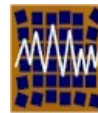




Universidad de Concepción
Departamento de Ingeniería Civil



Asociación Chilena de Sismología e
Ingeniería Antisísmica

N°A10-11 TRANSICIÓN ELASTOPLÁSTICA EN MARCOS PLANOS Y SISTEMAS DE UN GRADO DE LIBERTAD.

G. Díaz¹ E. Sordo¹ y A. Gómez¹

1.- Departamento de Materiales, Área de Estructuras, Universidad Autónoma Metropolitana, Unidad Azcapotzalco. Av. San Pablo 180, Col. Reynosa Tamaulipas, Delegación Azcapotzalco, CP 02200 México, DF.
Tel. 52 (55) 53189457, Fax 52 (55) 53189085, e-mail: esz@correo.azc.uam.mx

RESUMEN

El trabajo evalúa la importancia, en el umbral de la inestabilidad dinámica, de la transición del estado elástico al estado plástico en estructuras sometidas a movimientos fuertes de terreno, enfocándose a evaluar si la formación paulatina de articulaciones plásticas en la estructura afecta al factor de seguridad contra inestabilidad dinámica. Para ello, se estudian un conjunto de marcos planos y sistemas de un grado de libertad trilineales (SUGLT) sometidos, en modelos simulados por computadora, a la acción de varios registros acelerométricos, y se analiza su comportamiento cercano al colapso por inestabilidad dinámica. Los registros utilizados se clasifican por el tipo de suelo donde fueron registrados y por su distancia epicentral. Se observan diferencias de hasta un 50% en el factor de seguridad contra inestabilidad dinámica, entre sistemas con las mismas propiedades elásticas, cortante resistente y mecanismo plástico. Se observa que la influencia de la transición del estado elástico al plástico en la seguridad contra inestabilidad dinámica, es más acentuada al utilizar registros con epicentro lejano. Los sistemas con comportamiento elastoplástico perfecto muestran tener un factor de seguridad más bajo que los sistemas con transición elasto-plástica paulatina.

1 INTRODUCCIÓN

El efecto desestabilizador de las cargas gravitacionales en edificios sometidos a movimientos severos del terreno, puede llevar al colapso estructural (*inestabilidad dinámica*) cuando la estructura desarrolla incursiones inelásticas importantes durante la respuesta. Para estructuras de varios niveles, diversos

estudios señalan que el mecanismo de colapso juega un papel crítico en la seguridad estructural contra el colapso por inestabilidad dinámica (Nakajima *et al.* 1990, Bernal 1992, Sordo y Bernal 1993, Bernal 1998). Adicionalmente, indican que un diseño sísmico estándar no asegura un factor adecuado de seguridad contra la inestabilidad, puesto que dicho factor depende fundamentalmente de la sobrerresistencia y de la geometría del mecanismo de falla. Estos estudios se han enfocado fundamentalmente a caracterizar el problema a partir de las propiedades elásticas, la resistencia última y la forma del mecanismo de colapso. En este sentido, Bernal (1992) propone una metodología simple para estructuras planas, basada en la reducción de la estructura a un sistema de un grado de libertad equivalente obtenido a través de un procedimiento de empujón (*push-over*) predefinido. Estos sistemas se caracterizan a través de las propiedades elásticas de la estructura, la resistencia última de la misma (en términos energéticos o de fuerza cortante) y la forma del mecanismo de colapso. Uno de los puntos que falta revisar a detalle es la importancia que podrían tener las características mismas del proceso de formación del mecanismo en la estimación correcta de la seguridad contra inestabilidad dinámica. Este trabajo pretende ofrecer un primer paso en esta dirección calculando las variaciones en el factor de seguridad contra inestabilidad dinámica que se pueden presentar debidas a las características del proceso de formación del mecanismo plástico, fijando las características elásticas, el cortante resistente último y la forma del mecanismo.

Como primer paso, se utiliza un conjunto de marcos planos en los que se ilustran las importantes diferencias que se pueden llegar a presentar (Sordo y Díaz 2003, Díaz y Sordo 2004). Estos marcos se someten a la acción simulada por computadora de un grupo de registros acelerométricos. Con estos análisis, se determinan las tendencias cualitativas relacionadas con las diferentes geometrías estructurales propuestas, sus mecanismos y las características de los registros acelerométricos. En la segunda parte, se analizan sistemas de un grado de libertad trilineales (SUGLT) para evaluar los parámetros que pueden resultar importantes para la caracterización de la influencia de la transición elasto-plástica sobre el comportamiento estructural en el umbral de la inestabilidad dinámica.

2 METODOLOGÍA. MARCOS PLANOS

2.1 *Marcos de referencia*

Se consideran cinco marcos planos de acero, prediseñados de acuerdo a la reglamentación vigente del Distrito Federal, con una relación de 0.2 entre el cortante basal resistente último y el peso total de la estructura. Para los análisis dinámicos, se considera un amortiguamiento de 2% del crítico y un comportamiento elastoplástico perfecto. Se consideran los efectos P- Δ a través de la formulación de la matriz de rigidez geométrica. La Fig. 1 muestra la geometría de los marcos de referencia, junto con un esquema de su mecanismo de colapso, el periodo del primer modo y el valor del coeficiente de estabilidad asociado a cada estructura.



Figura 1 Vista en elevación de los marcos de acero objeto del estudio.

El coeficiente de estabilidad es una medida cuantitativa del efecto desestabilizante de las cargas gravitacionales actuando sobre el mecanismo plástico. En un sistema de un grado de libertad, es igual a la rigidez geométrica negativa normalizada a la rigidez elástica del sistema sin P-Δ. Así, $\theta = 0$ cuando no existe carga gravitacional actuando sobre la estructura y $\theta = 1.0$ cuando la estructura es estáticamente inestable. En marcos planos, el coeficiente de estabilidad se define análogamente en función de las rigideces generalizadas. Para este caso, Bernal (1992) propone la siguiente expresión:

$$\theta = \frac{\theta_m}{Q} \quad (1)$$

Donde:

$$\theta_m = \frac{\tau g \Omega_m}{\omega_0^2 h} \quad ; \quad \tau \quad \text{Razón de la carga total gravitacional a la carga muerta.}$$

g Aceleración de la gravedad.

ω_0 Frecuencia natural cíclica del primer modo.

h Altura total de la estructura.

$$\Omega_m = \frac{\left(1 - \frac{G}{2h} - \frac{E}{h}\right)}{\frac{G}{h} \left(1 - \frac{2G}{3h} - \frac{E}{h}\right)}$$

Donde G y E están definidos en la Fig. 1.

$$Q = 1 - \theta_0 + \theta_m \quad ; \quad \theta_0 = \frac{\tau g \Omega_0}{\omega_0^2 h} \quad ; \quad \Omega_0 = \frac{3n}{2n+1} \quad (n \text{ es el número de niveles de la estructura})$$

De la Fig. 1 se puede observar que los marcos de referencia JAC05 y JAK05 comparten la misma geometría y mecanismo. El diseño es el mismo para ambos casos, siendo la única diferencia el nivel de carga gravitacional que actúa en las columnas de cada marco; la carga gravitacional transmitida a las columnas por las trabes perpendiculares al marco JAK05 es cuatro veces mayor que las transmitidas al marco JAC05. Los marcos de referencia OBE04 y OBE23 comparten únicamente la geometría; el diseño y la forma del mecanismo de falla son distintos.

2.2 Obtención de los submodelos para cada marco de referencia

Cada marco de referencia se somete a un procedimiento de empujón estático con carga proporcional a las masas de cada nivel, utilizando DRAIN 2DX (V. Prakash *et al.*, 1993). Para cada uno de ellos, se obtiene la curva cortante basal contra desplazamiento de azotea. La Fig. 2 muestra una de estas curvas.

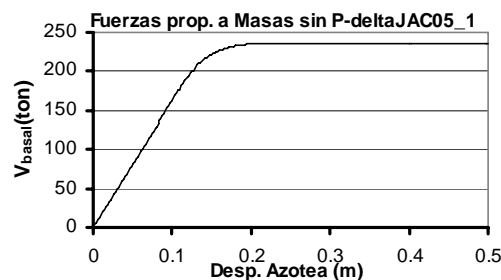


Figura 2 Cortante basal último vs desplazamiento de azotea para JAC05_1.

A continuación, se generan cuatro submodelos a partir de cada marco. Los submodelos se generan induciendo en cada uno de ellos una secuencia diferente de formación de las articulaciones plásticas. Esto último se consigue modificando las resistencias de elementos específicos. A las secciones que no intervienen en el mecanismo plástico se les asignan resistencias muy grandes para garantizar que el mecanismo no variará entre submodelos. A los elementos que se articulan para formar el mecanismo se les varía su resistencia, de tal forma que el orden en que aparecen las articulaciones sea aleatorio pero distinto entre los diferentes submodelos, y cuidando que no varíe la capacidad de cortante basal última. Para comparar los submodelos, se aplican empujones con patrones de carga incremental proporcional a las masas hasta la formación del mecanismo, observándose las diferencias que se muestran en la Fig. 3 (sin considerar efectos P- Δ) y en la Fig. 4 (considerando efectos P- Δ).

En la tabla 1 se muestran parámetros asociados a la transición al mecanismo plástico para los submodelos en estudio.

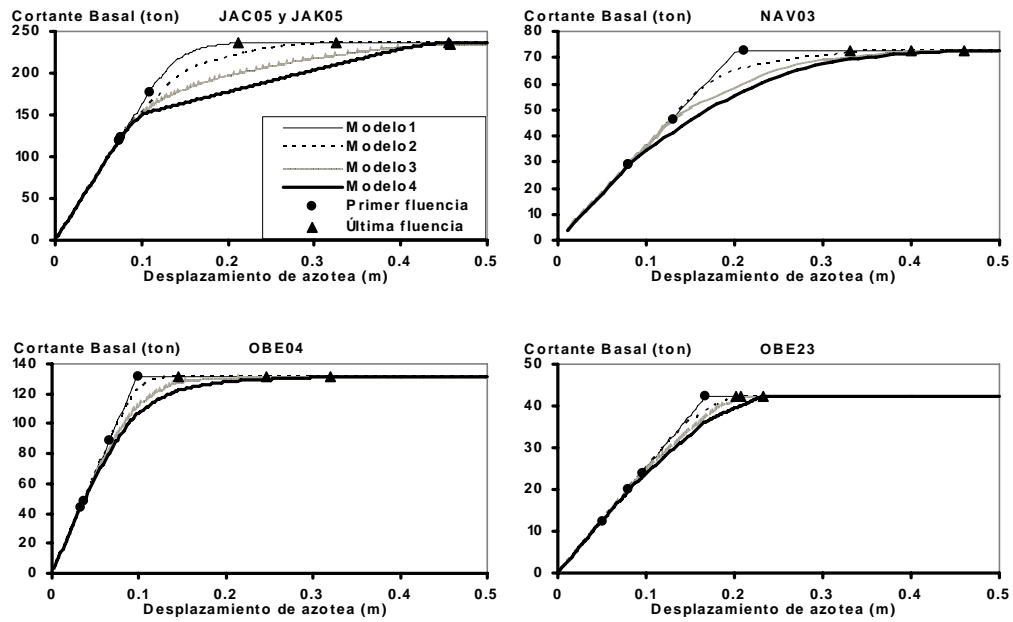


Figura 3 Cortante basal vs desplazamiento de azotea para los marcos de referencia sin P- Δ .

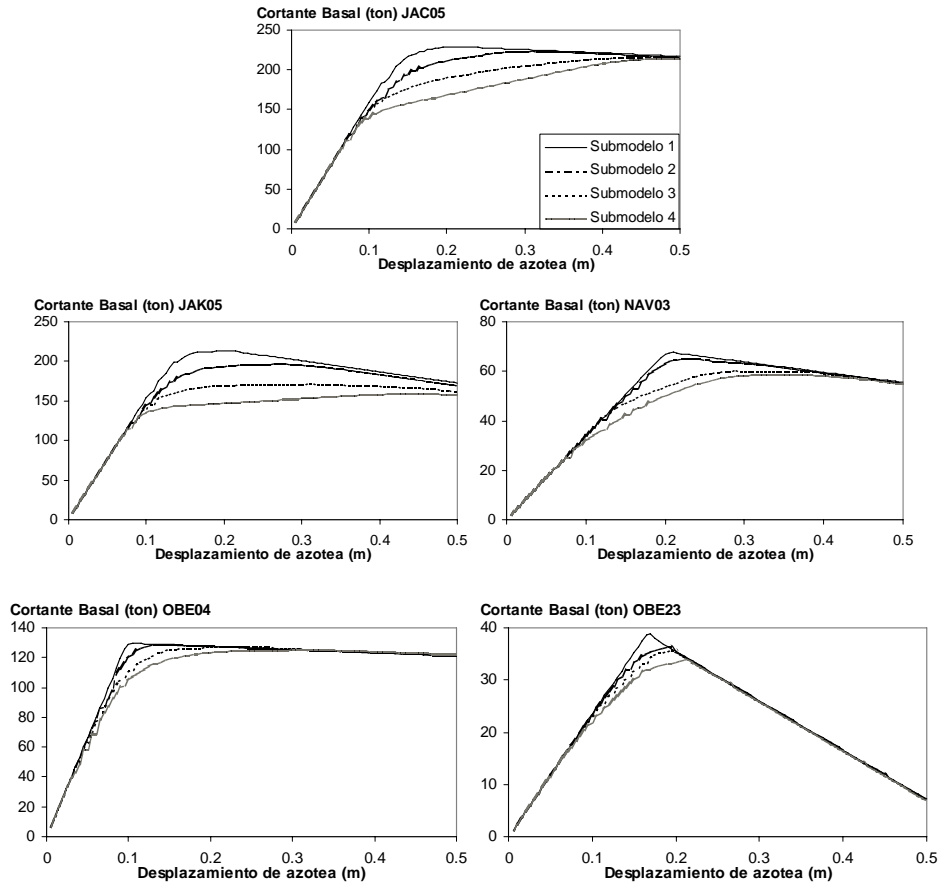


Figura 4 Cortante basal vs desplazamiento de azotea para los marcos de referencia P- Δ .

Tabla 1 Parámetros asociados a la formación del mecanismo en los marcos en estudio.

		Cortante de fluencia V_y (ton)	Desplazamiento de fluencia Δy (m)	Cortante último V_u (ton)	Desplazamiento último Δu (m)	Sobrerresistencia (V_u/V_y)	Ductilidad ($\Delta u/\Delta y$)
JAC05	MOD 1	176.23	0.110	236.44	0.212	1.34	1.93
	MOD 2	119.60	0.074	236.44	0.326	1.98	4.41
	MOD 3	118.60	0.074	236.44	0.458	1.99	6.19
	MOD 4	122.31	0.076	236.44	0.456	1.93	6.00
JAK05	MOD 1	169.75	0.106	236.44	0.222	1.39	2.09
	MOD 2	120.71	0.076	236.44	0.336	1.96	4.42
	MOD 3	120.71	0.076	236.44	0.470	1.96	6.18
	MOD 4	112.24	0.070	236.44	0.484	2.11	6.91
NAV03	MOD 1	72.63	0.210	72.63	0.210	1.00	1.00
	MOD 2	28.78	0.080	72.63	0.330	2.52	4.13
	MOD 3	46.39	0.130	72.63	0.400	1.57	3.08
	MOD 4	28.70	0.080	72.63	0.460	2.53	5.75
OBE04	MOD 1	131.34	0.100	131.34	0.100	1.00	1.00
	MOD 2	88.26	0.066	131.40	0.146	1.49	2.21
	MOD 3	48.40	0.036	131.41	0.246	2.72	6.83
	MOD 4	43.47	0.034	131.41	0.320	3.02	9.41
OBE23	MOD 1	42.20	0.168	42.20	0.168	1.00	1.00
	MOD 2	23.77	0.096	42.20	0.204	1.78	2.13
	MOD 3	19.98	0.080	42.20	0.208	2.11	2.60
	MOD 4	12.38	0.050	42.20	0.232	3.41	4.64

3 ANÁLISIS DINÁMICO DE LOS MARCOS EN ESTUDIO

3.1 Registros utilizados en el estudio

Los marcos se someten a la acción de veinte registros de sismos reales. Dieciséis de éstos son recomendados y clasificados por el Elgamal *et al.* (1998). Los cuatro restantes son registros de particular interés, que se clasifican de acuerdo a los criterios de Elgamal *et al.* (1998).

- Epicentro cercano, Roca (CR): Kobe, JMA (KOB); Landers, Lucerna (LUC); Loma Prieta (LGP); Cape Mendocino (CAP)
- Epicentro cercano, Suelo (CS): Imperial Valley, Meloland (MEL); Northridge, Rinaldi Receiving St. (NRR); Cape Mendocino, Petrolia (PET); Tabas Iran, Tabas (TAB)
- Epicentro lejano, Roca (LR): Chile, VALU (VAL); Michoacán, Caleta de Campos (CAL); Michoacán (OCT); Miyagi-oki, Ofunato (OFU); *El Centro, California, 1940 (CEN); Kern County, 1952 (TAF)*
- Epicentro lejano Suelo (LS): Chile, Llolleo (LLO); Michoacán (TAC); Olimpia, Seattle Army Base (SAB); Tokachi-oki, Hachinohe Harbor (TOK); *México, 1985 (SCT); Central de Abastos México 1985 (CDA)*

3.2 Cálculo del coeficiente de colapso

Se define, en este estudio, el coeficiente de colapso (C_c), como el mínimo valor del coeficiente basal de diseño que evita la inestabilidad dinámica. En forma indirecta y aproximada, el coeficiente se obtiene iterativamente, realizando los análisis dinámicos para diferentes factores de escala de las aceleraciones del registro, hasta obtener el factor de escala (I_c) para el cual se induce comportamiento inestable. Así:

$$C_c = (c/Q) \frac{1}{I_c} \quad (2)$$

Donde:

c/Q Coeficiente de cortante basal de diseño.

I_c Factor de escala de las aceleraciones del registro que induce inestabilidad dinámica.

La Fig. 5 muestra una curva desplazamiento máximo de azotea vs. coeficiente basal de diseño, obtenida con el procedimiento iterativo previamente mencionado. Las iteraciones se detienen cuando el desplazamiento máximo de azotea considerando efectos P- Δ es cuatro veces (parámetro $\alpha = 4$) el correspondiente al sistema idéntico pero sin considerar tales efectos. Éste último punto del coeficiente basal es al que se refiere en este trabajo como coeficiente de colapso.

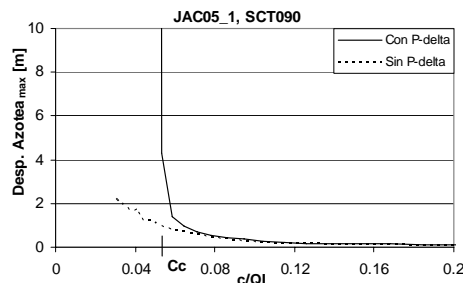


Figura 5 Coeficiente de Colapso (C_c) para la estructura JAC05_1 sometida al registro SCT090.

La tabla 2 muestra los coeficientes de colapso obtenidos, normalizados al valor máximo de los diferentes submodelos derivados de un mismo modelo de referencia. Se resaltan los valores menores a 0.80. En todos los casos se considera un comportamiento elastoplástico perfecto y un amortiguamiento de 2% del crítico.

Congreso Chileno de Sismología e Ingeniería Antisísmica
IX Jornadas, 16-19 de Noviembre de 2005, Concepción - Chile

Tabla 2 Coeficientes de colapso, normalizados al valor máximo para cada modelo y registro.

Cc	JAC05 $\alpha=4$	JAC05_1	JAC05_2	JAC05_3	JAC05_4	Cc	JAK05 $\alpha=4$	JAK05_1	JAK05_2	JAK05_3	JAK05_4
CR	CAP000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	CR	CAP000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	KOB000	1.0000	1.0000	0.9091	0.8265		KOB000	1.0000	0.9093	1.0000	0.8266
	LGP000	0.9092	0.9092	0.9092	1.0000		LGP000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	LUC000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000		LUC000	1.0000	0.9090	1.0000	0.9090
CS	MEL000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	CS	MEL000	0.9090	0.9090	1.0000	1.0000
	NRR228	1.0000	1.0000	1.0000	0.9091		NRR228	1.0000	0.9093	1.0000	1.0000
	PET000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000		PET000	0.9090	0.9090	1.0000	0.9090
	TAB074	0.9092	0.9092	1.0000	0.9092		TAB074	1.0000	0.9091	1.0000	0.9091
LR	CAL000	1.0000	0.9094	0.9094	0.7513	LR	CAL000	1.0000	0.8264	0.9090	0.7512
	OCT180	0.9080	1.0000	1.0000	0.9080		OCT180	1.0000	0.9094	0.9094	0.7510
	OFU041	1.0000	0.9080	1.0000	0.8261		OFU041	1.0000	0.8265	0.8265	0.7516
	VAL070	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000		VAL070	1.0000	1.0000	1.0000	0.9091
	CEN000	1.0000	0.9091	0.9091	0.9091		CEN000	1.0000	0.9089	1.0000	0.6208
	TAF021	1.0000	0.9090	0.9090	0.9090		TAF021	1.0000	0.8264	0.8264	0.6209
LS	LLO010	1.0000	0.8264	0.8264	0.6208	LS	LLO010	1.0000	0.8266	0.8266	0.5133
	SAB182	1.0000	0.9092	0.9092	0.6210		SAB182	1.0000	0.7513	0.8263	0.6209
	TAC180	1.0000	1.0000	0.8264	0.7522		TAC180	1.0000	0.8265	0.9090	0.8265
	TOK000	1.0000	1.0000	1.0000	0.9091		TOK000	1.0000	0.9090	1.0000	0.8263
	SCT090	0.9090	0.9090	1.0000	1.0000		SCT090	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	CDA000	0.9091	1.0000	1.0000	1.0000		CDA000	1.0000	0.9090	0.6208	0.6208

Cc	NAV03 $\alpha=4$	NAV03_1	NAV03_2	NAV03_3	NAV03_4	Cc	OBE04 $\alpha=4$	OBE04_1	OBE04_2	OBE04_3	OBE04_4
CR	CAP000	0.9091	0.9091	1.0000	1.0000	CR	CAP000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	KOB000	0.7514	1.0000	0.8266	0.7514		KOB000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	LGP000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000		LGP000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	LUC000	0.8265	0.8265	0.9091	1.0000		LUC000	1.0000	1.0000	0.9090	0.9090
CS	MEL000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	CS	MEL000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	NRR228	0.9091	1.0000	0.9091	0.9091		NRR228	0.9090	0.9090	1.0000	1.0000
	PET000	1.0000	1.0000	0.9092	0.8265		PET000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	TAB074	0.9091	1.0000	1.0000	0.9091		TAB074	1.0000	0.9090	0.9090	0.9090
LR	CAL000	0.6830	1.0000	1.0000	1.0000	LR	CAL000	1.0000	0.9088	0.8262	0.6828
	OCT180	0.8258	1.0000	1.0000	1.0000		OCT180	1.0000	1.0000	1.0000	0.9080
	OFU041	0.9092	1.0000	0.7516	0.6828		OFU041	0.9098	0.9098	1.0000	1.0000
	VAL070	1.0000	1.0000	0.5645	0.6829		VAL070	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	CEN000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000		CEN000	0.9091	0.9091	0.9091	1.0000
	TAF021	1.0000	1.0000	0.9090	0.9090		TAF021	1.0000	0.9084	0.8263	0.8263
LS	LLO010	1.0000	0.8265	0.8265	0.7513	LS	LLO010	1.0000	1.0000	0.9089	0.9089
	SAB182	1.0000	0.9092	0.7516	0.6828		SAB182	1.0000	0.9090	0.7516	0.6832
	TAC180	0.6831	1.0000	0.8265	0.8265		TAC180	1.0000	1.0000	0.9102	0.8265
	TOK000	1.0000	1.0000	0.9090	0.8263		TOK000	1.0000	0.9091	0.9091	0.9091
	SCT090	0.9091	1.0000	0.6830	0.6209		SCT090	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	CDA000	0.7515	0.8265	0.9091	1.0000		CDA000	1.0000	1.0000	0.9093	1.0000

Cc	OBE04 $\alpha=4$	OBE23_1	OBE23_2	OBE23_3	OBE23_4
CR	CAP000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	KOB000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	LGP000	0.9091	1.0000	1.0000	1.0000
	LUC000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
CS	MEL000	0.9091	1.0000	1.0000	1.0000
	NRR228	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	PET000	0.9091	0.9091	1.0000	0.9091
	TAB074	1.0000	1.0000	1.0000	0.9091
LR	CAL000	1.0000	1.0000	0.9091	0.8266
	OCT180	0.9089	1.0000	1.0000	1.0000
	OFU041	1.0000	1.0000	0.9092	0.9092
	VAL070	1.0000	1.0000	0.9091	0.8265
	CEN000	1.0000	0.9090	0.9090	0.7512
	TAF021	1.0000	1.0000	1.0000	0.9089
LS	LLO010	1.0000	0.7513	0.9091	0.8265
	SAB182	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
	TAC180	1.0000	0.8266	0.8266	0.7514
	TOK000	1.0000	0.9091	0.9091	0.9091
	SCT090	1.0000	0.9091	0.8264	0.7514
	CDA000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000

La tabla 3 presenta el coeficiente de colapso menor de todos los submodelos, normalizado al mayor de todos ellos. Se resaltan en la tabla los valores que implican diferencias mayores a un 20%.

Tabla 3 Coeficientes de colapso normalizados al valor máximo de cada submodelo.

C _{c min} α=4		JAC05	JAK05	NAV03	OBE04	OBE23
		T=1.1 seg θ=0.024	T=1.1 seg θ=0.15	T=1.8 seg θ=0.10	T=0.9 seg θ=0.0045	T=2.1 seg θ=0.30
CR	CAP000	1.0000	1.0000	0.9091	1.0000	1.0000
	KOB000	0.8265	0.8266	0.7514	1.0000	1.0000
	LGP000	0.9091	1.0000	1.0000	1.0000	0.9091
	LUC000	1.0000	0.9090	0.8265	0.9090	1.0000
CS	MEL000	1.0000	0.9090	1.0000	1.0000	0.9091
	NRR228	0.9092	0.9093	0.9091	0.9090	1.0000
	PET000	1.0000	0.9090	0.8265	1.0000	0.9091
	TAB074	0.9092	0.9091	0.9091	0.9090	0.9091
LR	CAL000	0.7513	0.7512	0.6830	0.6828	0.8266
	OCT180	0.9080	0.7510	0.8258	0.9080	0.9089
	OFU041	0.8261	0.7516	0.6828	0.9098	0.9092
	VAL070	1.0000	0.9091	0.5645	1.0000	0.8265
	CEN000	0.9091	0.6208	1.0000	0.9091	0.7512
TAF021	0.9090	0.6209	0.9090	0.8263	0.9089	
LS	LLO010	0.6208	0.5133	0.7513	0.9089	0.7513
	SAB182	0.6210	0.6209	0.6828	0.6832	1.0000
	TAC180	0.7522	0.8265	0.6831	0.8265	0.7514
	TOK000	0.9091	0.8263	0.8263	0.9091	0.9091
	SCT090	0.9090	1.0000	0.6209	1.0000	0.7514
CDA000	0.9090	0.6208	0.7515	0.9093	1.0000	

Las tablas anteriores muestran que para sismos de epicentro cercano, no parece haber influencia de la forma en que se desarrolla el mecanismo plástico. Para la mayoría de sismos de generación lejana, existen diferencias importantes en la seguridad contra colapso, dependiendo de la forma de la transición del estado elástico al mecanismo de colapso.

4 SISTEMAS DE UN GRADO DE LIBERTAD TRILINEALES

4.1 Parámetros asociados a los sistemas de un grado de libertad trilineales

Como segunda parte del trabajo se estudia el comportamiento de sistemas de un grado de libertad trilineales (SUGLT). Los SUGLT se caracterizan por los siguientes parámetros (ver Fig. 6).

C _y	Coeficiente de fluencia.
δ _y	Desplazamiento de fluencia.
δ _u	Desplazamiento para el cual comienza la rama de pendiente negativa.
T ₀	Periodo inicial (afectado por P-Δ).
ζ	Fracción del amortiguamiento crítico.
K _i	Rigidez elástica = $(2\pi/T_0)^2$.
K _f	Rigidez negativa de la tercera rama.
θ	Coeficiente de estabilidad del sistema = K _f / K _i .
μ _t	Ductilidad del tramo de transición = δ _u / δ _y .

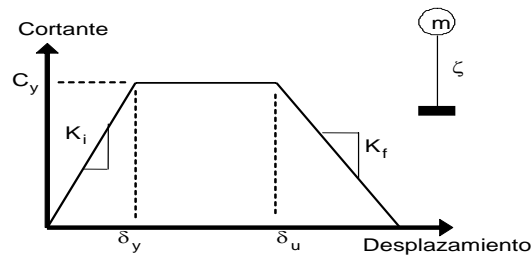


Figura 6 Características del sistema de un grado de libertad trilineal en estudio.

4.2 Análisis dinámico de los SUGLT

Los sistemas de un grado de libertad trilineales se someten a análisis dinámicos para determinar las características de su respuesta ante la acción de los registros utilizados en el estudio. Los análisis dinámicos se hacen con un programa desarrollado por los autores, que efectúa análisis no lineales paso a paso de sistemas de un grado de libertad con ciclo histerético trilineal, utilizando el método de la aceleración constante promedio y los algoritmos de localización de eventos propuestos por Bernal (1991).

Se utilizan valores de $\mu_t = 1, 2, 3, 4$ y 5 ; $\zeta = 0.02$ y 0.05 ; $T_0 =$ de 0.4 a 4.83 segs, y dos coeficientes de estabilidad; θ_{\min} correspondiente a un mecanismo de falla global, donde el efecto de la carga gravitacional no desestabiliza de manera importante al sistema, y θ_{\max} correspondiente a una falla de primer piso suave, donde el efecto desestabilizador de la carga gravitacional es muy grande. De acuerdo a Bernal (1992), $\theta_{\min} = 0.012T_0^{0.64}$ y $\theta_{\max} = 0.082T_0^{1.44}$ son valores razonables para dichos mecanismos.

4.3 Espectros de colapso, de trabajo monotónico máximo y de energía total máxima de colapso

La metodología aproximada para calcular el coeficiente de colapso en marcos planos, se vuelve exacta para sistemas de un grado de libertad. Así, para cada SUGLT y cada registro, se realiza el proceso iterativo para calcular el coeficiente de colapso $Cc1$, redefinido en este caso como el valor mínimo del coeficiente de fluencia Cy que asegura la estabilidad del sistema). La relación entre $Cc1$ del SUGLT y Cc de los marcos planos, depende en cierta medida de la generalización que se realice en éstos, y del patrón de desplazamientos del mecanismo específico y del movimiento elástico. Analizando las diferentes opciones paramétricas indicadas en el párrafo anterior, se obtienen finalmente los espectros de colapso.

Asimismo, se obtienen los espectros del trabajo monotónico máximo (Wc) asociado a los estados de colapso incipiente. Wc se define como el área bajo la curva cortante vs. desplazamiento del SUGLT con coeficiente de fluencia igual a $Cc1$, desde un desplazamiento cero hasta el desplazamiento que regresa a cortante cero.. Finalmente, se generan espectros de la energía total máxima (Etm) disipada por el sistema durante la respuesta en el umbral de la inestabilidad dinámica, cuando el coeficiente Cy es igual a Ct_1 .

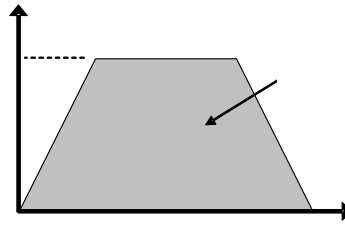


Figura 7 Coeficiente de colapso y trabajo monotónico máximo (W_c) para los SUGLT.

4.4 Resultados

La Fig. 8 muestra algunos de los espectros de colapso obtenidos (la totalidad de los espectros se pueden encontrar en Díaz 2005), normalizados al valor asociado al mismo sistema pero con ductilidad de transición unitaria (sistema bilineal). Se puede ver que las diferencias entre los espectros normalizados crecen con el periodo, y que presentan mayores diferencias para el coeficiente de estabilidad máximo.

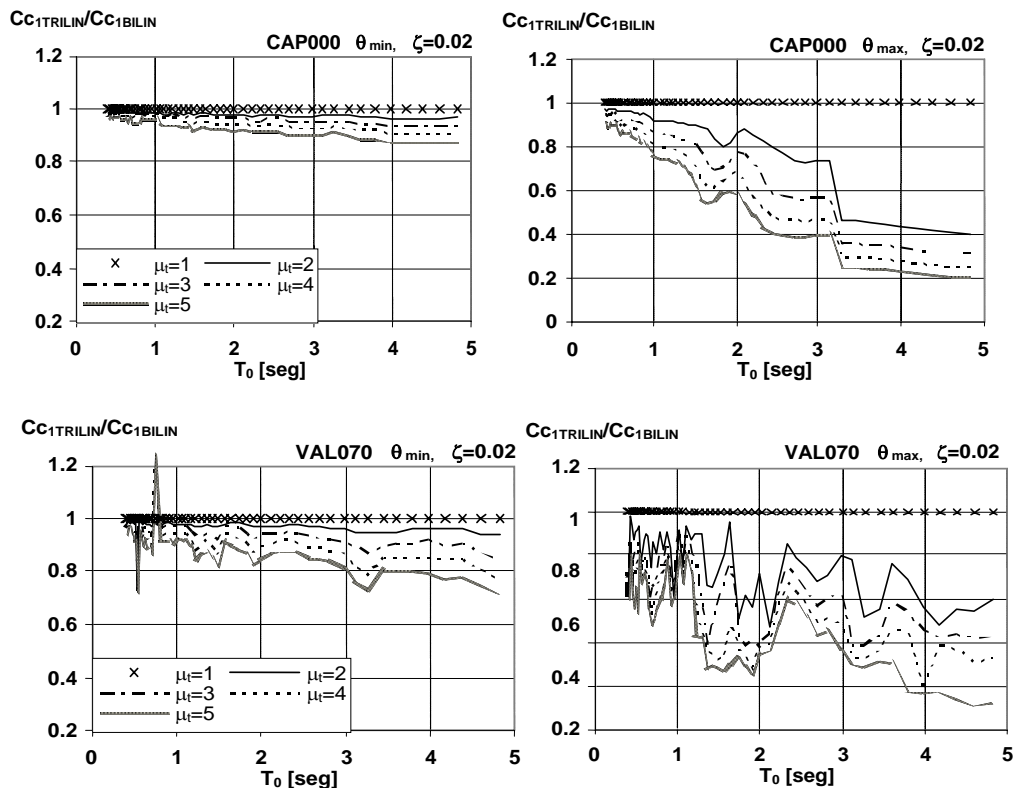


Figura 8 Espectros de colapso con coeficiente de estabilidad mínimo y máximo.

El efecto de la transición elasto-plástica no parece verse afectado por la relación de amortiguamiento, para valores bajos de éste, como se ilustra en un par de casos en la Fig. 9.

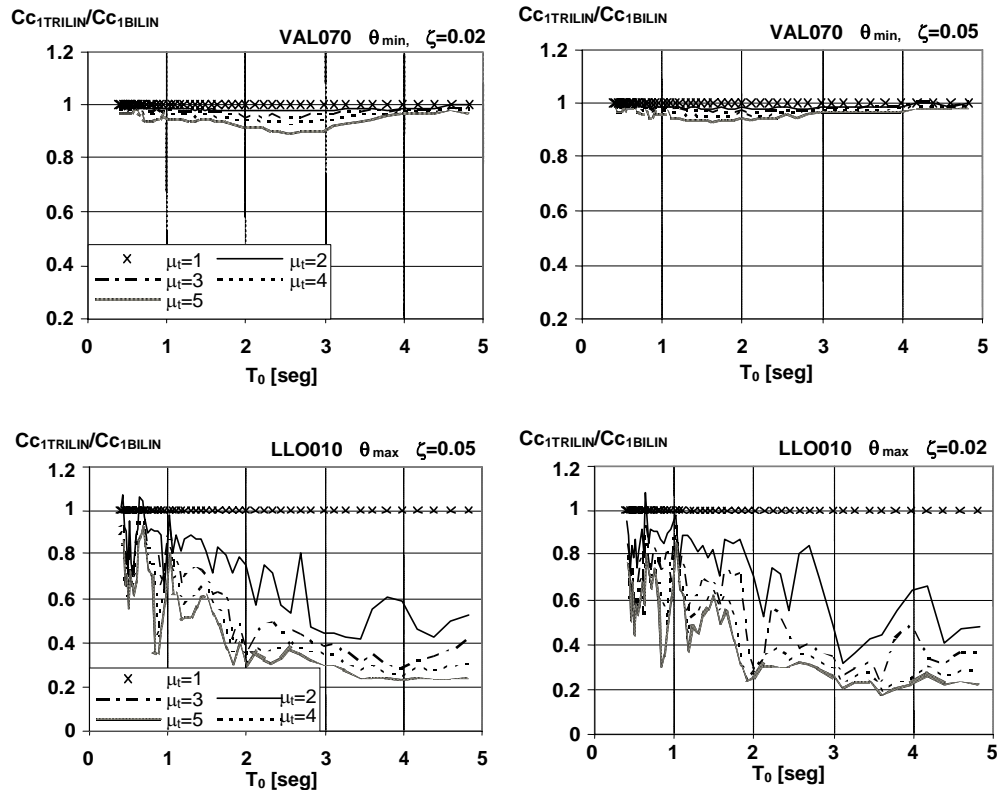


Figura 9 Influencia de la relación de amortiguamiento.

Un aspecto importante adicional es que en los espectros energéticos, tanto los de trabajo monotónico (W_c) como los de energía total máxima (E_{tm}), las curvas tienen diferencias menos pronunciadas y son más suaves, que en los espectros de resistencia. Esto conduce a la idea de que los espectros de energía pueden ser un mejor indicador de la seguridad contra colapso, dadas las incertidumbres en la caracterización de la trilinealidad en estructuras reales. La Fig. 10 muestra una comparación de espectros de colapso, trabajo monotónico de colapso y energía total máxima de colapso. Tanto los espectros de trabajo como los de energía se muestran normalizados también con respecto al sistema bilineal, pero se presentan en raíz cuadrada, en virtud de la proporcionalidad que existe entre la energía y la resistencia al cuadrado.

Al igual que en el análisis de sistemas estructurales, se notan diferencias entre los resultados de sismos de epicentro lejano y epicentro cercano, aunque no tan evidentes. Para sismos de epicentro lejano las diferencias en el efecto de la transición elasto-plástica en el coeficiente de colapso tienden a ser mayores. En la Fig. 11 los espectros de la izquierda corresponden a registros con epicentro cercano al sitio y los de la derecha a epicentros lejanos.

Finalmente, se ve con mayor claridad la influencia de la transición elasto-plástica sobre la inestabilidad dinámica en los sistemas de un grado de libertad trilineales que en los marcos planos, probablemente debido al mayor barrido paramétrico que se puede realizar con los sistemas simples.

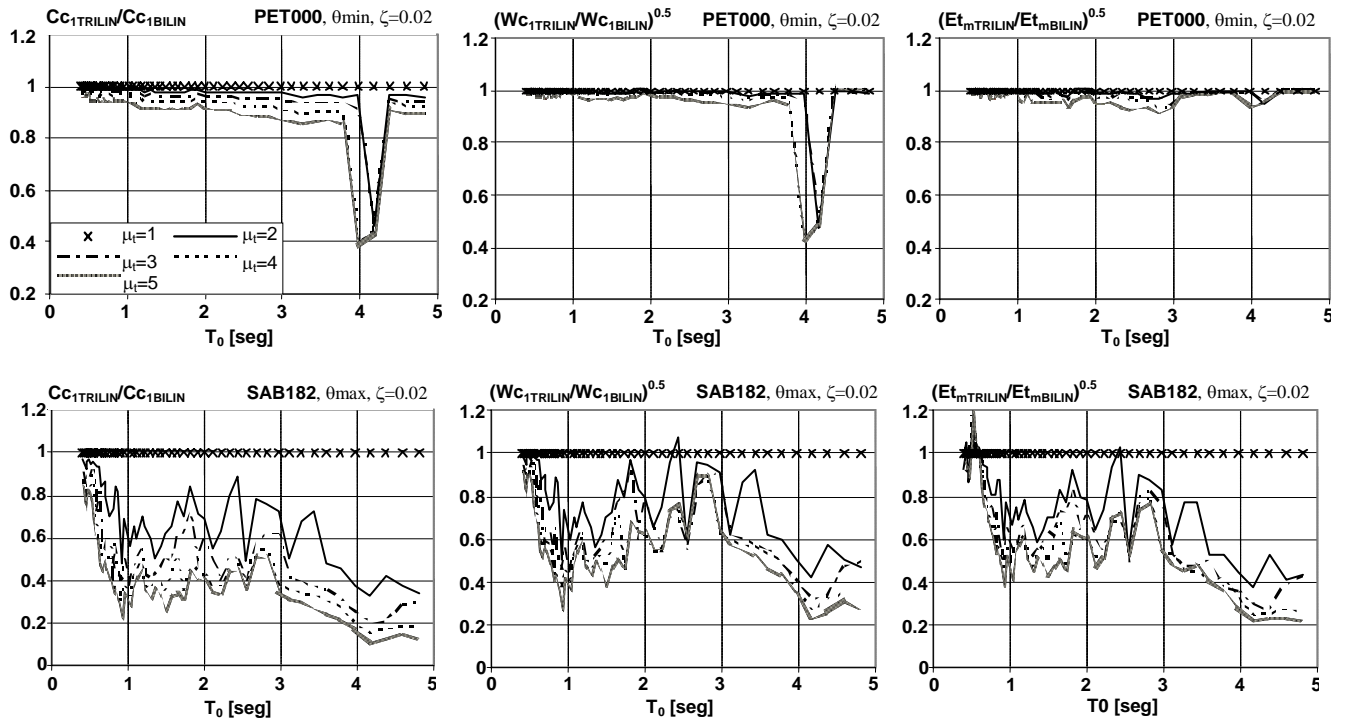


Figura 10 Espectros de colapso, trabajo monotónico y energía total máxima para dos registros.

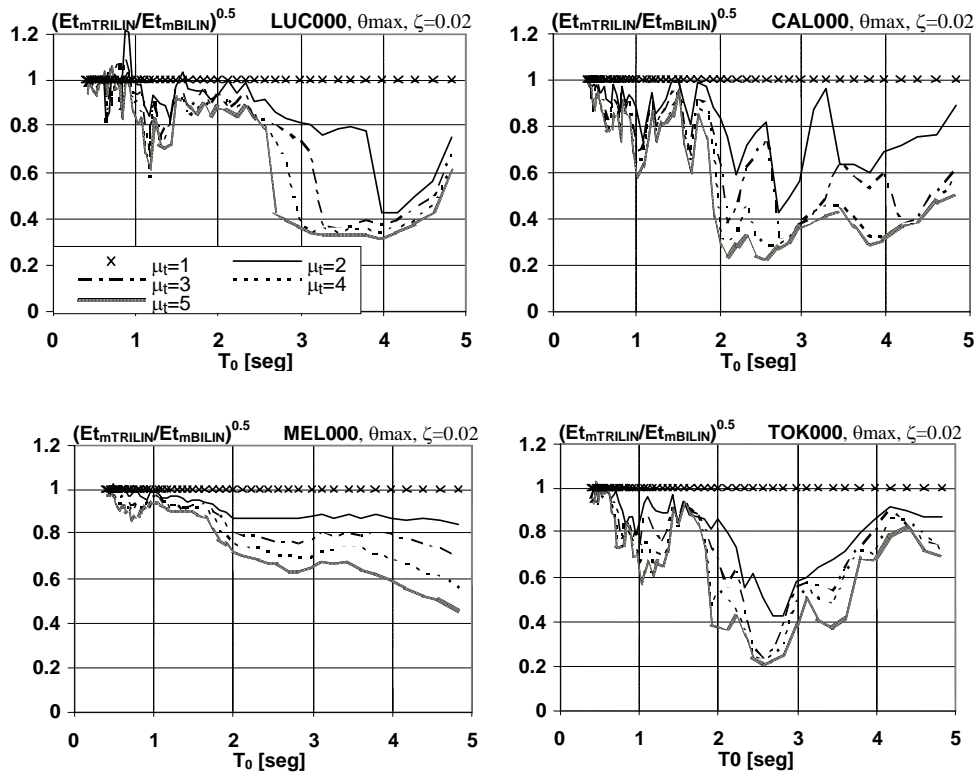


Figura 11 Espectros de energía total de colapso para cuatro registros con diferente clasificación.

5 CONCLUSIONES

El coeficiente de colapso llega a presentar significativas variaciones según el proceso particular de formación del mecanismo de colapso, aún bajo iguales características elásticas, y de mecanismo y cortante último, especialmente bajo sismos de distancia epicentral grande. Dichas variaciones deben tenerse en cuenta para establecer recomendaciones de diseño o expresiones simplificativas.

Diseños basados en modelos elasto-plásticos bilineales arrojan siempre diseños conservadores en cuanto a la inestabilidad dinámica se refiere, en comparación con sistemas estructurales con transición gradual del estado elástico al plástico. Una medida conservadora del coeficiente de colapso se puede obtener de sistemas de un grado de libertad equivalentes bilineales.

Parece razonable realizar estimaciones de seguridad contra colapso por inestabilidad dinámica basadas en las características elásticas, el mecanismo de colapso y la resistencia basal última para movimientos del terreno cercanos al epicentro del sismo y sin efectos de sitio importantes.

Se necesita estudiar con más detalle el grupo de sismos utilizados para determinar con certeza, cual es la característica que se relaciona directamente al fenómeno de la inestabilidad dinámica.

La transición del estado elástico al plástico de estructuras influye más en el factor de seguridad por inestabilidad dinámica, cuanto más crece el periodo y el coeficiente de estabilidad de la estructura (este último relacionado estrechamente con el nivel de carga gravitacional de la estructura).

RECONOCIMIENTOS

Se agradece el apoyo prestado por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología de México a través de su programa de becas para el primer autor, y la colaboración de Juan Nava, Obed Hernández y Antonio Jacuinde por su apoyo en el diseño de los marcos estudiados. Finalmente, se agradece al comité revisor de este documento por las atinadas sugerencias que enriquecieron el escrito.

REFERENCIAS

- Bernal, D. (1991). "Locating events in step-by-step integration of the equations of motion", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, **117:2**, pp. 530-545.
- Bernal, D (1992), "Instability of buildings subjected to earthquakes", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, **118:8**, pp. 2239-2260.

Bernal, D (1998), "Instability of buildings during seismic response", *Engineering Structures*, **20:4-6**, pp. 496-502.

Díaz, G. (2005) "Efecto de la transición al mecanismo plástico en la inestabilidad dinámica de marcos planos" *Tesis de Maestría*, Posgrado en Ingeniería Estructural, Universidad Autónoma Metropolitana, Azcapotzalco, México DF.

Díaz, G. y Sordo, E. (2004) "El Proceso de Formación de Mecanismos en la Seguridad contra Inestabilidad Dinámica" *Memorias del XIV Congreso Nacional de Ingeniería Estructural*, Acapulco, Guerrero, México.

Elgamal, A., Ashford, S y Kramer, S. (1998), "1 st PEER Workshop on Characterization of Special Source Effects", *Workshop Report, UCSD*, Pacific Center for Earthquake Engineering Research, UC Berkeley.

Nakajima, A., H. Abe y S. Kuranishi (1990), "Effect of Multiple Collapse Modes on Dynamic Failure of Structures with Structural Instability", *Proc of the Japan Society of Civil Engineers*, **416**, pp. 13-23.

Prakash V., G. H. Powell, S. Campbell (1993). "Drain-2Dx Base Program Description and User Guide. Versión 1.10." *University of California*.

Sordo, E. y D. Bernal, (1993), "Influencia del Mecanismo de Falla en la Seguridad contra Colapso Dinámico", *Memorias del X Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, Puerto Vallarta, México.

Sordo, E. y Díaz, G. (2003), "Importancia de la Formación Paulatina de Mecanismos en la Seguridad contra Inestabilidad Dinámica" *Memorias del XIV Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, León, Guanajuato, México.