

# Observador adaptable para el control semiactivo de estructuras civiles

Luis Alvarez y René Jiménez  
Instituto de Ingeniería  
Universidad Nacional Autónoma de México  
04510 Coyoacán DF, México

Resumen—Se presenta un esquema de control para la protección de estructuras civiles frente a daño inducido por temblores que utiliza amortiguadores magnetoreológicos como dispositivos de control. El diseño del esquema se basa en un modelo dinámico de fricción de LuGre adaptado para describir el comportamiento del amortiguador y en un observador adaptable que estima los parámetros del amortiguador y las posiciones y velocidades de los entrepisos. Se emplea el enfoque de desigualdades matriciales para diseñar el observador adaptable, mientras que el controlador para el movimiento de la estructura se desarrolla con base en técnicas de Lyapunov. La atenuación sísmica con respecto al caso de las estructuras sin control se demuestra por simulaciones numéricas.

## I. Introducción

El control semiactivo es un enfoque relativamente nuevo para la protección de estructuras civiles contra daños inducidos por sismos [1], [2], [3], [4], [5]. Un controlador semiactivo modula en tiempo real la disipación de energía de la estructura durante la ocurrencia del sismo. Según [1], [6] y [7] estas técnicas pueden alcanzar un desempeño mejor que el que alcanzan los sistemas pasivos y comparable con aquel que se obtiene con los sistemas de control activo.

Uno de los mejores candidatos como actuadores para implantar estrategias de control semiactivo son los amortiguadores magnetoreológicos (AMR) debido a su habilidad para disipar energía y a sus bajos requerimientos de energía para necesarios para su funcionamiento [8]. El comportamiento altamente no lineal de estos dispositivos representa una de las mayores dificultades durante el proceso de diseño. En [9] se presenta un modelo de fricción de Bouc-Wen para describir el comportamiento de los AMR. El modelo resultante es difícil de usar en tiempo real y tiene un número relativamente alto de parámetros

a ajustar. Estas dificultades motivaron el trabajo en [10] que introduce un modelo dinámico de fricción de LuGre modificado para describir el comportamiento de los AMR. Este modelo tiene una estructura más simple que la de [9] y sus parámetros, junto con los que definen el comportamiento de la estructura, se pueden identificar en tiempo real [11], [12].

En [13] se presentan leyes de control para proteger estructuras civiles por medio de un AMR colocado entre los cimientos y el primer piso. Para derivar estas leyes de control se asume que los parámetros de la estructura y del amortiguador son conocidos y que las aceleraciones, velocidades y desplazamientos de los entrepisos están disponibles. El estado interno del modelo dinámico de fricción de LuGre se obtiene con un observador no lineal y el diseño del controlador se basa en técnicas de Lyapunov. El análisis y los resultados de simulación muestran que estas leyes consiguen gran atenuación de los movimientos de la estructura cuando ocurre un sismo, en comparación con el caso en que no se aplica ningún control.

En este artículo, algunas de las restricciones impuestas en [13] se relajan. Ahora se supone que la mayoría de los parámetros del AMR son desconocidos y que las velocidades y desplazamientos de la estructura no se miden directamente, sino que deben inferirse a partir de mediciones de la aceleración del terreno y de los entrepisos. Se supondrá que la fuerza proporcionada por el AMR es conocida. Se diseña un observador adaptable con base en técnicas de desigualdades matriciales lineales que permite la estimación de los parámetros del amortiguador y el estado de la estructura. El diseño de la ley de control para atenuar el movimiento de la estructura se realiza por técnicas de Lyapunov y tiene la misma forma que la presentada en [13].

Los resultados que se presentan en este artículo se obtuvieron de una simulación numérica de una estructura de tres grados de libertad sujeta a excitación sísmica. Estos indican un muy buen desempeño del

Trabajo con patrocinio de CONACyT proyecto 31226U.  
Profesor y corresponsal, alvar@pumas.iingen.unam.mx.  
Estudiante de posgrado, RJimenezF@iingen.unam.mx.

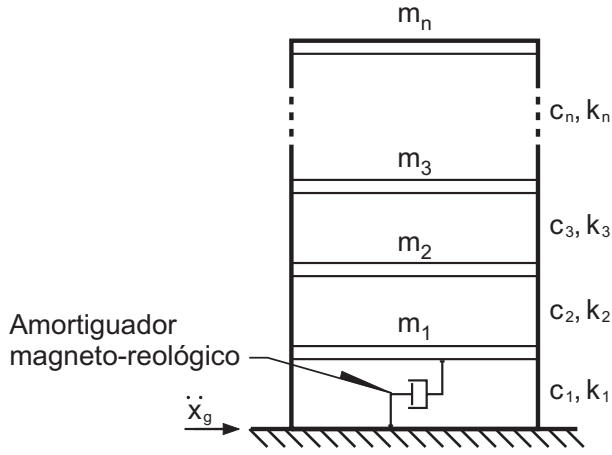


Fig. 1. Modelo de la estructura.

controlador y observador adaptable y confirman los resultados de análisis que condujeron al diseño de esquema de control.

## II. Modelo matemático

Para ilustrar el desarrollo del algoritmo de control y del observador adaptable, en este artículo se utiliza una estructura de tres grados de libertad que se mueve en un dirección. La estructura tiene un AMR colocado entre el primer entrespacio y el terreno (ver Fig. 1). El procedimiento de diseño se puede fácilmente extender a estructuras con mayor número de grados de libertad.

La ecuación diferencial que describe el movimiento de la estructura es

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + F_A + Kx = -Ml\ddot{x}_g \quad (1)$$

donde  $M$ ,  $C$  y  $K$  son las matrices de inercia, amortiguamiento y rigidez, respectivamente;  $x = [x_1, x_2, x_3]$  el vector de desplazamientos de cada entrespacio;  $l$  un vector de componentes unitarias;  $\ddot{x}_g$  la aceleración del terreno y  $F_A = [f \ 0 \ 0]^T$  la fuerza proporcionada por el AMR, la cual se modela según el modelo dinámico de fricción de LuGre modificado [14], [11]

$$\dot{z} = \sigma_1 \dot{x}_1 - \sigma_0 a_0 |\dot{x}_1| (1 + a_1 v) z \quad (2a)$$

$$f = \sigma_1 \dot{x}_1 - \frac{\sigma_0}{\sigma_1} z v - \sigma_0 a_0 |\dot{x}_1| z + \sigma_0 a_1 |\dot{x}_1| z v + \sigma_2 \dot{x}_1, \quad (2b)$$

donde  $a_0$ ,  $a_1$ ,  $\sigma_0$ ,  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$  son parámetros constantes;  $v$  es el voltaje aplicado al amortiguador;  $\dot{x}_1$  es la velocidad del primer entrespacio; y  $z$  es un estado interno de fricción. Si los parámetros  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$  se suponen conocidos, la ecuación para la fuerza se puede reescribir como

$$f = [zv/\sigma_1 \quad -|\dot{x}_1|z \quad -|\dot{x}_1|zv] \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \end{bmatrix} + (\sigma_1 + \sigma_2)\dot{x}_1 \\ = U\Theta + (\sigma_1 + \sigma_2)\dot{x}_1 \quad (3)$$

Si se define el vector de estados

$$\zeta = [x_1 \ x_2 \ x_3 \ \dot{x}_1 \ \dot{x}_2 \ \dot{x}_3 \ z] , \quad (4)$$

y se usan las Ecs. (1) y (2a-b), el sistema original se puede reorganizar como sigue

$$\dot{\zeta} = A_1\zeta + B_1\Psi(\zeta)\Theta + B_2\ddot{x}_g + B_3z, \quad (5)$$

donde las matrices del sistema son

$$A_1 = \begin{bmatrix} O_3 & I & O \\ -M^{-1}K & -M^{-1}C - \Lambda & -\Sigma \\ O^T & \sigma_1 \ 0 \ 0 & -\alpha \end{bmatrix}, \\ B_1 = \begin{bmatrix} O_3 & & & \\ -1/m_1 & 1/m_1 & 1/m_1 & \\ & O^T & & \\ & O^T & & \\ 0 & -1 & -1 & \end{bmatrix}, \\ B_2 = \begin{bmatrix} O \\ -l \\ 0 \end{bmatrix}, \quad B_3 = \begin{bmatrix} O \\ \Sigma \\ \alpha \end{bmatrix}, \quad \Psi(\zeta) = \begin{bmatrix} zv/\sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & |\dot{x}_1|z & 0 \\ 0 & 0 & |\dot{x}_1|zv \end{bmatrix}, \\ \Sigma = \begin{bmatrix} \alpha \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \Lambda = \begin{bmatrix} \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{m_1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \\ O = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad l = \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix}.$$

con  $O_3$  una matriz de  $3 \times 3$  con elementos nulos,  $I$  la matriz identidad de tercer orden y  $\alpha$  una constante arbitraria positiva que garantiza que  $A_1$  es Hurwitz.

Si se colocan acelerómetros en cada entrespacio, la ecuación de salida es

$$y = [\ddot{x} + \ddot{x}_g] = E\zeta + Df \quad (6)$$

donde

$$E = [-M^{-1}K \quad -M^{-1}C - \Lambda \quad O], \quad D = \begin{bmatrix} -1/m_1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

## III. Diseño del observador adaptable

Para llevar a cabo el diseño del observador adaptable para el sistema dinámico en las Ecs. (5)-(6) se requiere la siguiente suposición

Suposición 1:

- i. Las matrices  $A_1$ ,  $B_1$ ,  $E$  en las Ecs. (5)-(6) son conocidas.
- ii. Los parámetros  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$  en la Ec. (3) son conocidos.
- iii. La fuerza  $f$  en la Ec. (6) se puede medir.

Si se usa la suposición 1, se puede proponer el siguiente observador para el sistema dinámico en las Ecs. (5)-(6)

$$\dot{\hat{\zeta}} = A_1 \hat{\zeta} + B_1 \Psi(\hat{\zeta}) \hat{\Theta} + B_2 \ddot{x}_g + B_3 \hat{z} + L(y - \hat{y}) + B_1 g, \quad (7)$$

donde  $\hat{\zeta}$  es el estimado del estado,  $\hat{\Theta}$  estimado de los parámetros del AMR, cuya ley de adaptación se discutirá más adelante,  $\hat{z}$  es la última componente de  $\hat{\zeta}$ ,  $g$  es una función de sintonización que se definirá después y, finalmente,  $\hat{y}$  es el estimado de la salida, definido por

$$\hat{y} = E \hat{\zeta} + D f \quad (8)$$

Para probar la convergencia del observador adaptable se requiere una suposición adicional

Suposición 2:

- i. El par  $(A_1, B_1)$  es controlable y el par  $(A_1, E)$  observable.
- ii. La matriz  $\Psi(\zeta)$  en la Ec. (5) satisface  $\|\Psi(\zeta)\| < \rho_0 < \infty$ .
- iii. El vector de parámetros desconocidos  $\Theta$  es acotado, i.e.,  $\|\Theta\| \leq \rho_3 < \infty$ .
- iv. El mapeo  $w \mapsto \xi$  del sistema

$$\begin{aligned} \dot{\zeta} &= (A_1 - LE)\zeta + B_1 w \\ \xi &= E\zeta \end{aligned}$$

con  $(A_1 - LE)$  Hurwitz, es estrictamente pasivo; más aún,  $\exists \rho_1 > 0$  una constante y una matriz  $P_1 = P_1^T > 0$  tales que

$$(A_1 - LE)^T P_1 + P_1 (A_1 - LE) + (\rho_1 + \rho_2) I < 0$$

y

$$P_1 B_1 = E^T,$$

donde  $\rho_2$  satisface

$$\|E^T U_a \Theta + B_3\| < \frac{\rho_2}{2}$$

con  $U_a = \text{diag}[v \quad |\dot{x}_1| \quad |\dot{x}_1|v]$ .

Teorema 1: Bajo las suposiciones 1 y 2, existe una ley de adaptación paramétrica y una elección de función de sintonización  $g$  tales que

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \hat{\zeta} = \zeta$$

para los sistemas en las Ecs. (5)-(6) y (7)-(8); más aún la fuerza estimada  $\hat{f} \rightarrow f$  cuando  $t \rightarrow \infty$ .

Prueba: Defina las siguientes señales de error  $\tilde{\zeta} = \zeta - \hat{\zeta}$ ,  $\tilde{y} = y - \hat{y}$ ,  $\tilde{\Theta} = \Theta - \hat{\Theta}$  y  $\tilde{z} = z - \hat{z}$ , entonces la dinámica del error para  $\tilde{\zeta}$  está dada por

$$\dot{\tilde{\zeta}} = (A_1 - LE)\tilde{\zeta} + B_1 \left( \Psi(\zeta)\Theta - \Psi(\hat{\zeta})\hat{\Theta} \right) + B_3 \tilde{z} - B_1 g. \quad (9)$$

Se introduce la siguiente función candidata de Lyapunov

$$V = \frac{1}{2} \tilde{\zeta}^T P_1 \tilde{\zeta} + \frac{1}{2} \tilde{\Theta}^T \Gamma^{-1} \tilde{\Theta} \quad (10)$$

Si se toma la derivada con respecto al tiempo de la Ec. (10) y se usa la Ec. (9) se tiene

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \frac{1}{2} \tilde{\zeta}^T \left( (A_1 - LE)^T P_1 + P_1 (A_1 - LE) \right) \tilde{\zeta} \\ &\quad + 2 \tilde{\zeta}^T P_1 B_1 \left( \Psi(\zeta)\Theta - \Psi(\hat{\zeta})\hat{\Theta} \right) \\ &\quad + 2 \tilde{\zeta}^T P_1 B_3 \tilde{z} - 2 \tilde{\zeta}^T P_1 B_1 g + \tilde{\Theta}^T \Gamma^{-1} \dot{\tilde{\Theta}} \end{aligned} \quad (11)$$

Al descomponer  $\Psi(\zeta)\Theta - \Psi(\hat{\zeta})\hat{\Theta} = \Psi(\hat{\zeta})\tilde{\Theta} + (\Psi(\zeta) - \Psi(\hat{\zeta}))\Theta$  y usar la suposición 2.iv, la Ec. (11) se puede reescribir como

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \frac{1}{2} \tilde{\zeta}^T \left( (A_1 - LE)^T P_1 + P_1 (A_1 - LE) \right) \tilde{\zeta} \\ &\quad + 2 \tilde{\zeta}^T P_1 B_1 \left( \Psi(\zeta) - \Psi(\hat{\zeta}) \right) \Theta + 2 \tilde{\zeta}^T P_1 B_3 \tilde{z} \\ &\quad - 2 \tilde{\zeta}^T P_1 B_1 g + \tilde{\Theta}^T \left( 2 \Psi(\hat{\zeta}) \tilde{y} + \Gamma^{-1} \dot{\tilde{\Theta}} \right) \end{aligned} \quad (12)$$

Si se elige la ley de adaptación paramétrica

$$\dot{\tilde{\Theta}} = 2 \Gamma \Psi(\hat{\zeta}) \tilde{y} \quad (13)$$

y se descompone  $\Psi(\zeta) - \Psi(\hat{\zeta})$  como

$$\begin{aligned} \Psi(\zeta) - \Psi(\hat{\zeta}) &= U_a \tilde{z} + U_b \hat{z}_1 \dot{\hat{x}}_1 \\ &= \begin{bmatrix} v & 0 & 0 \\ 0 & |\dot{x}_1| & 0 \\ 0 & 0 & |\dot{x}_1|v \end{bmatrix} \tilde{z} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & -v \end{bmatrix} \text{sign}(\dot{\hat{x}}_1) \hat{z}_1 \dot{\hat{x}}_1 \end{aligned} \quad (14)$$

es posible reescribir la Ec. (12) como

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \frac{1}{2} \tilde{\zeta}^T \left( (A_1 - LE)^T P_1 + P_1 (A_1 - LE) \right) \tilde{\zeta} \\ &\quad + 2 \tilde{\zeta}^T \left( E^T U_a \Theta + B_3 \right) \tilde{z} \\ &\quad + 2 \tilde{\zeta}^T E^T U_b \Theta \hat{z}_1 \dot{\hat{x}}_1 - 2 \tilde{y}^T g \end{aligned} \quad (15)$$

Al usar la suposición 2, de la Ec. (15) se sigue que

$$\begin{aligned} \dot{V} &\leq \frac{1}{2} \tilde{\zeta}^T \left( (A_1 - LE)^T P_1 + P_1 (A_1 - LE) \right) \tilde{\zeta} \\ &\quad + \rho_2 \|\tilde{\zeta}\|^2 + 2 \rho_3 \|\tilde{y}\| \|\hat{z}_1\| |\dot{\hat{x}}_1| - 2 \tilde{y}^T g \\ &= \frac{1}{2} \tilde{\zeta}^T \left( (A_1 - LE)^T P_1 + P_1 (A_1 - LE) \right) \tilde{\zeta} \\ &\quad + \rho_2 \|\tilde{\zeta}\|^2 - \rho_2 \left( |\dot{\hat{x}}_1| - \frac{\rho_3}{\rho_2} \|\tilde{y}\| \|\hat{z}_1\| \right)^2 \\ &\quad + \rho_2 |\dot{\hat{x}}_1|^2 + \frac{\rho_3^2}{\rho_2} \|\tilde{y}\|^2 \|\hat{z}_1\|^2 - 2 \tilde{y}^T g \end{aligned} \quad (16)$$

Si se elige la función sintonización  $g$  como

$$g = \frac{1}{2} \frac{\rho_3^2}{\rho_2} |\hat{z}_1|^2 \tilde{\mathbf{y}} \quad (17)$$

y se usa de nuevo la suposición 2, la Ec. (16) se puede expresar como

$$\dot{V} \leq -\rho_1 \|\tilde{\zeta}\|^2 - \rho_2 \left( |\dot{\hat{x}}_1| - \frac{\rho_3}{\rho_2} \|\tilde{\mathbf{y}}\| |\hat{z}_1| \right)^2 \leq 0 \quad (18)$$

La Ec. (18) asegura que el equilibrio  $\tilde{\zeta} = 0$ ,  $\tilde{\Theta} = 0$  es estable y que  $\tilde{\zeta}$  y  $\tilde{\Theta}$  son acotados. Si se usa el Lema de Barbalat [15], es posible establecer que  $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{\zeta} = 0$ .

Para probar que  $\hat{f} \rightarrow f$  cuando  $t \rightarrow \infty$ , defina

$$\begin{aligned} \tilde{f} &= f - \hat{f} = U\Theta - \hat{U}\hat{\Theta} + (\sigma_1 + \sigma_2)\dot{\hat{x}}_1 \\ &= \tilde{U}\Theta + \hat{U}\tilde{\Theta} + (\sigma_1 + \sigma_2)\dot{\hat{x}}_1 \end{aligned} \quad (19)$$

De  $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{\zeta} = 0$  se sigue que  $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{f} = \hat{U}\tilde{\Theta}$ .

Si se usa la Ec. (9) de la dinámica del error de  $\tilde{\zeta}$  y se toma en cuenta que a) La suposición 2iii implica que  $\Theta$  está acotado y b) que  $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{\zeta} = 0 \Rightarrow \lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{\mathbf{y}} = 0$  y por tanto  $\lim_{t \rightarrow \infty} g = 0$ , según la selección de  $g$  en la Ec. (17), se sigue que  $\tilde{\zeta}$  está acotado. De estos hechos y de la descomposición de  $\Psi(\zeta)\Theta - \Psi(\hat{\zeta})\hat{\Theta}$ , se concluye que también  $\tilde{\zeta}$  está acotado. Esto prueba que  $\tilde{\zeta}$  es uniformemente continua y si se usa el Lema de Barbalat de nueva cuenta, se puede mostrar que  $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{\zeta} = 0$ .

Al usar  $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{\zeta} = 0$  in Eq. (9) y la descomposición de  $\Psi(\zeta)\Theta - \Psi(\hat{\zeta})\hat{\Theta}$ , se sigue que

$$\lim_{t \rightarrow \infty} B_1 \Psi(\hat{\zeta}) \tilde{\Theta} = 0 \quad (20)$$

Por la Ec. (3), la cuarta fila de  $B_1 \Psi(\hat{\zeta})$  se puede escribir como  $\frac{1}{m_1} \hat{U}$  y por tanto se concluye que

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{m_1} \tilde{f} = \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{m_1} \hat{U} \tilde{\Theta} = 0. \quad (21)$$

Como es normalmente el caso, solo si  $\hat{U}$  excita persistentemente se consigue que  $\tilde{\Theta} = 0$ . ■

El teorema 1 está inspirado en los resultados presentados en [16]. Se puede probar directamente que las suposiciones 2i  $\rightarrow$  iii se cumplen. Para probar la suposición 2iv se puede usar un paquete para resolver desigualdades matriciales lineales, como el que se describe en [17], que permite encontrar la factibilidad de una matriz de observación  $L$  dada.

#### IV. Algoritmos de reducción de respuesta sísmica

El propósito de los algoritmos de control semiactivo es reducir la respuesta dinámica de estructuras civiles sujetas a excitación sísmica. Se supone que la estructura se ha construido según normas de tal forma que, bajo excitación sísmica de diseño, sus desplazamientos están por abajo del límite de seguridad. Al añadir control a la estructura se consigue reducir la magnitud de estos desplazamientos. El objetivo del sistema de control es entonces mantener el estado del sistema tan cerca como sea posible del punto de equilibrio  $\zeta = 0$ .

Para ilustrar el desempeño del observador adaptable diseñado en la sección previa, se utiliza una de las leyes de control presentadas en [13]. Para este propósito el sistema en las Ecs. (5)-(6) se reescribe como

$$\dot{\hat{\zeta}} = A_1 \hat{\zeta} + B_2 \ddot{x}_g + C_1 \hat{z} + C_2 \hat{z}v, \quad (22)$$

donde

$$C_1 = \begin{bmatrix} O \\ \frac{1}{m_1} \hat{\theta}_2 |\dot{\hat{x}}_1| \\ 0 \\ 0 \\ -\hat{\theta}_2 |\dot{\hat{x}}_1| + \alpha \end{bmatrix}, C_2 = \begin{bmatrix} O \\ \frac{\hat{\theta}_1}{\sigma_1 m_1} + \frac{\hat{\theta}_3}{m_1} |\dot{\hat{x}}_1| \\ 0 \\ 0 \\ -\hat{\theta}_2 |\dot{\hat{x}}_1| \end{bmatrix},$$

El voltaje en el AMR,  $v \in [0, \bar{v}]$ , que es la señal de control empleada en este caso, se elige de acuerdo a

$$v = \text{sat}(\gamma_1 \hat{\zeta}^T P_2 C_2 \hat{z}), \quad \gamma_1 > 0, \quad (23)$$

donde

$$\text{sat}(y) = \begin{cases} 0, & \text{if } y \geq 0; \\ |y|, & \text{if } -\bar{v} < y < 0; \\ \bar{v}, & \text{if } y \leq -\bar{v}. \end{cases} \quad (24)$$

En la Ec. (23), la matriz  $P_2$  es una solución de la ecuación de Lyapunov  $[P_2 A_1 + A_1^T P_2] = -Q_2$ ;  $Q_2 = Q_2^T > 0$ . La prueba de la estabilidad para esta ley de control se puede encontrar en [13].

#### V. Resultados de simulación

El observador adaptable y la ley de control en la Ec. (23) se probaron con una simulación numérica de una estructura de tres grados de libertad excitada con la componente N-S del temblor de El Centro (vea Fig. 2). Los parámetros para la estructura se obtuvieron de [2] y los del AMR de [11]. Ambos se

muestran a continuación y en la tabla I

$$M = \begin{bmatrix} 98.3 & 0 & 0 \\ 0 & 98.3 & 0 \\ 0 & 0 & 98.3 \end{bmatrix} \text{ kg ,}$$

$$C = \begin{bmatrix} 175 & -50 & 0 \\ -50 & 100 & -50 \\ 0 & -50 & 50 \end{bmatrix} \frac{N \cdot s}{m} ,$$

$$K = 10^5 \begin{bmatrix} 12 & -6.84 & 0 \\ -6.84 & 13.7 & -6.84 \\ 0 & -6.84 & 6.84 \end{bmatrix} \frac{N \cdot s^2}{m}$$

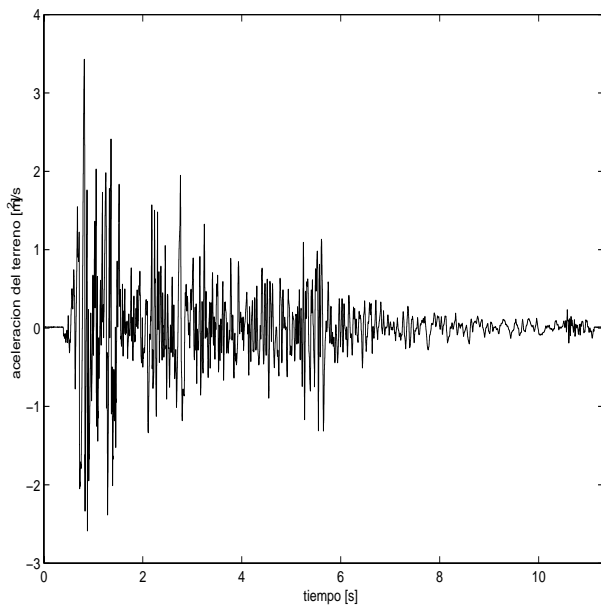


Fig. 2. Componente N-S del tembro de El Centro.

TABLA I  
Parámetros para el AMR.

Parámetro	valor
$\sigma_0$	1.059e6
$\sigma_1$	5700
$\sigma_2$	2300
$a_0$	.0030
$a_1$	-0.1444

La Fig. 3 muestra la reducción en el desplazamiento del tercer entrepiso. Como se puede apreciar, el uso de la ley de control y el observador adaptable proporciona excelentes resultados. Las Figs. 4 y 5 muestran la evolución de la norma del error de estimación del estado y del error de estimación de la fuerza, respectivamente. Finalmente, la tabla II muestra la reducciones relativas alcanzadas con la ley de control para los desplazamientos, velocidades y aceleraciones de los tres entrepisos, comparadas con el caso sin control.

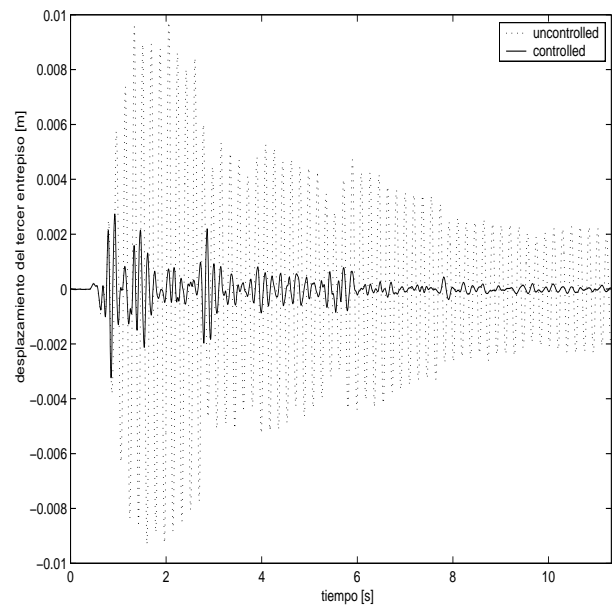


Fig. 3. Desplazamiento del tercer entrepiso usando la ley de control y el observador adaptable.

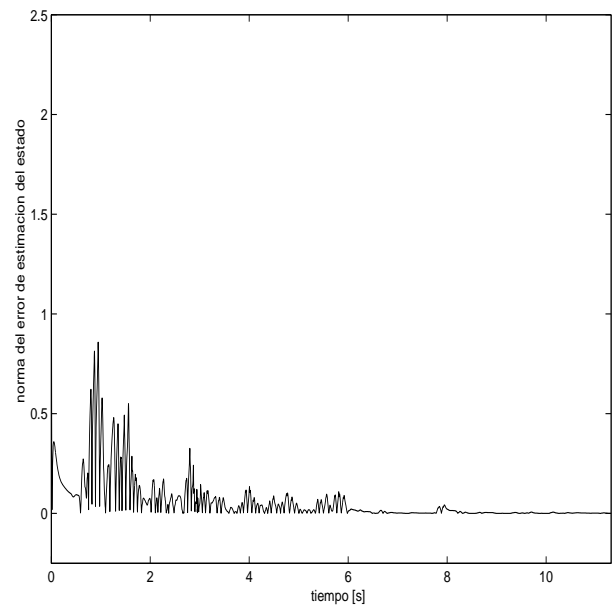


Fig. 4. Evolución de la norma del error de estimación del estado.

## VI. Conclusiones

Se presentó una estrategia de control semiactivo para atenuar la respuesta sísmica de estructuras civiles excitadas por sismos. Se diseñó un observador adaptable para estimar los parámetros más importantes del amortiguador magnetoreológico y las velocidades y desplazamientos de los entrepisos. Se utilizaron como mediciones las aceleraciones de los entrepisos y el terreno, así como la fuerza proporcionada por el amortiguador. Se probó la con-

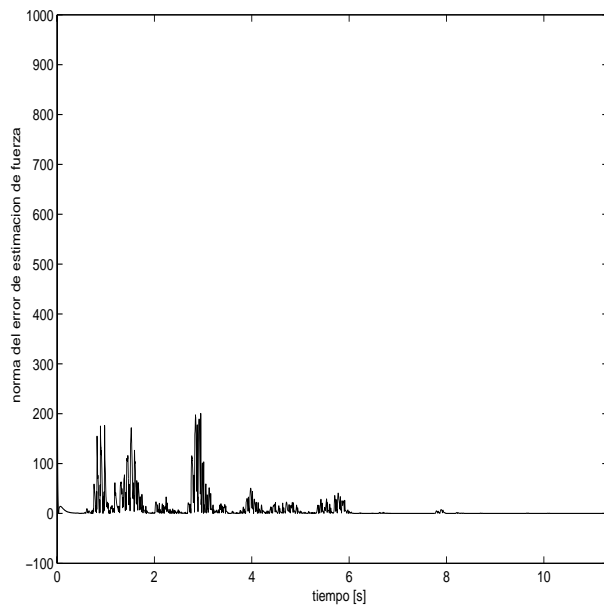


Fig. 5. Evolución de la norma del error de estimación de la fuerza.

TABLA II

Comparación entre la respuesta libre o sin control y el uso de la ley de control y observador adaptable.

	entrepiso	respuesta libre	con control
$x$ [%]	1	100	13.05
	2	100	26.21
	3	100	33.25
$d$ [%]	1	100	13.05
	2	100	53.17
	3	100	52.85
$a$ [%]	1	100	69.81
	2	100	62.69
	3	100	48.87

vergencia del observador adaptable usando técnicas de Lyapunov y desigualdades matriciales lineales. La ley de control empleada se basó en trabajos previos. Los resultados de las simulaciones numéricas muestran que la ley de control y el observador adaptable consiguen reducciones muy significativas de los desplazamientos de la estructura sujeta a excitación sísmica, cuando se los compara con el caso sin control. Actualmente se realiza trabajo para integrar la estimación de todos los parámetros de la estructura con el observador del estado.

### Referencias

[1] S.J. Dyke, B.F. Spencer, M.K. Sain, and J.D. Carlson. Modelling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction. *Smart Materials and Structures*, 5(5):565–575, 1996.

[2] S.J. Dyke, B.F. Spencer, M.K. Sain, and J.D. Carlson. Seismic response reduction using magnetorheological dampers. In *Proceedings of the 1996 IFAC World Congress*, San Francisco, volume L, pages 145–150, 1996.

[3] B.F. Spencer and M.K. Sain. Controlling buildings: a new frontier in feedback. *IEEE Control Systems Magazine*, 17(6):19–35, 1997. Special issue on emerging technologies.

[4] J.C. Ramallo, E.A. Jonhson, B.F. Spencer, and M.K. Sain. Semiactive building base isolation. In *Proceedings of the American Control Conference*, San Diego, California, pages 515–519, 1999.

[5] S. Nagarajaiah, S. Sahasrabudhe, and R. Iyer. Seismic response of sliding isolated bridges with mr dampers. In *Proceedings of the American Control Conference*, Chicago, Illinois, pages 4437–4441, 2000.

[6] B.F. Spencer, J.D. Cralson, M.K. Sain, and G. Yang. On the current status of magnetorheological dampers: Seismic protection of full-scale structures. In *Proceedings of the American Control Conference*, pages 458–462, 1997.

[7] S.J. Dyke, B.F. Spencer, M.K. Sain, and J.D. Carlson. An experimental study of MR dampers for seismic protection. *Smart Materials and Structures*, 7:693–703, 1998. Special Issue on Large Civil Structures.

[8] J.D. Carlson, D.M. Catanzarite, and K.A. St. Clair. Commercial magneto-rheological fluid devices. *International Journal of Modern Physics*, 10(23,24):2857–2865, 1996.

[9] B.F. Spencer, S.J. Dyke, M.K. Sain, and J.D. Carlson. Phenomenological model of a magnetorheological damper. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 123(3):230–238, 1997.

[10] L. Álvarez and R. Jiménez. Real-time identification of magneto-rheological dampers. In *Proceedings of the 2002 IFAC World Congress*, volume L, 2002.

[11] René Jiménez. Control semiactivo de estructuras civiles utilizando amortiguadores magnetoreológicos, 2002. Tesis de Maestría, Posgrado de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México.

[12] R. Jiménez and L. Álvarez. Real-time identification of structures with magneto-rheological dampers. In *Proceedings of the 2002 Conference on Decision and Control*, pages 1017–1022, 2002.

[13] L. Álvarez and R. Jiménez. Semi-active control of civil structures using magnetorheological dampers. In *Proceedings of the 2003 American Control Conference*, pages 1428–1433, 2003.

[14] C. Canudas, H. Olsson, K. J. Åstrom, and P. Lischinsky. A new model for control of systems with friction. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 40(3):419–425, 1995.

[15] H. K. Khalil. *Nonlinear Systems*. Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, 2nd edition, 1996.

[16] J. Yi, L. Álvarez, X. Claeys, and R. Horowitz. Emergency braking control with and observer-based dynamic tire/road friction model and wheel angular velocity measurement. Accepted for publication in *Vehicle System Dynamics*, 2003.

[17] L. El Ghaoui, R. Nikoukhah, and F. Delebecque. LMI-TOOL a package for LMI optimization. In *Proceedings of the 34th IEEE Conference on Decision and Control*, 1995.