientos de subducción. Sólo los últimos generaron demandas de distorsión ligeramente superiores al límite establecido en el paso 1 de 0.01. Se puede decir entonces que el diseño es aceptable. Además, en la Figura 23 se muestran, para el caso de los movimientos de subducción, los perfiles promedio de desplazamientos y distorsiones de entrepiso de la estructura con y sin amortiguadores viscosos. Esto se graficó con el fin de comparar y observar el beneficio, en la reducción de la respuesta sísmica, que pueden proporcionar los amortiguadores viscosos. Se puede observar que, para este caso, los amortiguadores viscosos empleados redujeron en un 80% los desplazamientos y las distorsiones de entrepiso, comprobando su efectividad en la reducción de la respuesta sísmica.

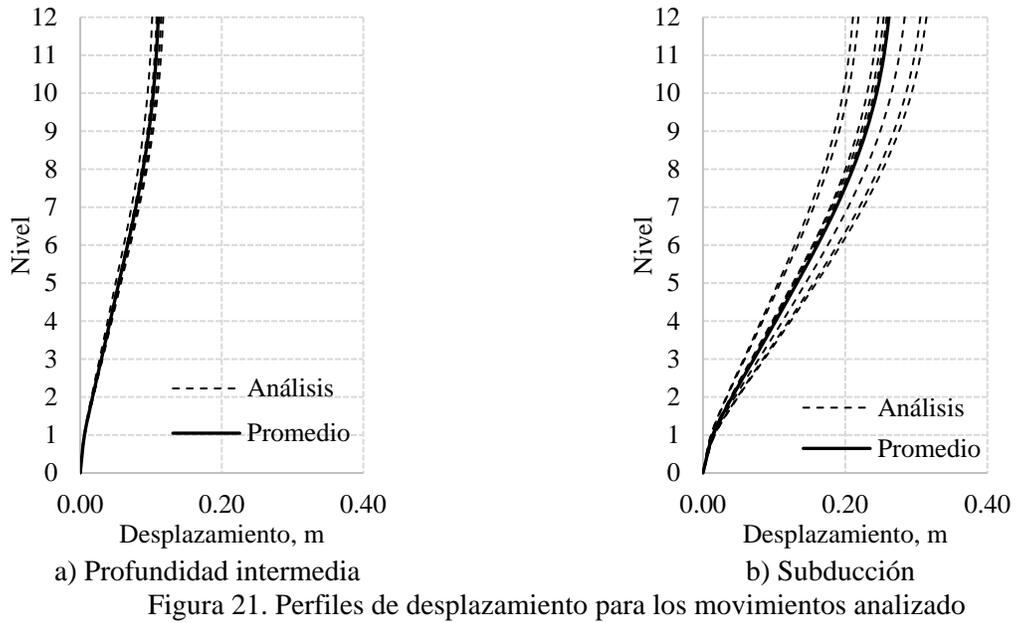


Figura 21. Perfiles de desplazamiento para los movimientos analizado

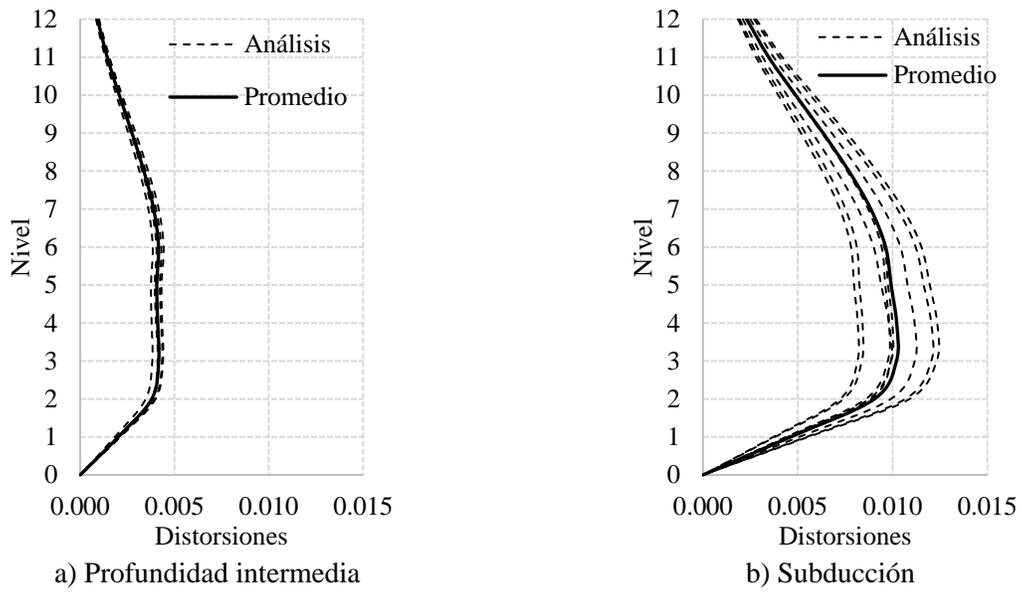


Figura 22. Perfiles de distorsiones para los movimientos analizados

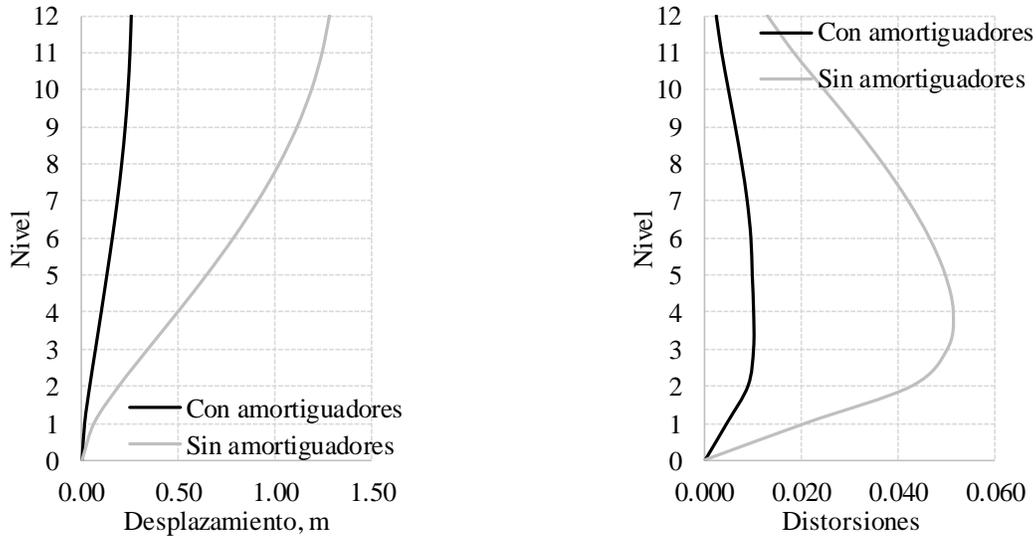


Figura 23. Perfiles promedio de desplazamientos y distorsiones de entepiso para movimientos de subducción con y sin amortiguadores.

CONCLUSIONES

En este artículo se mencionaron las características generales de los amortiguadores viscosos y cómo pueden mejorar la respuesta sísmica de estructuras, reduciendo los desplazamientos y distorsiones, así como las fuerzas que se inducen en el sistema primario.

También se mostró que la respuesta sísmica de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos no lineales puede llegar a ser significativamente diferente a aquella con amortiguadores viscosos lineales. Esto es debido a que las propiedades de los amortiguadores no lineales se calculan frecuentemente a partir de las propiedades de amortiguadores lineales usando el enfoque de balance energético, propuesto por Lin y Chopra (2002), el cual no necesariamente conduce a desplazamientos laterales similares. Para corregir el problema, se propuso un método simple para el diseño de estructuras equipadas con amortiguadores viscosos no lineales. El método se basa en usar un modelo equivalente de 1GDL y coeficientes de desplazamiento que toman en cuenta la no linealidad de los amortiguadores y el efecto de varios grados de libertad. El método consta principalmente en 11 pasos generales y se proponen ecuaciones simples para calcular los coeficientes de desplazamiento. Además, en esta metodología se estima el porcentaje de amortiguamiento necesario para cumplir con un límite de distorsión de entepiso máxima, lo que la hace muy transparente.

También se mostró que existen otros factores que afectan los desplazamientos laterales de las estructuras equipadas con amortiguadores viscosos: 1) la flexibilidad del brazo que conecta el disipador a la estructura, la cual puede modificar de manera importante la respuesta de la estructura, y 2) el comportamiento global en flexión. Para mostrar la aplicación del método propuesto, se diseñó una estructura de 12 niveles equipada con amortiguadores viscosos no lineales. El diseño fue validado con análisis dinámicos no lineales. Se observó que el comportamiento de la estructura fue satisfactorio de acuerdo con los objetivos de diseño planteados. Se concluye que el método de diseño propuesto es apropiado para fines de diseño sísmico.

REFERENCIAS

- Akcelyan, S, D G Lignos, T Hikino, M Nakashima (2016), "Evaluation of Simplified and State-of-the-Art Analysis Procedures for Steel Frame Buildings Equipped with Supplemental Damping Devices Based on E-Defense Full-Scale Shake Table Tests", *Journal of Structural Engineering*, 142:04016024. DOI:[10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001474](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001474)
- Alotta, G, L Cavaleri, M Di Paola y M Ferrotto (2016), "Solutions for the Design and Increasing of Efficiency of Viscous Dampers", *The Open Construction and Building Technology Journal 10* (Suppl 1: M6):106-121. DOI:[10.2174/1874836801610010106](https://doi.org/10.2174/1874836801610010106)
- Álvarez, J C (2020), "Metodología Simplificada de Diseño de Edificios Equipados con Amortiguadores Viscosos no Lineales Ubicados en la Ciudad de México", *Tesis de Maestría*, Instituto de Ingeniería, UNAM.
- ASCE 7-10 (2010). *Minimum design loads for buildings and other structures*. Reston, Virginia: American Society of Civil Engineers; 2010.
- ASCE 41-17 (2017), *Seismic evaluation and retrofit of existing buildings*. American Society of Civil Engineers, Estados Unidos de Norte América.
- BMDSF (1999), *Base mexicana de datos de sismos fuertes*, Sociedad Mexicana de Ingeniería Sísmica, México.
- Bojórquez, E y J Ruiz-García (2013), "Residual drift demands in moment-resisting steel frames subjected to narrow-band earthquake ground motions", *Earthq Eng Struct Dynam*, 42:1583-98. DOI:[10.1002/eqe.2288](https://doi.org/10.1002/eqe.2288)
- Buendía, L y E Reinoso (2019), "Análisis de los Daños en Viviendas y Edificios Comerciales Durante la Ocurrencia del Sismo del 19 de septiembre de 2017", *Ingeniería sísmica*, (101), 19-35, DOI:[10.18867/ris.101.508](https://doi.org/10.18867/ris.101.508)
- Christopoulos, C, y A Filiatrault (2006), *Principles of passive supplemental damping and seismic isolation*, Pavia, Italia: Imprenta del IUSS.
- Constantinou, M y M Symans (1992), "Experimental and analytical investigation of seismic response of structures with supplemental fluid viscous dampers", *National Center for Earthquake Engineering Research*, NCEER Report No. -92-0032.
- DESMOS (2012), *Programa de cálculo gráfico para funciones en el plano cartesiano*, Recuperado el 8 de noviembre de 2019 de <https://www.desmos.com/calculator>.
- Dong, B, R Sause y J M Ricles (2016), "Seismic response and performance of a steel MRF building with nonlinear viscous dampers under DBE and MCE", *Journal of Structure Engineering*, 142 (6): 04016023. DOI:[10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001482](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001482)
- ETABS Ultimate (2017), *Programa de análisis estructural*, versión 17.0.1, Computer and Structures, Inc. California, EUA.
- Ezeh, J C, O M Ibearugbulem (2009), "Effect of axial deformation on the flexural behavior of one-bay multi-storey building frame", *International Journal of Natural and Applied Sciences*, 5(4):351-356, 2009.
- Georgoussis, G K (2006), "A Simple Model for Assessing Periods of Vibration and Modal Response Quantities in Symmetrical Buildings", *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 15, 139-151(2006). DOI:[10.1002/tal.286](https://doi.org/10.1002/tal.286)
- Gómez, D, J Marulanda y P Thomson (2008), "Sistemas de control para la protección de estructuras civiles sometidas a cargas dinámicas", *Revista científica DYNA*, 155, pp. 77-89. ISSN 0012-7353

- Guerrero, H, T Ji, J A Escobar y A Teran-Gilmore (2018), “Effects of buckling-restrained braces on reinforced concrete precast models subjected to shaking table excitation”, *Engineering Structures*, 163, 294-310. DOI:[10.1016/j.engstruct.2018.02.055](https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.02.055)
- Lin, W-H y A K Chopra (2002), “Earthquake response of elastic SDF systems with non-linear fluid viscous dampers”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 31, 1623-1642. DOI:[10.1002/eqe.179](https://doi.org/10.1002/eqe.179)
- Miranda, E (1996), "Approximate Seismic Lateral Deformation Demands in Multistory Buildings", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 125, No. 4, 417-425. DOI:[10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1999\)125:4\(417\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1999)125:4(417))
- Moreno, A (2019), “Respuesta Sísmica de Estructuras con Amortiguadores Viscosos no Lineales, en la Zona Del Lago de la Ciudad de México”, *Tesis de Maestría*, Instituto de Ingeniería, UNAM.
- NTCA-2020 (2020), *Normas Técnicas Complementarias para diseño y Construcción de Estructuras de Acero*, Gaceta Oficial del Distrito Federal, julio.
- NTCC-2020 (2020), *Normas Técnicas Complementarias para diseño y Construcción de Estructuras de Concreto*, Gaceta Oficial del Distrito Federal.
- Palermo, M, S Silvestri, L Landi, G Gasparini y T Trombetti (2018), “A “direct five-step procedure” for the preliminary seismic design of buildings with added viscous dampers”, *Engineering Structures*, Volume 173, 2018, Pages 933-950, ISSN 0141-0296. DOI:[10.1016/j.engstruct.2018.06.103](https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.06.103)
- Pekcan, G, J Mander y S Chen (1999), “Fundamental Considerations for The Design of Non-Linear Viscous Dampers”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 28, 1405-1425 (1999). DOI:[10.1002/\(SICI\)1096-9845\(199911\)28:11<1405::AID-EQE875>3.0.CO;2-A](https://doi.org/10.1002/(SICI)1096-9845(199911)28:11<1405::AID-EQE875>3.0.CO;2-A)
- PRISM (2010), *Programa de análisis de acelerogramas sísmicos*, versión 2.0.1, Department of Architectural Engineering, INHA University, Corea del Sur.
- Pujol, S, y M E Rodriguez (2019), “Performance evaluation of nonstructural walls in buildings in Mexico City during the September 19, 2017 Earthquake (in Spanish)”, *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 101, 53-66. DOI: [10.18867/ris.101.529](https://doi.org/10.18867/ris.101.529)
- Ruiz, S (2018), “Review of Guidelines for Seismic Design of Structures with Damping Systems”, *The Open Civil Engineering Journal*, 12, 195-204. DOI:[10.2174/1874149501812010195](https://doi.org/10.2174/1874149501812010195)
- SASID (2020), *Sistema de acciones sísmicas de diseño de las normas técnicas complementarias para diseño por sismo*, Gobierno de la Ciudad de México.
- Seleemah, A y M Constantinou (1997), “Investigation of seismic response of buildings with linear and non-linear fluid viscous dampers”, *National Center for Earthquake Engineering Research*, NCEER Report No. 97-0004.
- Soong, T y G Dargush (1997), *Passive energy dissipation systems in structural engineering*, John Wiley & Sons, Chichester.
- Spencer, B y T Soong (1999), “New applications and development of active, semi-active and hybrid control techniques for seismic and non-seismic vibration in the USA”, *International Post-SMiRT Conference Seminar on Seismic Isolation, Passive Energy Dissipation and Active Control of Vibration of Structures*.
- Symans, M y M Constantinou (1998), “Passive fluid viscous damping systems for seismic energy dissipation”, *ISET Journal of Earthquake Technology*, Paper No. 382; 35(4):185 –206.

- Symans, M, F Charney, A Whittaker, M Constantinou, C Kircher, M W Johnson y R J McNamara (2008), “Energy Dissipation Systems for Seismic Applications: Current Practice and Recent Developments”, *Journal of Structural Engineering*, 134(1), 3-21. DOI:10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:1(3)
- Taylor, D (2003), “History, design, and application of fluid dampers in structural engineering”, Recuperado el 15 de agosto de 2019 de <https://www.taylordevices.com/technical-brief/68-history-design-and-applications-of-fluid-dampers-in-structural-engineering/>.
- Taylor, D y I Katz (2003), “Seismic protection with fluid viscous dampers for the torre mayor, a 57-story office tower in Mexico City”, Mexico, Recuperado el 15 de agosto de 2019 de <https://www.taylordevices.com/white-paper/71-seismic-protection-with-fluid-viscous-dampers-for-the-torre-mayor-a-57-story-office-tower-in-mexico-city-mexico/>.
- Teran, A y N Virto (2009), “Preliminary design of low-rise buildings stiffened with buckling-restrained braces by a displacement-based approach”, *Earthquake Spectra*, vol. 25, pp. 185-211. DOI:10.1193/1.3054638
- Terenzi, G (1999), “Dynamics of SDOF systems with non-linear viscous damping”, *Journal of Engineering Mechanics*, (ASCE) 125(8), 956–963. DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1999)125:8(956)

APÉNDICE A. CÁLCULO DE COEFICIENTES DE VISCOSIDAD

Se explica el cálculo de los coeficientes de viscosidad de amortiguadores lineales y no lineales para el ejemplo de aplicación de este artículo. Los primeros se obtuvieron con el método del ASCE 41-17 (2017) donde el amortiguamiento objetivo de una estructura está dado por:

$$\zeta_{obj} = \zeta_{est} + \frac{T \sum_j^M C_j \cos^2 \theta_j \phi_{rj}^2}{4\pi \sum_{i=1}^N \left(\frac{w_i}{g}\right) \phi_i^2} \quad (A1)$$

donde ζ_{est} es el amortiguamiento inherente de la estructura, T es su periodo fundamental, C_j es el coeficiente de viscosidad del j -ésimo amortiguador lineal, θ_j es su ángulo de inclinación, ϕ y ϕ_r son la forma modal y la forma modal relativa de entrepiso, respectivamente, w es el peso del nivel i , g es la aceleración de la gravedad, M es el número de amortiguadores y N el número de niveles.

Los datos para el cálculo de los coeficientes de viscosidad fueron: $T = 1.66$ s, $\zeta_{est} = 2.5\%$, longitud del claro de 6 m, altura del entrepiso de 3 m, el número de disipadores por nivel = 2, $\zeta_{obj} = 30\%$. El valor de los pesos de piso, forma modal y coseno del ángulo de inclinación se indican en la Tabla A1. De manera iterativa, se propusieron valores de C_j para llegar al amortiguamiento objetivo. Nótese que esos valores fueron proporcionales a valores relativos (ver segunda columna) que consideraron dos tipos de amortiguadores. Mientras que el primer tipo se utilizó en los niveles 1 a 5, el otro en los niveles 6 a 12.

Tabla A1. Cálculos de los coeficientes de viscosidad de amortiguadores lineales

Entrepiso	C_j relativo	C_j (t*s/m)	$\cos \theta$	ϕ	w_i (t)	$\frac{w_i}{g}$	ϕ_r	$C_j \cos^2 \theta_j \phi_{rj}^2$	$\left(\frac{w_i}{g}\right) \phi_i^2$
1	1	558.25	0.894	0.0486	56.16	5.72	0.0486	1.05	0.01
2	1	558.25	0.894	0.1478	56.16	5.72	0.0992	4.40	0.13
3	1	558.25	0.894	0.2645	56.16	5.72	0.1167	6.08	0.40
4	1	558.25	0.894	0.3844	56.16	5.72	0.1199	6.42	0.85
5	1	558.25	0.894	0.5008	56.16	5.72	0.1164	6.05	1.44
6	0.5	279.13	0.894	0.6097	56.16	5.72	0.1090	2.65	2.13
7	0.5	279.13	0.894	0.7086	56.16	5.72	0.0989	2.18	2.87
8	0.5	279.13	0.894	0.7953	56.16	5.72	0.0867	1.68	3.62
9	0.5	279.13	0.894	0.8682	56.16	5.72	0.0729	1.19	4.32
10	0.5	279.13	0.894	0.9264	56.16	5.72	0.0582	0.76	4.91
11	0.5	279.13	0.894	0.9697	56.16	5.72	0.0433	0.42	5.38
12	0.5	279.13	0.894	1.0000	56.16	5.72	0.0303	0.21	5.72
							Suma	33.08	31.78

Sustituyendo los valores de la Tabla A1 en la ecuación (A1) se obtiene el amortiguamiento objetivo del 30% para la estructura, esto es:

$$\zeta_{obj} = 0.025 + \frac{(1.66)(2 \times 33.08)}{4\pi(31.78)} = 0.30$$

Nótese que el numerador del segundo sumando se multiplicó por 2 ya que la estructura tiene dos amortiguadores por nivel.

Para calcular los coeficientes de viscosidad de amortiguadores no lineales se usó la ecuación de Lin y Chopra (2002), repetida aquí como ecuación (A2),

$$C_{NL} = \frac{(\omega u_0)^{1-\alpha}}{\beta} C_L \quad (A2)$$

donde, para este ejemplo, la frecuencia natural es $\omega = 3.78 \text{ rad/s}^2$, el exponente de velocidad es $\alpha = 0.5$, y la constante β es igual a 1.1128. El coeficiente de viscosidad, C_L , se muestra en la Tabla A1 para cada amortiguador. El desplazamiento máximo relativo en cada amortiguador, u_0 , se obtuvo a partir de la distorsión límite, definida como $\gamma_{\max} = 0.01$, multiplicada por la altura de entpiso de 3 m y el coseno del ángulo, lo que resultó $u_0 = 0.0268 \text{ m}$. Para fines ilustrativos se muestra el cálculo del coeficiente de viscosidad de un amortiguador del primer nivel:

$$C_{NL} = \frac{((3.78)(0.0268))^{1-0.5}}{1.1128} (558.25) = 159.87 \text{ t} * (\text{S/m})^\alpha$$

De manera similar se calcularon todos los coeficientes de los amortiguadores no lineales de la estructura. Los resultados se presentan en la Tabla A2, donde se aprecia un valor calculado y uno propuesto para fines prácticos.

Tabla A2. Coeficientes de viscosidad no lineales para cada nivel

Nivel	C_{NL} , t.(s/m) ^{a)}	
	Calculado	Propuesto
1	159.87	160
2	159.87	160
3	159.87	160
4	159.87	160
5	159.87	160
6	79.94	80
7	79.94	80
8	79.94	80
9	79.94	80
10	79.94	80
11	79.94	80
12	79.94	80