

EQUIVALENCIA ENTRE SISTEMAS DE CONTROL DE VIBRACIONES PASIVOS Y SEMIACTIVOS

Hernán Garrido^{a,b}, Oscar Curadelli^a, and Daniel Ambrosini^a

^aFacultad de ingeniería, Universidad Nacional de Cuyo, CONICET, Mendoza, Argentina,

^bcarloshernangarrido@yahoo.com.ar

Palabras clave: Control de Vibraciones, Control Estructural, Control Semiactivo, Equivalencia, Identificación de Sistemas, Estimación de Parámetros.

Resumen. Un prometedor enfoque para el control de vibraciones en estructuras es el Control Semiactivo (CSA). Éste consiste en instalar, en la estructura vibrante, dispositivos disipadores de energía, con parámetros que pueden variar dentro de un intervalo. Un controlador conectado a sensores apropiados decide cómo ajustar los parámetros variables de estos dispositivos en cada instante de tiempo, de acuerdo a una estrategia de control previamente definida. Por las características intrínsecas del CSA, el sistema dinámico completo (estructura, sensores, controlador y dispositivos semiactivos) resulta ser fuertemente no lineal. Por esta razón, la evaluación del desempeño de los sistemas de CSA se realiza normalmente por simulaciones numéricas o ensayos experimentales a través de índices basados en las respuestas pico y/o cuadrático medias de la estructura. En este trabajo se propone utilizar una técnica de identificación de sistemas para estimar, por mínimos cuadrados, parámetros equivalentes que permiten aproximar el comportamiento del sistema no lineal. Dichos parámetros equivalentes se admiten con propiedades constantes a lo largo del tiempo y con una topología adecuadamente seleccionada, constituyendo así un sistema pasivo de control de vibraciones lineal, o no lineal, equivalente al sistema de CSA. De esta propuesta surge un nuevo enfoque para el diseño óptimo de los CSA, que usualmente se realiza por prueba-y-error. La metodología propuesta se muestra a través de dos ejemplos.

1 INTRODUCCIÓN

Un prometedor enfoque para el control de vibraciones en estructuras es el Control Semiactivo (CSA). Éste consiste en instalar, en la estructura vibrante, amortiguadores con parámetros que pueden variar dentro de cierto rango. Un controlador conectado a sensores apropiados decide cómo ajustar los parámetros variables de estos dispositivos en cada instante de tiempo, de acuerdo a una estrategia de control previamente definida.

Desde la primera propuesta de CSA (Karnopp, Crosby, & Harwood, 1974), muchos trabajos se han publicado al respecto. El libro de Casciati et al. (2006) da una perspectiva bastante amplia sobre el tema. Una revisión sobre estudios experimentales de sistemas de CSA puede consultarse en (Symans, 1999).

Por las características intrínsecas del CSA, el sistema dinámico completo (estructura, sensores, controlador y dispositivos semiactivos) resulta ser fuertemente no lineal, en principio debido a que las leyes de control son no lineales. Por esta razón, la evaluación del desempeño de los sistemas de CSA se realiza usualmente por simulaciones numéricas o ensayos experimentales a través de índices basados en las respuestas cuadrático medias y/o pico de la estructura.

En el presente trabajo se propone plantear topologías equivalentes que, bajo condiciones de trabajo dadas, puedan aproximar el comportamiento del sistema de CSA.

Este abordaje no es nuevo. Incluso Karnopp et al. (1974) explicó el funcionamiento del CSA a partir de la consideración de un amortiguador ficticio conectado entre la estructura y un marco de referencia no acelerado. Dicha topología se planteó a partir del nombre (y lógica) de la ley de control empleada (*Skyhook*, “gancho al cielo”). El mismo concepto lo aplicaron Casciati et al. (2006) para explicar el funcionamiento una ley de control análoga llamada *Groundhook* o “gancho a tierra”.

Este trabajo se presenta una metodología que aporta:

- 1) La posibilidad de estimar cuantitativamente el o los parámetros de elementos ficticios que aproximan el comportamiento del sistema de CSA; y
- 2) La posibilidad de proponer varias topologías hipotéticas, en este trabajo llamadas “equivalencias”, para explicar el funcionamiento del sistema de CSA; cuantificando la validez de cada una de ellas, a partir del error cometido en dicha estimación.

La metodología propuesta se aplica a dos ejemplos. 1) La búsqueda de sistemas equivalentes pasivos, *equivalencias semiactivo-pasivo*; y 2) la búsqueda de sistemas equivalentes esencialmente semiactivos, *equivalencias semiactivo-semiactivo*.

Es importante resaltar que la comparación del o los parámetros de una equivalencia pasiva constituye un enfoque alternativo para la evaluación de la efectividad de los sistemas de CSA. Por ejemplo, al comparar varias estrategias de control, en lugar de utilizar índices de reducción de respuesta como en el trabajo de Jansen y Dyke (2000), se pueden comparar los tipos (viscoso, friccional, etc.) y capacidades de amortiguamiento ficticio “agregado” a la estructura, en cada caso.

Por otra parte, encontrar equivalencias que esencialmente también sean sistemas de CSA abre la posibilidad a diseñar sistemas complejos de CSA a partir de diseños previos de sistemas de control semiactivos más simples. Por ejemplo, se puede diseñar por prueba y error un sistema con amortiguamiento viscoso lineal variable y luego encontrar, a partir de la metodología propuesta, un sistema de CSA equivalente que use fricción variable. Otra aplicación de esta metodología es la extensión de las técnicas de evaluación de salud estructural (Sirca & Adeli, 2012) a estructuras con CSA.

Una ventaja muy importante de la metodología propuesta es que, a pesar de trabajar con

sistemas no lineales, se basa en el cómputo de una simple regresión lineal. Por lo tanto constituye un método directo y no requiere de iteraciones con (computacionalmente) costosas evaluaciones de una función objetivo.

2 METODOLOGÍA GENERAL

En esta sección se resume el método para la estimación directa de parámetros de estructuras lineales y no lineales propuesto por Mohammad et al. (1992), y se plantean pequeñas adaptaciones que le dan más generalidad de aplicación. Luego se explica su aplicación a estructuras con control semiactivo; la cual se basa en propuestas de topologías y funciones hipotéticas que definen las “equivalencias”. Por último, se plantean criterios cuantitativos para juzgar la validez de cada una de esas equivalencias propuestas.

2.1 Identificación directa de parámetros en sistemas no lineales

Tanto en el trabajo de Mohammad et al. (1992), como en el presente, se utiliza el enfoque de “caja gris” (como contraparte de “caja negra” y “caja blanca”) (Giró, Matusevich, & Ritta, 2012). Es decir, se supone conocida la topología del sistema, incluso se suponen conocidas las clases de no linealidades presentes en él. Con esto, la identificación se reduce simplemente a la estimación de algunos parámetros constantes. También se suponen conocidos todos los registros de desplazamiento x , velocidad \dot{x} y aceleración \ddot{x} de todos los GDL del sistema a identificar. Esta última suposición no representa ningún problema en el presente trabajo, ya que se parte de simulaciones numéricas y no de mediciones experimentales.

Una estructura mecánica general se puede discretizar en un número finito de masas concentradas con N grados de libertad (GDLs). Los GDLs se conectan mediante enlaces de fuerzas, las cuales pueden ser lineales y/o no lineales, elásticas (F_{kpij}) y/o disipativas (F_{cpij}). A cada GDL también se le puede aplicar una fuerza de excitación externa (F_{eii}). Los subíndices k , c y e denotan fuerza: elástica, disipativa y externa, respectivamente; mientras que i y j denotan GDL propio y GDL con el que existe enlace, respectivamente. El subíndice p permite la coexistencia de P acoplamientos de la misma naturaleza (elástico o disipativo), con distinta clase de no linealidad (por ejemplo, fricción seca y amortiguamiento viscoso lineal en paralelo).

Por cada GDL i se puede escribir una ecuación de movimiento, que balancea las fuerzas mencionadas, de la siguiente manera (Mohammad et al., 1992):

$$m_{ii0}\ddot{x}_i + \sum_{p=1,P} \sum_{j=1,N} (F_{kpij} + F_{cpij}) = F_{eii}, \quad (1)$$

donde las fuerzas de enlace entre GDLs móviles (acoplamientos cruzados) deben poder escribirse como:

$$\begin{aligned} F_{kpij} &= k_{pij0} f_{kpij}(x_i - x_j), \forall p, j \neq i, \\ F_{cpij} &= c_{pij0} f_{cpij}(\dot{x}_i - \dot{x}_j), \forall p, j \neq i, \end{aligned} \quad (2)$$

y las fuerzas de enlace entre los GDLs y el marco de referencia, como

$$\begin{aligned} F_{kpii} &= k_{pii0} f_{kpii}(x_i), \\ F_{pcii} &= c_{pii0} f_{pcii}(\dot{x}_i). \end{aligned} \quad (3)$$

Las funciones $f_{kpij}(\bullet)$ y $f_{cpij}(\bullet)$ son en general no lineales. Sin embargo, al considerar

todos los parámetros m_{ij0} , c_{ij0} y k_{ij0} como coeficientes constantes (el subíndice 0 indica desconocido), y conociendo la historia en el tiempo de todas las variables x_i , \dot{x}_i , \ddot{x}_i y F_{eii} , la ecuación (1) resulta ser una combinación lineal de funciones, conocidas para cada instante de tiempo. Por lo tanto, mediante una regresión lineal de mínimos cuadrados se pueden estimar directamente (sin métodos iterativos) todos los parámetros m_{ij0} , c_{ij0} y k_{ij0} de una estructura no lineal (de a un GDL por vez, y suponiendo que la rigidez y el amortiguamiento son ambos simétricos). Esta es la clave del trabajo de Mohammad et al. (1992). La formulación de la regresión lineal por mínimos cuadrados para la ecuación de movimiento con la forma (1) puede encontrarse en el trabajo referenciado.

Cabe aclarar en este punto que la estimación es válida en el GDL i , y que la estimación de los parámetros correspondientes a enlaces comunes, a partir de los datos en el tiempo de otros GDL, no necesariamente devolverán los mismos valores para los mismos parámetros (a menos que la equivalencia y el sistema original tengan exactamente la misma topología y clases de enlaces). Por lo tanto, el GDL a partir del cual se realiza la estimación debe seleccionarse cuidadosamente para cada problema en particular.

En el presente trabajo se adapta la formulación anterior de manera de poder incorporar no linealidades típicas de los sistemas de CSA (por ejemplo, las propias de la ley de control). Además, se admite la posibilidad de que ciertos parámetros del sistema se puedan considerar conocidos. Con esto último se reducen los errores de estimación producto de plantear equivalencias con topologías diferentes a la del sistema original.

Específicamente, en este trabajo se propone la siguiente ecuación de movimiento generalizada para cada GDL i :

$$\sum_{p=1, P} F_{pi} = F_{eii} + \sum_{q=1, Q} F_{qi}, \quad (4)$$

donde las F_{qi} son Q fuerzas con dependencia (lineal o no lineal, pero conocida) de todas las variables desplazamiento, velocidad y aceleración. La fuerza de excitación externa F_{eii} también se considera conocida (como en la formulación original). Y finalmente, F_{pi} son P fuerzas desconocidas pero que deben poder escribirse de la siguiente manera:

$$F_{pi} = \gamma_{pi0} f_{pi}(\mathbf{x}), \forall p = 1, P, \quad (5)$$

donde $f_{pi}(\bullet)$ son P funciones escalares linealmente independientes, lineales o no lineales, y conocidas; \mathbf{x} es el vector de registros de las variables: desplazamiento, velocidad y aceleración, en un tiempo t dado, es decir:

$$\mathbf{x}(t) = [x_1(t), \dots, x_i(t), \dots, x_N(t), \dot{x}_1(t), \dots, \dot{x}_i(t), \dots, \dot{x}_N(t), \ddot{x}_1(t), \dots, \ddot{x}_i(t), \dots, \ddot{x}_N(t)]_{1 \times 3N}; \quad (6)$$

y γ_{pi0} son los coeficientes a estimar.

Note que la ecuación (1) es un caso particular de la ecuación (4), la cual puede representar cualquier sistema mecánico (en uno de sus GDLs), además provisto de un sistema control. La única condición es que las no linealidades (de la ley control, de la estructura, y de los amortiguadores) se puedan expresar como combinación lineal de funciones base (lineales o no lineales) conocidas. La propuesta de las equivalencias, se ejecuta con la elección de estas funciones.

A continuación se detalla una formulación para la regresión lineal de los P parámetros γ_{pi0} . Considere que se conocen los registros temporales de: las $3N$ variables de

desplazamiento, velocidad, aceleración, y de la fuerza externa sobre el GDL i , para M instantes de tiempo, con una discretización temporal Δt . En tal caso, se puede plantear el siguiente sistema de ecuaciones lineales sobredeterminado (por ser $M > P$):

$$\mathbf{A}_{M \times P} \mathbf{\Gamma}_{P \times 1} = \mathbf{B}_{M \times 1}, \quad (7)$$

en el cual

$$\mathbf{A}_{M \times P} = \begin{bmatrix} \mathbf{a}_1 \\ \vdots \\ \mathbf{a}_m \\ \vdots \\ \mathbf{a}_M \end{bmatrix}, \mathbf{\Gamma}_{P \times 1} = \begin{bmatrix} \gamma_{li0} \\ \vdots \\ \gamma_{pi0} \\ \vdots \\ \gamma_{Pi0} \end{bmatrix}, \mathbf{B}_{M \times 1} = \begin{bmatrix} b_1 \\ \vdots \\ b_m \\ \vdots \\ b_M \end{bmatrix}, \quad (8)$$

siendo: \mathbf{a}_m vectores fila de la forma:

$$\mathbf{a}_m = [f_{\gamma_{li}}(\mathbf{x}(m\Delta t)) \quad \cdots \quad f_{\gamma_{pi}}(\mathbf{x}(m\Delta t)) \quad \cdots \quad f_{\gamma_{Pi}}(\mathbf{x}(m\Delta t))], \forall m = 1, M; \quad (9)$$

y b_m escalares de la forma:

$$b_m = F_{ei}(m\Delta t) + \sum_{q=1, Q} F_{qi}(m\Delta t), \forall m = 1, M. \quad (10)$$

El sistema de ecuaciones (7) en general no tiene solución exacta, sin embargo sí tiene solución en el sentido de mínimos cuadrados, la cual está dada por:

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{A}^+ \mathbf{B}, \quad (11)$$

donde el superíndice + indica pseudo-inversa de Moore-Penrose (por izquierda), la cual puede ser calculada mediante la fórmula:

$$\mathbf{A}^+ = (\mathbf{A}^T \mathbf{A})^{-1} \mathbf{A}^T, \quad (12)$$

o más eficientemente, utilizando una descomposición en valores singulares, como se detalla en el trabajo de Mohammad et al. (1992).

Note que la existencia de $(\mathbf{A}^T \mathbf{A})^{-1}$ requiere que las columnas de \mathbf{A} sean linealmente independientes, lo cual está garantizado por la condición de que el conjunto de las $f_{\gamma_{pi}}(\bullet)$ sea linealmente independiente.

Los coeficientes de $\mathbf{\Gamma}$ obtenidos a partir de la ecuación (11) son los que minimizan la norma cuadrática del error $e(t)$, el cual se define como

$$e(m\Delta t) = \mathbf{a}_m \mathbf{\Gamma} - b_m, \forall m = 1, M, \quad (13)$$

siendo su norma cuadrática

$$\|e(t)\|_2 = \sqrt{\sum_{m=1, M} |e(m\Delta t)|^2}. \quad (14)$$

Ya que b_m es la suma de las fuerzas (actuantes sobre el GDL i) conocidas a partir de la simulación numérica, en adelante se lo llama “fuerza simulada”. De manera análoga, como $\mathbf{a}_m \mathbf{\Gamma}$ es la suma de las fuerzas (también actuantes sobre el GDL i) calculadas a partir de los

parámetros estimados γ_{pi0} , en adelante se la llama “fuerza estimada”.

2.2 Definición de las equivalencias

El planteo de las equivalencias, que hipotéticamente describen el funcionamiento del sistema de CSA, se hace bajo las siguientes premisas:

1) El GDL i , para el cual se plantea la ecuación de movimiento (4), es el GDL que más interesa ser controlado en la estructura.

2) La fuerza de excitación externa $F_{eii}(t)$ y el registro de desplazamientos, velocidades y aceleraciones de todos los GDL, $\mathbf{x}(t)$, se extraen de una simulación numérica del sistema de CSA original.

3) Todos los enlaces de fuerzas, lineales y/o no lineales, elásticos y/o inerciales y/o disipativos, que representan la estructura a controlar se consideran conocidos, por lo tanto se agrupan en las F_{qi} . Note que, en la formulación (4), la masa asociada al GDL i se puede representar como un enlace de fuerza (lineal con la aceleración) entre el marco de referencia y el GDL i .

4) La equivalencia se define a través de las P funciones escalares, $f_{pi}(\bullet)$, que representan los elementos ficticios que concurren al GDL i . Las variables de las cuales dependa cada función definen la topología, y la clase de su no linealidad define el tipo de elemento ficticio.

Una vez computada la regresión lineal mediante (11), se tienen las estimaciones cuantitativas:

1) del o los elementos ficticios que explican el funcionamiento del sistema de control, a partir de los parámetros γ_{pi0} estimados; y

2) de la validez de la equivalencia propuesta para explicar el funcionamiento del sistema de control, a partir de la norma del error $\|e(t)\|_2$.

En la siguiente subsección se describen con detalle los criterios para la evaluación de la validez de la estimación.

2.3 Evaluación de la estimación

En esta sección se definen dos tipos de índices: los que indican la efectividad del sistema de control en la reducción de la respuesta estructural (J_{r-}), y los que indican el error cometido por la equivalencia (J_{e-}).

El estimador natural de la bondad del ajuste obtenido por una regresión es la norma cuadrática del error minimizado, en este caso $\|e(t)\|_2$. Con base en esto se define el siguiente índice normalizado:

$$J_{e-E} = \sqrt{\frac{\sum_{m=1,M} |a_m \Gamma - b_m|^2}{\sum_{m=1,M} |b_m|^2}}. \quad (15)$$

Debe destacarse que el valor numérico absoluto que puede tomar el índice J_{e-E} depende en gran medida de la estructura del error. Y a su vez ésta depende no solo de la topología propuesta, sino también del sistema de control al que se le pretende encontrar una

equivalencia. Por lo tanto, el índice J_{e-E} sólo debe ser utilizado para comparar distintos ajustes (correspondientes a distintos sistemas equivalentes) del mismo sistema original.

Por otra parte, el índice J_{e-E} puede no reflejar directamente el error cometido en términos de otros índices de desempeño más clásicos, como los definidos en Jansen y Dyke (2000). Por esta razón, en este trabajo también se estudian algunos de esos índices de desempeño clásicos, para evaluar tanto el sistema de control original como las equivalencias. Estos son: el índice de reducción de los desplazamientos pico

$$J_{r\text{-peak}} = \frac{\max_{m=1, M} |x_{s-c}(m\Delta t)|}{\max_{m=1, M} |x_{s-nc}(m\Delta t)|}, \quad (16)$$

y el índice de reducción de los desplazamientos cuadrático medios

$$J_{r\text{-rms}} = \sqrt{\frac{\sum_{m=1, M} |x_{s-c}(m\Delta t)|^2}{\sum_{m=1, M} |x_{s-nc}(m\Delta t)|^2}}. \quad (17)$$

En las ecuaciones (16) y (17), x_{s-nc} es la respuesta en desplazamientos del GDL de interés en la estructura no controlada; y x_{s-c} es la correspondiente en la estructura controlada. Ambos registros se toman de las simulaciones numéricas que correspondan.

El par de índices $J_{r\text{-peak}}$ y $J_{r\text{-rms}}$ toma los nombres: $J_{r\text{-peak-P}}$ y $J_{r\text{-rms-P}}$, en el caso de estudiarse control pasivo (CP); $J_{r\text{-peak-SA}}$ y $J_{r\text{-rms-SA}}$, en el caso de estudiarse el sistema de CSA original; y $J_{r\text{-peak-SAE}}$ y $J_{r\text{-rms-SAE}}$, en el caso de estudiarse la estructura controlada por una topología equivalente propuesta. Note que la evaluación de cualquiera de estos pares de índices, en general, requiere una simulación numérica del modelo con el sistema de control que corresponda (salvo excepciones como el caso de $J_{r\text{-rms-P}}$, que tiene solución analítica si todos los elementos son lineales y la excitación es estocástica y estacionaria (Martínez, Curadelli, & Compagnoni, 2012)).

A partir de los índices de desempeño arriba definidos, se proponen los siguientes indicadores de la validez de las topologías propuestas:

$$J_{e\text{-peak}} = \frac{J_{r\text{-peak-SAE}} - J_{r\text{-peak-SA}}}{J_{r\text{-peak-SA}}}, \quad (18)$$

que indica la bondad de la equivalencia en términos de la reproducción de las reducciones de los picos de la respuesta; y

$$J_{e\text{-rms}} = \frac{J_{r\text{-rms-SAE}} - J_{r\text{-rms-SA}}}{J_{r\text{-rms-SA}}}, \quad (19)$$

que indica la bondad de la equivalencia en términos de la reproducción de las reducciones de los valores cuadrático medios de la respuesta.

3 EJEMPLO DE SISTEMA DE CONTROL SEMIACTIVO

La metodología propuesta se muestra a través de un ejemplo simple de sistema de CSA aplicado a una estructura lineal y de un solo GDL, controlada por un amortiguador sintonizado de masa semiactivo (*Semi-active Tuned Mass Damper*, STMD); ver la figura 1. Los detalles de la formulación del modelo dinámico de este tipo de sistemas se puede encontrar en (Pinkaw, 2001), (Garrido, Curadelli, & Ambrosini, 2012), (Koo, 2003), (Koo, Shukla, & Ahmadian, 2008). Para el caso particular estudiado en este trabajo, la ecuación matricial de movimiento de todo el sistema es:

$$\begin{bmatrix} m_s & 0 \\ 0 & m_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_s \\ \ddot{x}_T \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_s + c_{Tv} & -c_{Tv} \\ -c_{Tv} & c_{Tv} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_s \\ \dot{x}_T \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_s + k_T & -k_T \\ -k_T & k_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_s \\ x_T \end{bmatrix} = -\ddot{x}_g \begin{bmatrix} m_s & 0 \\ 0 & m_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \end{bmatrix}, \quad (20)$$

donde k_s , c_s y m_s son la rigidez, el coeficiente de amortiguamiento y la masa propios de la estructura a controlar; k_T y m_T son la rigidez y la masa auxiliar de un amortiguador de masa sintonizado (*Tuned Mass Damper*, TMD) (Den Hartog, 1985). El coeficiente de amortiguamiento de dicho dispositivo se simboliza con c_{Tv} . Si c_{Tv} es constante (igual a c_T), el control es pasivo (TMD). Si por el contrario, c_{Tv} es variable dentro de un intervalo $[c_{T\min}, c_{T\max}]$, de acuerdo a una ley de control dada, entonces el control es semiactivo (STMD). Las variables x_s y x_T son los desplazamientos de la estructura y del TMD/STMD, respecto del soporte de la estructura. Dicho soporte está sometido a una aceleración \ddot{x}_g (variable en el tiempo) que genera las fuerzas de excitación.

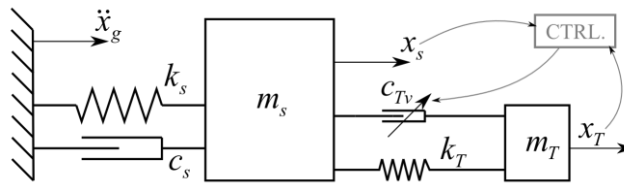


Figura 1: Modelo de estructura de un solo grado de libertad con STMD

En el presente trabajo se utiliza la ley de control “*Groundhook* continua basada en desplazamientos”, la cual establece que (Koo et al., 2008):

$$c_{Tv} = \text{sat} \left(\frac{G_x x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T}, c_{T\min}, c_{T\max} \right) \forall \dot{x}_s - \dot{x}_T \neq 0, \quad (21)$$

donde $\text{sat}(\bullet)$ es una función de saturación definida de la siguiente manera:

$$\text{sat}(\tau, \tau_{\min}, \tau_{\max}) = \begin{cases} \tau_{\min} & \forall \tau < \tau_{\min} \\ \tau & \forall \tau_{\min} \leq \tau \leq \tau_{\max} \\ \tau_{\max} & \forall \tau > \tau_{\max} \end{cases}, \quad (22)$$

y G_x es una ganancia con unidades de rigidez que idealmente puede ser infinita.

Como referencia para el estudio de la efectividad del STMD se utilizó un sistema de CP óptimo, es decir, un TMD con parámetros optimizados para excitación mediante una aceleración tipo ruido blanco en la base, y con objetivo puesto en la reducción de los desplazamientos cuadrático medios de la estructura. Dicha optimización se realizó mediante

las fórmulas de Warburton (1982). Para que la comparación sea válida, ambos, el TMD y el STMD, poseen iguales masas y rigideces.

En las simulaciones numéricas se utilizó ruido blanco no filtrado como excitación. De esta manera, el TMD pasivo de referencia es óptimo para la excitación utilizada, y por lo tanto representa la comparación más desfavorable posible para el STMD. De todos modos, es muy importante aclarar que la metodología propuesta es válida para cualquier tipo de excitación de la que se disponga (o pueda generarse) registro numérico.

El rango dinámico del dispositivo semiactivo ($c_{T\max}/c_{T\min}$) es un buen indicador de la dificultad tecnológica que conlleva su diseño y fabricación, por lo cual es importante utilizarlo eficientemente. En este trabajo se aplica el criterio de diseño propuesto en (Garrido et al., 2012): El intervalo óptimo de variación del coeficiente de amortiguamiento del STMD contiene al coeficiente de amortiguamiento óptimo del TMD. En particular se considera el caso de $c_T = \sqrt{c_{T\min} c_{T\max}}$; con $c_{T\max}/c_{T\min} = 100$.

Con base en todas las consideraciones expuestas, se considera como ejemplo un sistema estructural controlado, con los parámetros mostrados en tabla 1.

Parámetro	Valor
m_s	1 kg
k_s	1 N m ⁻¹
c_s	0.02 N s m ⁻¹
k_T	9.75·10 ⁻³ N m ⁻¹
m_T	0.01 kg
c_T (CP)	9.83·10 ⁻⁴ N s m ⁻¹
G_x	100 N m ⁻¹
$c_{T\min}$ (CSA)	9.83·10 ⁻⁵ N s m ⁻¹
$c_{T\max}$ (CSA)	9.83·10 ⁻³ N s m ⁻¹
\dot{x}_g (RMS)	0.01 m s ⁻²

Tabla 1: Parámetros del sistema de control original, con CP o CSA.

4 EQUIVALENCIAS SEMIACTIVO-PASIVO

En esta sección se proponen tres equivalencias que, a partir de ciertas consideraciones previas, potencialmente explican el funcionamiento del sistema de CSA. En el desarrollo de esta investigación se estudiaron muchas otras equivalencias. Sin embargo, acá se detallan sólo las más representativas.

4.1 Estructura con TMD pasivo

Una primera idea, acerca del hecho de que en un STMD se varía el amortiguamiento de un TMD, es que el sistema de control “busca” el coeficiente de amortiguamiento óptimo. Si esta hipótesis es cierta, el sistema esquematizado en la figura 2 debería ajustarse a los registros de la simulación numérica del sistema de la figura 1. Para mayor claridad, los elementos ficticios se han esquematizado con línea punteada.

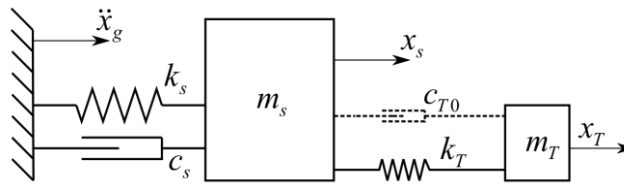


Figura 2: Modelo de estructura de un solo grado de libertad con TMD. El parámetro a estimar es el coeficiente de amortiguamiento del TMD.

A continuación se detalla la función $f_{\gamma_{li}}$ ($P=1$), correspondiente a $F_{\gamma_{li}}$ (fuerza estimada), definida para esta equivalencia:

$$f_{\gamma_{1s}} = (\dot{x}_s - \dot{x}_T). \quad (23)$$

Con lo que $\gamma_{1s0} = c_{T0}$. Y las $Q=4$ funciones F_{qi} (fuerza simulada) son:

$$\begin{aligned} F_{1s} &= -m_s \ddot{x}_s \\ F_{2s} &= -c_s \dot{x}_s \\ F_{3s} &= -k_s x_s \\ F_{4s} &= -k_T (x_s - x_T) \end{aligned} \quad (24)$$

Finalmente, la fuerza externa F_{eii} (también parte de la fuerza simulada) es $F_{ess} = -m_s \ddot{x}_g$.

4.2 Estructura con rigidez suplementaria

A partir de la explicación del funcionamiento de los sistemas de CSA que expuso Casciati et al. (2006), pero teniendo en cuenta que la ley de control de la ecuación (21) “simula” un resorte entre la estructura y su soporte, se propone la equivalencia de la figura 3. Note que en este caso se propone la existencia de un elemento ficticio del tipo elástico lineal, en lugar de un amortiguador como se propone en (Karnopp et al., 1974) o en (Casciati et al., 2006). Además se supone que dicho elemento ficticio representa todas las fuerzas del STMD sobre la estructura.

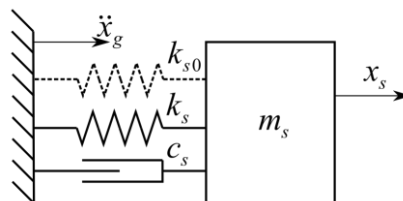


Figura 3: Modelo de estructura con suplemento de rigidez. El parámetro a estimar es la rigidez del resorte suplementario.

A continuación se detalla la función $f_{\gamma_{li}}$ ($P=1$), correspondiente a $F_{\gamma_{li}}$ (fuerza estimada), definida para esta equivalencia:

$$f_{\gamma_{1s}} = x_s. \quad (25)$$

Con lo que el parámetro a determinar es $\gamma_{1s0} = k_{s0}$. Por otro lado, las $Q=3$ fuerzas simuladas

F_{qi} son:

$$\begin{aligned} F_{1s} &= -m_s \ddot{x}_s \\ F_{2s} &= -c_s \dot{x}_s \\ F_{3s} &= -k_s x_s \end{aligned} \quad (26)$$

Nuevamente, la fuerza (simulada) externa F_{eii} es $F_{ess} = -m_s \ddot{x}_g$.

4.3 Estructura con amortiguamiento suplementario

La definición de esta equivalencia (esquemática en la figura 4) coincide con la anterior excepto en el hecho de que se considera que el elemento ficticio es un amortiguador viscoso lineal (en lugar de un resorte). Por lo tanto:

$$f_{\gamma 1s} = x_s, \quad (27)$$

y el parámetro a determinar es $\gamma_{1s0} = c_{s0}$.

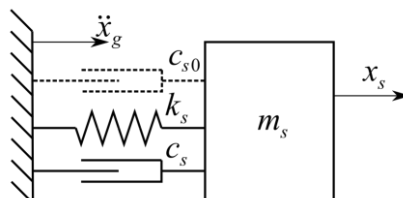


Figura 4: Modelo de estructura con suplemento de amortiguamiento. El parámetro a estimar es el coeficiente de amortiguamiento suplementario.

5 EQUIVALENCIAS SEMIACTIVO-SEMIACTIVO

En esta sección se proponen dos equivalencias, que esencialmente son sistemas de CSA. Específicamente, se proponen funciones que aproximan el funcionamiento del controlador y del amortiguador variable. Esto demuestra que la metodología de Mohammad et al. (1992), generalizada como se propone en el presente trabajo, no sólo es útil para identificar los parámetros de un estructura, en general no lineal, sino también para identificar los parámetros de un sistema de CSA (no lineal) instalado en dicha estructura.

5.1 Estructura con TMD de dos posibles coeficientes de amortiguamiento

En este caso se propone una topología que es prácticamente igual al sistema original. La particularidad de esta formulación es que los coeficientes de amortiguamiento mínimo y máximo del amortiguador variable son los parámetros a estimar.

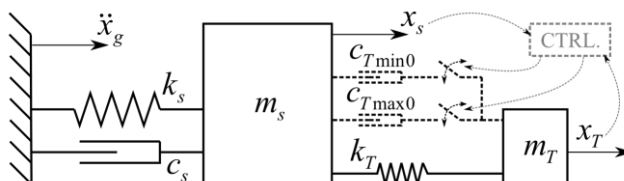


Figura 5: Modelo de estructura controlada por un TMD con dos posibles coeficientes de amortiguamiento. Los parámetros a estimar son dichos coeficientes de amortiguamiento.

En lugar de considerar un único amortiguador, variable según la ecuación (21) (en donde los parámetros $c_{T\min}$ y $c_{T\max}$ son argumentos de una función no lineal), se consideran dos amortiguadores con coeficientes a determinar $c_{T\min 0}$ y $c_{T\max 0}$; ver la figura 5. Cada uno de estos amortiguadores está gobernado por una función no lineal que reproduce muy aproximadamente una parte del efecto de la ley de control (21). Esto permite escribir dicha ley de control, que es una función no lineal, como una combinación lineal de funciones no lineales, de la siguiente manera:

$$c_{Tv} \cong c_{T\min 0} \frac{1 - \operatorname{sgn}\left(\frac{x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T}\right)}{2} + c_{T\max 0} \frac{1 + \operatorname{sgn}\left(\frac{x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T}\right)}{2}, \quad (28)$$

donde $\operatorname{sgn}(\bullet)$ es la función signo, definida como:

$$\operatorname{sgn}(\tau) \cong \begin{cases} -1 & \forall \tau < 0 \\ 0 & \forall \tau = 0, \\ 1 & \forall \tau > 0 \end{cases} \quad (29)$$

Este concepto se ilustra en la figura 6.

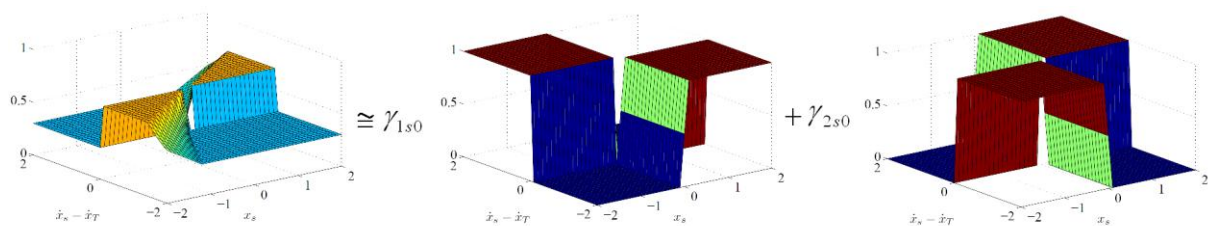


Figura 6: Función continua no lineal, aproximada como una combinación lineal de dos funciones discontinuas no lineales (pero linealmente independientes).

La ecuación (28) aproxima la ley de control “Groundhook continua” (más común en la práctica) con la ley de control “Groundhook discontinua” (también llamada *Groundhook On-Off*), que es un caso particular de la ley de control “Groundhook continua” (con $G_x \rightarrow \infty$). Esto elimina la necesidad de estimar el parámetro de ganancia G_x . Desde un punto de vista mecánico, la ecuación (28) representa dos amortiguadores en paralelo que se conectan o desconectan (con exclusión mutua), como se muestra en línea punteada en la figura 5.

Es importante destacar en este punto que, en la formulación de la regresión, la ley de control (21) se puede incluir tal como se definió originalmente; pero sólo como fuerza simulada (F_{qi}), no como fuerza estimada (F_{pi}).

Dadas las consideraciones anteriores, se definen las $P = 2$ fuerzas estimadas F_{pi} , a partir de las siguientes funciones:

$$f_{\gamma_{1s}} = \frac{1 - \operatorname{sgn}\left(\frac{x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T}\right)}{2} (\dot{x}_s - \dot{x}_T)$$

$$f_{\gamma_{2s}} = \frac{1 + \operatorname{sgn}\left(\frac{x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T}\right)}{2} (\dot{x}_s - \dot{x}_T)$$
(30)

Por lo que los parámetros a estimar son: $\gamma_{1s0} = c_{T\min 0}$ y $\gamma_{2s0} = c_{T\max 0}$. Por otro lado, las $Q = 3$ fuerzas simuladas F_{qi} son:

$$F_{1s} = -m_s \ddot{x}_s$$

$$F_{2s} = -c_s \dot{x}_s,$$

$$F_{3s} = -k_s x_s$$
(31)

y nuevamente, la fuerza (simulada) externa F_{eii} es $F_{ess} = -m_s \ddot{x}_g$.

5.2 Estructura con TMD de dos posibles fuerzas de fricción

En este último caso de análisis se propone una equivalencia muy similar a la de la subsección anterior, y también se utiliza el concepto ilustrado en la figura 6. La diferencia está en que se considera un amortiguador semiactivo del tipo friccional, por lo que la equivalencia se compone de dos amortiguadores friccionales que se conectan y desconectan como muestra la figura 7. Note que el tipo de amortiguador empleado introduce una no linealidad adicional a la propia del controlador.

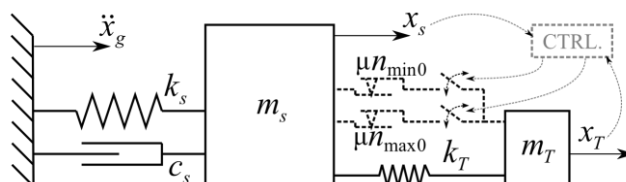


Figura 7: Modelo de estructura controlada por un TMD con dos posibles fuerzas de fricción. Los parámetros a estimar son dichas fuerzas de fricción.

Una posible aplicación de esta equivalencia es la determinación de los parámetros de un amortiguador variable no lineal a partir de los parámetros de un amortiguador variable lineal para la misma ley de control, la misma estructura, la misma excitación y aproximadamente la misma efectividad en el control.

Para el amortiguador semiactivo friccional (y los amortiguadores friccionales equivalentes de la figura 7), se considera el modelo de fricción de Coulomb, es decir: cada amortiguador ejerce una fuerza de fricción dada por:

$$F_f = \mu n \operatorname{sgn}(\dot{x}_r),$$
(32)

donde μ es el coeficiente de fricción de los materiales utilizados, y se puede considerar aproximadamente constante bajo ciertas condiciones dadas por Muanke et al. (2008); x_r es la velocidad relativa de los extremos del amortiguador; y n es una fuerza normal a las superficies en contacto que puede ser: constante, para CP; o variable, para CSA. El intervalo

de variación de la fuerza normal n , o equivalentemente, del producto μn , se define a través de los parámetros μn_{\min} y μn_{\max} , que son los que caracterizan al amortiguador de fricción variable.

La ley de control “Groundhook continua basada en desplazamientos” para amortiguadores friccionales es:

$$\mu n = \text{sat} \left(\frac{G_x x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T}, \mu n_{\min}, \mu n_{\max} \right) \forall \dot{x}_s - \dot{x}_T \neq 0. \quad (33)$$

Manipulando algebraicamente las ecuaciones (32) y (33) se pueden expresar todas las no linealidades como una combinación lineal de las siguientes funciones no lineales (correspondientes a la fuerza estimada):

$$f_{\gamma_{1s}} = \frac{1 - \text{sgn} \left(\frac{x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T} \right)}{2} \text{sgn}(\dot{x}_s - \dot{x}_T)$$

$$f_{\gamma_{2s}} = \frac{1 + \text{sgn} \left(\frac{x_s}{\dot{x}_s - \dot{x}_T} \right)}{2} \text{sgn}(\dot{x}_s - \dot{x}_T) \quad (34)$$

Note que para construir estas funciones se utilizó el mismo concepto ilustrado en la figura 6. Con lo que los parámetros a estimar son: $\gamma_{1s0} = \mu n_{\min 0}$ y $\gamma_{2s0} = \mu n_{\max 0}$. Por otro lado, las $Q = 3$ fuerzas simuladas F_{qi} son:

$$\begin{aligned} F_{1s} &= -m_s \ddot{x}_s \\ F_{2s} &= -c_s \dot{x}_s, \\ F_{3s} &= -k_s x_s \end{aligned} \quad (35)$$

y nuevamente, la fuerza (simulada) externa F_{ei} es $F_{ess} = -m_s \ddot{x}_g$.

Desde un punto de vista mecánico, como se muestra en línea punteada en la figura 7, esta equivalencia también representa dos amortiguadores, pero de fricción, en paralelo, y que se conectan o desconectan (con exclusión mutua) de acuerdo a la ley de control “Groundhook discontinua basada en desplazamientos” (ecuación (33) para $G_x \rightarrow \infty$).

6 RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Se simuló numéricamente el sistema con: CSA, CP y sin control; durante 200 s ($\Delta_t = 0.01$ s, $M = 20000$). Para el sistema de CP (TMD) se obtuvo el siguiente desempeño: $J_{r\text{-peak-P}} = 0.695$, $J_{r\text{-rms-P}} = 0.666$; mientras que con CSA (STMD) se obtuvo: $J_{r\text{-peak-SA}} = 0.511$ y $J_{r\text{-rms-SA}} = 0.489$, lo que implica una mejora del 26% en términos de los índices de reducción definidos.

A partir de los resultados de la simulación numérica del sistema de CSA de la figura 1, se estimaron los parámetros y se calcularon los índices definidos para las equivalencias presentadas en las secciones 4 y 5. En la tabla 2 se muestran estos datos.

Equivalencia	γ_{pi0}	$J_{r\text{-peak-}SAE}$	$J_{r\text{-rms-}SAE}$	J_{e-E}	$J_{e\text{-peak}}$	$J_{e\text{-rms}}$
Estructura con TMD pasivo	$c_{T0} = 6.03 \cdot 10^{-4} \text{ N s m}^{-1}$	0.707	0.696	0.963	0.383	0.423
Estructura con rigidez suplementaria	$k_{s0} = 0.0 \text{ N m}^{-1}$	0.993	0.973	0.999	0.943	0.989
Estructura con amortiguamiento suplementario	$c_{s0} = 0.084 \text{ N s m}^{-1}$	0.529	0.502	0.682	0.035	0.026
Estructura con TMD de dos posibles coeficientes de amortiguamiento	$c_{T\text{min}0} = 9.83 \cdot 10^{-5} \text{ N s m}^{-1}$ $c_{T\text{max}0} = 9.80 \cdot 10^{-3} \text{ N s m}^{-1}$	0.511	0.489	0.040	0.000	0.000
Estructura con TMD de dos posibles fuerzas de fricción	$\mu_{\text{min}0} = 2.02 \cdot 10^{-5} \text{ N}$ $\mu_{\text{max}0} = 8.86 \cdot 10^{-4} \text{ N}$	0.594	0.515	0.728	0.162	0.053

Tabla 2: Parámetros estimados, índices de reducción de respuesta, e índices de validez de los sistemas equivalentes. Para el sistema original: $J_{r\text{-peak-P}} = 0.695$, $J_{r\text{-rms-P}} = 0.666$,

$$J_{r\text{-peak-SA}} = 0.511 \text{ y } J_{r\text{-rms-SA}} = 0.489.$$

Se destaca en la tabla 2 la perfecta correlación entre el índice de error J_{e-E} , cuya evaluación no requiere de simulaciones numéricas adicionales, y los índices de error $J_{e\text{-peak}}$ y $J_{e\text{-rms}}$, que en general sí requieren una simulación numérica adicional. Note que dado cualquier par de equivalencias, se puede predecir cuál de las dos posee menores índices $J_{e\text{-peak}}$ y $J_{e\text{-rms}}$ a partir de los valores de los índices J_{e-E} .

Sin embargo, es importante destacar que dicha correlación no es lineal. Por el contrario, se observa un punto de quiebre alrededor de 75% para J_{e-E} ; en el sentido de que para los casos con $J_{e-E} < 0.7$ los índices de error $J_{e\text{-peak}}$ y $J_{e\text{-rms}}$ resultan considerablemente menores.

6.1 Estructura con TMD pasivo

En la figura 8 se muestran superpuestos los registros de las fuerzas simulada y estimada para la *equivalencia semiactivo-pasivo* definida en la subsección 4.1, es decir un TMD pasivo. Lo primero que se advierte en la figura 8 es el gran desajuste entre las fuerzas, lo cual se ve reflejado en el índice J_{e-E} de la tabla 2. Dicho desajuste se debe principalmente a que la fuerza simulada está conformada por pulsos angostos más que por una señal tipo sinusoidal. Los pulsos angostos son generados por las rápidas variaciones que la ley de control impone al coeficiente c_{Tv} . De esta manera queda juiciosamente descartada la hipótesis de que “el CSA simplemente optimiza al CP”, al menos en el ejemplo estudiado.

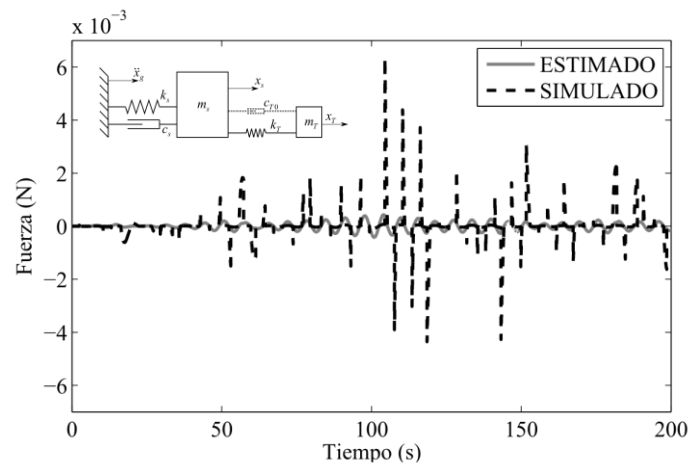


Figura 8: Comparación de la fuerza simulada y estimada, a partir de la equivalencia “estructura con TMD pasivo”.

De cualquier modo, es interesante el hecho de que el parámetro c_{T0} que mejor ajusta las fuerzas de la figura 8 es del orden del amortiguamiento c_T del TMD pasivo optimizado por las fórmulas de Warburton (1982) (tablas 1 y 2). Sin embargo, por no ser exactamente iguales, el sistema equivalente es ligeramente menos efectivo que el TMD (CP) de referencia (comparar: $J_{r\text{-peak-P}}$, $J_{r\text{-rms-P}}$, $J_{r\text{-peak-SAE}}$ y $J_{r\text{-rms-SAE}}$, en la tabla 2).

6.2 Estructura con rigidez suplementaria

En la figura 9 se muestran superpuestos los registros de las fuerzas simulada y estimada para la *equivalencia semiactivo-pasivo* definida en la subsección 4.2. Es decir, todas las fuerzas del STMD (simuladas) se tratan de ajustar como la fuerza producida por un resorte ficticio entre la estructura y su soporte. Note que, a diferencia del caso anterior, la fuerza simulada no está conformada por pulsos angostos, sino que tiene forma sinusoidal modulada. Sin embargo, el ajuste tampoco es bueno, como lo verifica el índice J_{e-E} de la tabla 2. De hecho, el parámetro estimado k_{s0} es despreciable respecto de k_s .

Se ve claramente en la figura 9 que la fuerza simulada y la estimada están desfasadas 90° , y ya que sus formas son aproximadamente sinusoidales, puede decirse que son funciones aproximadamente ortogonales. Por esa razón el ajuste es prácticamente imposible.

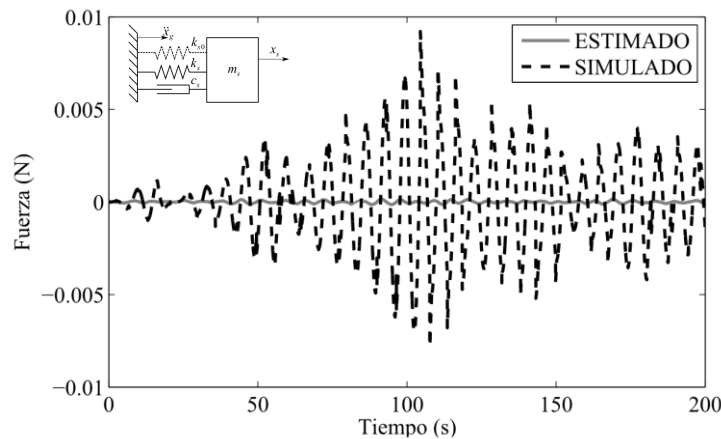


Figura 9: Comparación de la fuerza simulada y estimada, a partir de la equivalencia “estructura con rigidez suplementaria”.

De esto se puede concluir que la fuerza que el STMD ejerce, en conjunto, sobre la estructura es fuertemente proporcional a su velocidad (respecto del soporte), y no a su desplazamiento. Esto es intuitivamente contradictorio con la forma de la ley de control de la ecuación (21) (note que incluso la ganancia tiene unidades de rigidez). En realidad, la ley de control “*Groundhook* basada en desplazamientos” “trata” de ejercer fuerzas proporcionales a los desplazamientos, pero dichas fuerzas sólo se ejercen cuando la estructura (y la masa del SMTD) tienen las velocidades adecuadas.

6.3 Estructura con amortiguamiento suplementario

En la figura 10 se muestran superpuestos los registros de las fuerzas simulada y estimada para la *equivalencia semiactivo-pasivo* definida en la subsección 4.3. En este caso, todas las fuerzas del STMD (simuladas) se tratan de ajustar como la fuerza producida por un amortiguador viscoso lineal ficticio entre la estructura y su soporte. Es notable la bondad del ajuste, evidenciada tanto en términos cualitativos (figura 10) como en términos cuantitativos (ver J_{e-E} , J_{e-peak} y J_{e-rms} en la tabla 2). Note que una pequeña mejora en el índice J_{e-E} reflejó una importante mejora en los índices J_{e-peak} y J_{e-rms} .

De las tres equivalencias estudiadas hasta ahora, la de un amortiguador ficticio entre la estructura y su soporte (amortiguamiento suplementario) es la hipótesis más válida para explicar el funcionamiento de este sistema de CSA. Note que el elemento ficticio que mejor ajustó los datos es el mismo que otros autores han utilizado para explicar conceptualmente el funcionamiento de estos sistemas de control (Karnopp et al., 1974), (Koo, 2003), (Casciati et al., 2006). Con los índices calculados se demuestra cuantitativamente la validez de ese concepto.

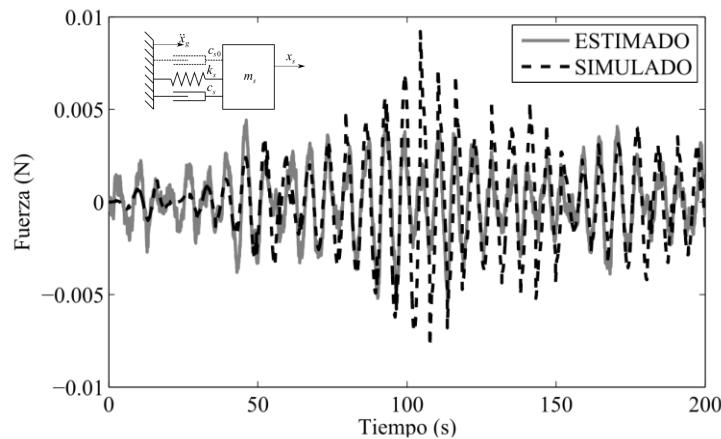


Figura 10: Comparación de la fuerza simulada y estimada, a partir de la equivalencia “estructura con amortiguamiento suplementario”.

Una vez considerada válida la equivalencia definida en la sección 4.3, se puede utilizar el parámetro estimado $c_{s,0} = 0.084 \text{ N s m}^{-1}$ como un indicador alternativo de la efectividad del sistema de CSA. Por ejemplo, se podría decir que el sistema de CSA cuadruplicó el amortiguamiento estructural (originalmente: $c_s = 0.02 \text{ N s m}^{-1}$).

6.4 Estructura con TMD de dos posibles coeficientes de amortiguamiento

En la figura 11 se muestran las fuerzas simulada y estimada para la *equivalencia semiactivo-semiactivo* definida en la sección 5.1. Resulta evidente el ajuste casi perfecto entre la fuerza simulada (sistema semiactivo original) y la fuerza estimada (sistema pasivo de dos amortiguadores pero con comportamiento esencialmente semiactivo). El pequeño desajuste entre los registros, que no es evidente en la figura 11 pero sí en el índice J_{e-E} de la tabla 2, se debe a la aproximación $G_x \rightarrow \infty$ (cuando en realidad $G_x = 100 \text{ N m}^{-1}$).

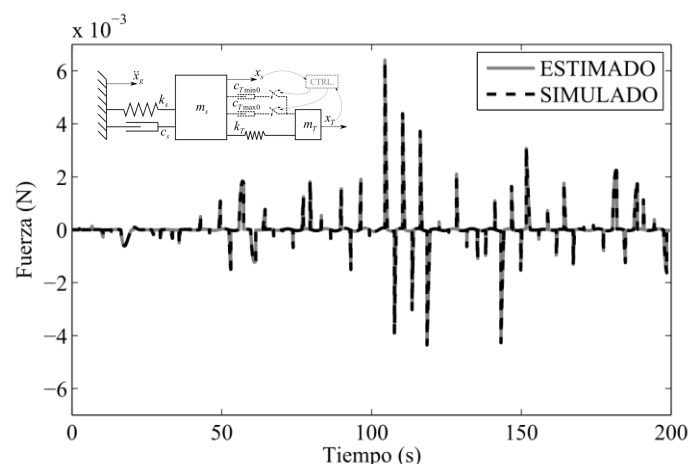


Figura 11: Comparación de la fuerza simulada y estimada, a partir de la equivalencia “estructura con TMD de dos posibles coeficientes de amortiguamiento”.

En la tabla 2 se detallan los valores obtenidos en la estimación de los parámetros $c_{T\min 0}$ y

$c_{T_{\max 0}}$. Note que $c_{T_{\min 0}} = c_{T_{\min}}$ (para la precisión con la que se trabajó); sin embargo $c_{T_{\max 0}} \cong c_{T_{\max}}$. Específicamente, $c_{T_{\max 0}} < c_{T_{\max}}$ por haber considerado una ganancia G_x mayor a la del sistema original. Es importante destacar que este error, en principio, depende fuertemente del ejemplo bajo estudio. Sin embargo, en la práctica se toman valores de G_x lo más grande posible, siempre que no se incurra en problemas debidos a deficiencias de modelación como por ejemplo *chattering* y sobre-exigencia de las fuentes de alimentación.

La evaluación de esta *equivalencia semiactivo-semiactivo* demuestra que la metodología es válida para identificar parámetros no estructurales con comportamiento fuertemente no lineal en el funcionamiento de sistemas de control estructural.

6.5 Estructura con TMD de dos posibles fuerzas de fricción

En la figura 12 se muestran las fuerzas simulada y estimada para la *equivalencia semiactivo-semiactivo* definida en la sección 5.2. El ajuste que se observa, entre la fuerza simulada (sistema semiactivo original) y la fuerza estimada (sistema pasivo de dos amortiguadores friccionales, pero con comportamiento esencialmente semiactivo), tiene dos características principales. Por un lado, existe perfecta coincidencia en la fase de los pulsos; pero por otro lado los picos no coinciden. Este último desajuste se debe a la naturaleza no lineal de los dispositivos de fricción; mientras que la coincidencia en las fases se debe a que ambos tipos de amortiguador ejercen fuerzas exclusivamente disipativas.

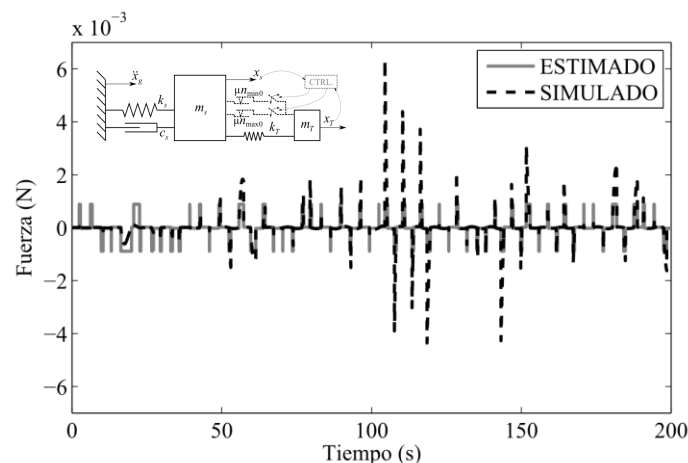


Figura 12: Comparación de la fuerza simulada y estimada, a partir de la equivalencia “estructura con TMD de dos posibles fuerzas de fricción”.

En la tabla 2 se aprecia que a pesar de que el índice J_{e-E} tiene un valor absoluto considerable (0.728), el error que se comete, en términos de la predicción del índice de reducción de los valores cuadrático medios de la respuesta, es muy pequeño (del orden del 5%). Sin embargo, se comete un error un poco mayor en la predicción de la reducción de los picos de la respuesta ($J_{e-peak} = 0.162$).

Si se aceptan estos errores, los parámetros estimados $\mu m_{\min 0}$ y $\mu m_{\max 0}$ (que figuran en la tabla 2) se pueden utilizar para diseñar un amortiguador de fricción variable que tenga un comportamiento aproximadamente igual al amortiguador viscoso lineal variable del sistema de CSA original de la figura 1. En este punto es importante destacar dos cosas:

- 1) Si se hiciese una búsqueda iterativa de los parámetros $\mu m_{\min 0}$ y $\mu m_{\max 0}$ que mejor se

ajusten al sistema semiactivo original, se podrían encontrar mejores soluciones, que incluso anulen o hagan negativo uno de los índices $J_{e\text{-peak}}$ o $J_{e\text{-rms}}$; sin embargo

2) El costo computacional que tiene el método aquí propuesto es despreciable respecto del de cualquier búsqueda iterativa, ya que se computa una única simulación numérica y el resto de los cálculos se reduce a una simple regresión lineal de sólo dos parámetros. Recordar que cada evaluación de $J_{e\text{-peak}}$ y $J_{e\text{-rms}}$ requiere, en general, de la ejecución de una simulación numérica, por ser ellos función de $J_{r\text{-peak-}SAE}$ y $J_{r\text{-rms-}SAE}$.

Por último, un concepto importante que también se puede desprender de los resultados obtenidos para esta equivalencia es el de “rango dinámico equivalente del amortiguador semiactivo”: En este caso, $\mu_{\max 0} / \mu_{\min 0} = 43.86$ equivale a $c_{T\max} / c_{T\min} = 100$. Estas equivalencias pueden resultar útiles a la hora de seleccionar el tipo de amortiguador semiactivo a utilizar en una implementación real (de válvula orificio variable, electromagnético, magneto-reológico, friccional).

7 CONCLUSIONES

En el presente trabajo, se planteó una generalización de la metodología propuesta por Mohammad et al. (1992) tal que se la puede utilizar para proponer sistemas equivalentes a estructuras con CSA. La principal ventaja de la metodología original es el hecho de sólo requiere el cómputo de una regresión lineal (por cada GDL), para identificar un sistema estructural no lineal. Esta ventaja es conservada en la generalización aquí propuesta, manteniendo así despreciable el costo computacional.

La metodología general se aplicó a dos ejemplos: 1) *equivalencias semiactivo-pasivo*, y 2) *equivalencias semiactivo-semiactivo*.

Las *equivalencias semiactivo-pasivo* se utilizaron para poner a prueba diversas hipótesis del funcionamiento del sistema de control; las cuales son sistemas equivalentes mecánicos más simples compuestos por la estructura controlada y uno o más elementos ficticios. Dichas hipótesis de funcionamiento, como el concepto de *Skyhook* y *Groundhook*, ya habían sido enunciadas en la bibliografía previa, pero hasta ahora nunca se había cuantificado su validez. Una vez validada una hipótesis de funcionamiento, se puede evaluar el sistema de CSA a partir del tipo y valor del/los parámetro/s de la equivalencia que define esa hipótesis “válida”.

La metodología también se utilizó para poner a prueba hipótesis de funcionamiento definidas a través de *equivalencias semiactivo-semiactivo*, es decir la estructura controlada por dispositivos ficticios que se comportan esencialmente como un sistema de CSA. Específicamente se estudiaron dos sub-ejemplos: 1) una equivalencia prácticamente igual al sistema original, y 2) una equivalencia similar a la del sistema original, pero con un amortiguador variable de diferente naturaleza (de fricción, en lugar de viscoso lineal). El primer sub-ejemplo sugiere que la metodología propuesta puede ser útil en identificación de sistemas compuestos por una estructura y un sistema de control no lineal (semiactivo). Esto podría asistir a: la caracterización de amortiguadores semiactivos en condiciones de servicio, la detección de fallas en el sistema de control o en el amortiguador semiactivo, e incluso en ingeniería inversa de estos sistemas de control; por nombrar algunas aplicaciones posibles. El segundo sub-ejemplo mostró cómo esta metodología puede asistir al diseño de sistemas de CSA.

Finalmente puede decirse que, en el futuro, es necesario un estudio profundo de cada una de las aplicaciones sugeridas en este trabajo; a fin de confirmar la utilidad de la metodología propuesta en cada una de esas aplicaciones.

REFERENCIAS

- Casciati, F., Magonette, G., & Marazzi, F. *Technology of Semiactive Devices and Applications in Vibration Mitigation*. Chichester, UK: John Wiley & Sons, Ltd, 2006.
- Den Hartog, J. P. *Mechanical Vibrations* (4th ed.). New York: Dover Publications, Inc., 1985.
- Garrido, H., Curadelli, O., & Ambrosini, D. Estudio paramétrico sobre la efectividad y la adaptabilidad del amortiguador sintonizado de masa semiactivo. In A. Cardona, P. H. Kohan, & R. D. Quinteros (Eds.), *X Congreso Argentino de Mecánica Computacional - MECOM 2012* (Vol. XXXI, pp. 2349–2367). Salta, Argentina: Asociación Argentina de Mecánica Computacional - Mecánica Computacional Vol XXXI, 2012.
- Giró, J. F., Matusevich, A. E., & Ritta, R. J. IDENTIFICACIÓN DE PARÁMETROS DE LA DINÁMICA DE SISTEMAS ESTRUCTURALES. In A. Cardona, P. H. Kohan, R. D. Quinteros, & M. A. Storti (Eds.), *Mecánica Computacional Vol XXXI* (Vol. XXXI, pp. 2369–2388). Salta, Argentina: Asociación Argentina de Mecánica Computacional, 2012.
- Jansen, L. M., & Dyke, S. J. Semiactive Control Strategies for MR Dampers: a Comparative Study. *Journal of Engineering Mechanics*, 126(8): 795–803. 2000.
- Karnopp, D., Crosby, M. J., & Harwood, R. A. Vibration Control Using Semi-Active Force Generators. *ASME Journal Industry*, 96(97): 619–626. 1974.
- Koo, J.-H. *Using Magneto-Rheological Dampers in Semiactive Tuned Vibration Absorbers to Control Structural Vibrations. Structure*. Virginia Polytechnic Institute and State University, 2003.
- Koo, J.-H., Shukla, A., & Ahmadian, M. Dynamic performance analysis of non-linear tuned vibration absorbers. *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*, 13(9): 1929–1937. 2008.
- Martínez, C. A., Curadelli, O., & Compagnoni, E. DISTRIBUCIÓN ÓPTIMA DE AMORTIGUADORES EN ESTRUCTURAS TRIDIMENSIONALES BAJO EXCITACIÓN SÍSMICA. In A. Cardona, P. H. Kohan, & R. D. Quinteros (Eds.), *X Congreso Argentino de Mecánica Computacional - MECOM 2012* (Vol. XXXI, pp. 2511–2525). Salta, Argentina: Asociación Argentina de Mecánica Computacional - Mecánica Computacional Vol XXXI, 2012.
- Mohammad, K. S., Worden, K., & Tomlinson, G. R. DIRECT PARAMETER ESTIMATION FOR LINEAR AND NON-LINEAR STRUCTURES. *Journal of Sound and Vibration*, 152((3)): 471–499. 1992.
- Muanke, P. B., Masson, P., & Micheau, P. Determination of normal force for optimal energy dissipation of harmonic disturbance in a semi-active device. *Journal of Sound and Vibration*, 311(3-5): 633–651. 2008.
- Pinkaew, T. Effectiveness of semi-active tuned mass dampers under harmonic excitation. *Engineering Structures*, 23(7): 850–856. 2001.

Sirca, G. F., & Adeli, H. System identification in structural engineering. *Scientia Iranica*, 19(6): 1355–1364. 2012.

Symans, M. Semi-active control systems for seismic protection of structures: a state-of-the-art review. *Engineering Structures*, 21(6): 469–487. 1999.

Warburton, G. B. Optimum absorber parameters for various combinations of response and excitation parameters. *Earthquake Engineering Structural Dynamics*, 10(3): 381–401. 1982.