

CALIBRACIÓN DE MODELOS ESTRUCTURALES SIMPLES EN BASE A ENSAYOS DINÁMICOS ORIENTADA A DETECCIÓN DE DAÑOS

CALIBRATION OF SIMPLE STRUCTURAL MODELS BASED ON DYNAMIC TESTING ORIENTED TO DAMAGE DETECTION

Adriano Trono^{a,b} y Marcelo Ceballos^{a,b}

^a*Instituto de Estudios Avanzados en Ingeniería y Tecnología (IDIT) – CONICET, Universidad Nacional de Córdoba, Av. Vélez Sársfield 1611, 5000 Córdoba, Argentina. idit@fcfyn.edu.ar, <http://www.inv.idit.uncor.edu/>*

^b*FCEfyn, Universidad Nacional de Córdoba, Av. Vélez Sársfield 1611, 5000 Córdoba, Argentina. depestructuras@fcfyn.unc.edu.ar, <http://www.efn.uncor.edu.ar>*

Palabras clave: Análisis modal experimental, detección de daños, errores experimentales, defectos de modelación.

Resumen. Este trabajo presenta un análisis detallado de la calibración de modelos numéricos de una estructura simple en base a ensayos dinámicos siguiendo lineamientos del análisis modal experimental. El análisis se centra en la posibilidad de detectar daños en la estructura en base a la discrepancia entre las propiedades dinámicas de las contrapartes numérica y experimental. En este sentido, se analiza la capacidad de los modelos numéricos para reproducir adecuadamente las propiedades dinámicas experimentales representadas a través de funciones de respuesta en frecuencia. Los modelos numéricos son propensos a poseer defectos que provienen de tomar valores imprecisos de parámetros del sistema o de no representar apropiadamente las condiciones de vínculo, entre otros factores. Por otra parte, los errores experimentales constituyen otra fuente de discrepancia que podría impedir la detección de bajos niveles de daño, e incluso producir casos “falso positivos” en los que el daño es señalado erróneamente en estructuras sanas. Se ensaya una barra simplemente apoyada usando diferentes sistemas de medición y se analiza la variabilidad de los resultados obtenidos, a efectos de estudiar cómo influyen los errores pre-existentes de modelación y experimentales en las estrategias de detección de daños.

Keywords: Experimental modal analysis, damage detection, experimental errors, modeling defects.

Abstract. This paper presents a detailed analysis of numerical models calibration of a simple beam structure based on dynamic testing according to experimental modal analysis guidelines. The analysis focuses on the possibility of detecting structural damage based on the discrepancy between dynamic properties of numerical and experimental counterparts. In this sense, the numerical models capacity of adequately reproduce the dynamic properties represented by frequency response functions is analyzed. Numerical models are prone to have defects that come from taking imprecise system parameters values or from not adequately represents boundary conditions, inter alia. On the other hand, experimental errors constitute another source of discrepancy that could prevent the detection of low levels of damage, and even produce "false positive" cases in which the damage is erroneously indicated in healthy structures. A simply supported beam is tested using different measurement systems and the variability in the results obtained is analyzed, in order to considering how preexisting modeling and experimental errors influence damage detection strategies.

1. INTRODUCCIÓN

En ingeniería estructural, la calibración de modelos de elementos finitos a partir de ensayos no-destructivos se utiliza habitualmente para la verificación y validación de diseños, para mejorar la predicción de la respuesta estructural o para la identificación de propiedades inciertas de un sistema. En la actualidad, una de las aplicaciones más importantes de la calibración de modelos numéricos a partir ensayos dinámicos se encuentra en vigilancia de salud estructural (*structural health monitoring* – SHM) con el objetivo de detectar daños.

El principio básico consiste en asumir que la presencia del daño debe traducirse en una disminución localizada de la rigidez. A través del ajuste de parámetros mecánicos de rigidez, masa y amortiguamiento, y de la adecuada modelación de las condiciones de vínculo, las prácticas SHM pretenden identificar, cuantificar y localizar el daño. Sin embargo, la calibración del modelo estructural en base a información experimental es un problema inverso propenso al mal-condicionamiento numérico; es decir, la solución obtenida es muy sensible a pequeños cambios en los valores de entrada (Modak et al., 2002; Simoen et al., 2015). Tanto el relevamiento de información experimental como el tipo de modelo numérico utilizado poseen fuentes de incertidumbre y errores. La variación en las condiciones de medición puede impedir la detección precisa de bajos niveles de daño (Mazurek, 1997; Scott W. Doebling et al., 1998) e incluso puede producir casos “falso positivos” en los que erróneamente se atribuye daño a estructuras sanas (Doebling, et al., 1997, y Farrar and Jauregui, 1996).

Todavía es un desafío para el análisis modal experimental poder diferenciar con claridad si los cambios observados en las propiedades modales y en las curvas de respuesta en frecuencia experimentales se deben a la presencia de daño o a variaciones en las condiciones de medición. En este trabajo se comparan los resultados de ensayos de impacto realizados con diferentes equipos de medición sobre una viga sana simplemente apoyada (sin daño localizado). Se resuelve el problema inverso para obtener parámetros mecánicos ajustados de la viga, y se analiza la incertidumbre en los resultados obtenidos para estimar los niveles de daño que podrían ser detectados con el equipamiento disponible.

2. ENSAYOS DINÁMICOS

Se realizan ensayos de impacto en dos puntos de una viga de acero de sección circular simplemente apoyada. La fuerza es registrada a través de una celda de carga situada en el extremo del martillo con el que se realiza el impacto. Se registran las aceleraciones en los puntos “1” y “2” mediante acelerómetros (véase Figura 1). Se ensaya la viga sana con dos equipos de medición diferentes:

- adquirente de señales HP, transductor de fuerza PCB y acelerómetros ENDEVCO,
- adquirente SPIDER-HBM, celda de carga ROCCA y acelerómetros HBM-B12/500.

Se realizan cinco impactos en ambos puntos para promediar resultados de cada golpe. Esto permite calcular la matriz de flexibilidad dinámica en los puntos de impacto, la cual se conoce en el área de análisis modal experimental como matriz de receptancia.

Se miden la longitud total $L = 3,02 \text{ m}$, la masa total $m = 4,475 \text{ kg}$ de la barra y los diámetros externo $\phi_e = 31,7 \text{ mm}$ e interno $\phi_i = 27,6 \text{ mm}$ de la sección transversal anular. A partir de los datos medidos se obtiene una densidad promedio del acero $\rho_s = 7,760 \frac{\text{t}}{\text{m}^3}$.

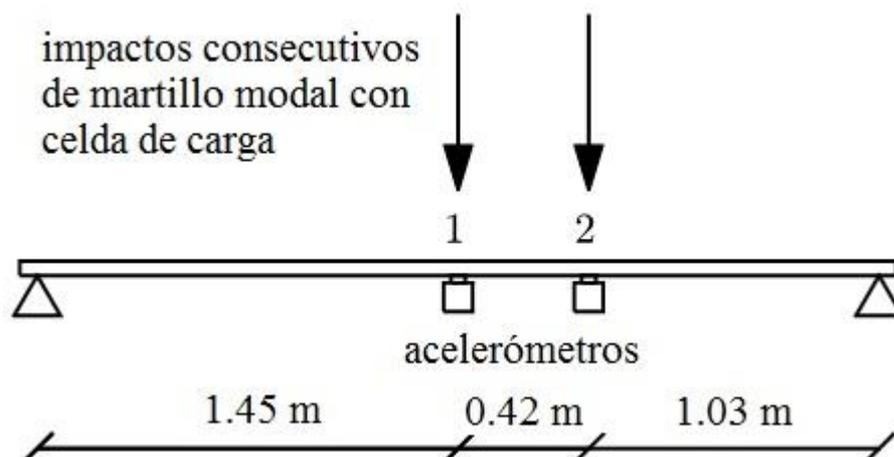


Figura 1: Esquema de la estructura ensayada.

3. MODELO ESTRUCTURAL

Se utiliza un modelo de 302 elementos finitos unidimensionales de viga de Bernoulli con matrices elementales de masa consistentes. Para cada valor de frecuencia ω se calcula la matriz de rigidez dinámica del modelo numérico original:

$$Z(\omega) = K - \omega^2 M + i\omega C \quad (1)$$

Donde K , M y C son las matrices de rigidez, masa y amortiguamiento respectivamente. Se considera amortiguamiento proporcional a través de los coeficientes de Rayleigh:

$$C = \gamma M + \beta K \quad (2)$$

y amortiguamiento histerético a través de un módulo de elasticidad complejo:

$$E^* = E (1 + 2\xi i) \quad (3)$$

donde ξ es la relación de amortiguamiento material, y E es el módulo de elasticidad de la viga. Reemplazando Ec. (3) y Ec. (2) en Ec. (1) se tiene:

$$Z(\omega) = K(1 + (2\xi + \omega\beta) i) + M\omega(-\omega + i\gamma) \quad (4)$$

A partir de la rigidez dinámica puede calcularse la matriz de receptancia numérica $\alpha^N(\omega)$ (denominada numérica en contraposición con la obtenida experimentalmente):

$$\alpha^N(\omega) = Z^{-1}(\omega) \quad (5)$$

4. CALIBRACIÓN DEL MODELO

La matriz de rigidez dinámica del modelo ajustado puede escribirse a partir de la rigidez dinámica del modelo numérico original de la siguiente forma (Silva y Maia, 1998):

$$Z^U(\omega) = Z(\omega) + \Delta Z(\omega) \quad (6)$$

donde $\Delta Z(\omega)$ es la matriz error de rigidez dinámica. La discrepancia entre las contrapartes numérica y experimental se corrige actualizando el conjunto de parámetros de ajuste P_i que

participan en el cálculo de la rigidez dinámica. Aplicando una expansión en series de Taylor, la Ec.(6) puede reescribirse como:

$$Z^U(\omega) = Z(\omega) + \sum_{i=1}^{N_p} \frac{\partial Z(\omega)}{\partial P_i} \Delta P_i \quad (7)$$

Los parámetros de ajuste se adimensionalizan de la siguiente forma:

$$p_i = \frac{\Delta P_i}{P_i^0} = \frac{P_i - P_i^0}{P_i^0} \quad (8)$$

donde P_i^0 son los valores de los parámetros de ajuste del modelo original. De esta forma, las variables adimensionales p_i representan un cambio fraccional de los parámetros elegidos. Esto permite obtener un sistema de ecuaciones de ajuste con un peso balanceado. A partir de Ec. (6), Ec. (7) y Ec. (8) se tiene:

$$\Delta Z(\omega) = \sum_{i=1}^{N_p} \frac{\partial Z(\omega)}{\partial P_i} P_i^0 p_i \quad (9)$$

donde N_p es la cantidad de parámetros elegida para el ajuste. La matriz completa de acelerancia experimental $A^X(\omega)$ puede expresarse de la siguiente manera:

$$A^X(\omega) = -\omega^2 [Z^U(\omega)]^{-1} = -\omega^2 [Z(\omega) + \Delta Z(\omega)]^{-1} \quad (10)$$

Expandiendo en series el miembro derecho de Ec.(10):

$$\begin{aligned} A^X(\omega) &\cong -\omega^2 Z^{-1}(\omega) + \omega^2 Z^{-1}(\omega) \Delta Z(\omega) Z^{-1}(\omega) \\ &= A^N(\omega) + \omega^2 \alpha^N(\omega) \Delta Z(\omega) \alpha^N(\omega) \end{aligned} \quad (11)$$

Reacomodando la Ec. (11):

$$-\omega^2 \alpha^N(\omega) \Delta Z(\omega) \alpha^N(\omega) \cong A^N(\omega) - A^X(\omega) \quad (12)$$

donde $A^N(\omega)$ es la matriz completa de acelerancia numérica. Experimentalmente, sólo se obtienen cuatro elementos de la matriz completa de acelerancia $A^X(\omega)$, por lo que el ajuste del modelo puede realizarse en base a la información disponible. Se utilizan solo cuatro ecuaciones escalares de la identidad matricial presentada en Ec. (12). Promediando la acelerancia experimental obtenida en "1" cuando se golpea en "2", $A_{12}(\omega)$, y la obtenida en "2" cuando se golpea en "1", $A_{21}(\omega)$, se reducen a tres las ecuaciones escalares de ajuste:

$$-\omega^2 [\alpha_i^N(\omega)]^T [\Delta Z(\omega)] [\alpha_i^N(\omega)] \cong A_{ii}^N(\omega) - A_{11}^X(\omega) \quad (13)$$

$$-\omega^2 [\alpha_j^N(\omega)]^T [\Delta Z(\omega)] [\alpha_j^N(\omega)] \cong A_{jj}^N(\omega) - A_{22}^X(\omega) \quad (14)$$

$$-\omega^2 [\alpha_i^N(\omega)]^T [\Delta Z(\omega)] [\alpha_j^N(\omega)] \cong A_{ij}^N(\omega) - \frac{A_{12}^X(\omega) + A_{21}^X(\omega)}{2} \quad (15)$$

Los subíndices i y j son utilizados para indicar los números de grados de libertad correspondientes al desplazamiento vertical en los puntos "1" y "2" (Véase Figura 1). α_i y α_j

son las columnas i y j de la matriz de receptancia completa, $A_{ij}^N(\omega)$ representa el elemento de la fila i y columna j de la matriz de acelerancia numérica.

Se eligen como parámetros de ajuste del modelo numérico la rigidez flexional de la viga EI , los coeficientes de amortiguamiento proporcional y la relación de amortiguamiento material. Los parámetros adimensionales calculados con Ec. (8) a partir de EI , ξ , γ y β se denominan p_{EI} , p_ξ , p_γ y p_β , respectivamente. Usando Ec. (9) la matriz error de rigidez dinámica puede expresarse a partir de los parámetros adimensionales:

$$\Delta Z(\omega) = \frac{\partial Z(\omega)}{\partial EI} EI_o p_{EI} + \frac{\partial Z(\omega)}{\partial \gamma} \gamma_o p_\gamma + \frac{\partial Z(\omega)}{\partial \beta} \beta_o p_\beta + \frac{\partial Z(\omega)}{\partial \xi} \xi_o p_\xi \quad (16)$$

donde

$$\frac{\partial Z(\omega)}{\partial EI} EI_o p_{EI} = K(1 + (2\xi_o + \omega\beta_o) i) p_{EI}, \quad \frac{\partial Z(\omega)}{\partial \gamma} \gamma_o p_\gamma = i\omega M \gamma_o p_\gamma \quad (17)$$

$$\frac{\partial Z(\omega)}{\partial \beta} \beta_o p_\beta = i\omega K \beta_o p_\beta, \quad \frac{\partial Z(\omega)}{\partial \xi} \xi_o p_\xi = 2i K \xi_o p_\xi \quad (18)$$

EI_o , γ_o , β_o y ξ_o son los parámetros de ajuste obtenidos en el paso anterior del proceso de calibración. Reemplazando la Ec. (16) en la Ec. (13) se arriba a:

$$-\omega^2([\alpha_i^N(\omega)]^T [K(1 + (2\xi_o + \omega\beta_o) i) p_{EI} + i\omega M \gamma_o p_\gamma + i\omega K \beta_o p_\beta + i K \xi_o p_\xi] [\alpha_i^N(\omega)]) \cong A_{ii}^N(\omega) - A_{11}^X(\omega) \quad (19)$$

Puede acomodarse el miembro izquierdo de Ec. (19) como un producto de vectores:

$$\begin{bmatrix} (1 + (2\xi_o + \omega\beta_o) i) [\alpha_i^N(\omega)]^T [K] [\alpha_i^N(\omega)] \\ i\omega\gamma_o [\alpha_i^N(\omega)]^T [M] [\alpha_i^N(\omega)] \\ i\omega\beta_o [\alpha_i^N(\omega)]^T [K] [\alpha_i^N(\omega)] \\ 2i\xi_o [\alpha_i^N(\omega)]^T [K] [\alpha_i^N(\omega)] \end{bmatrix} \mathbf{p} \cong (A_{ii}^N(\omega) - A_{11}^X(\omega)) \quad (20)$$

donde $\mathbf{p}^T = [p_{EI} \ p_\gamma \ p_\beta \ p_\xi]$. Operando de la misma manera con las Ec. (14) y Ec.(15), las Ec. (13), Ec. (14) y Ec. (15) pueden reacomodarse en un solo sistema lineal de ecuaciones:

$$S(\omega)\mathbf{p} \cong \mathbf{b}(\omega) \quad (21)$$

$$S(\omega) = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} a_{ii}^K \\ a_{jj}^K \\ a_{ij}^K \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} a_{ii}^M \\ a_{jj}^M \\ a_{ij}^M \end{bmatrix} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (1 + (2\xi_o + \omega\beta_o) i) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & i\omega\gamma_o & 0 & 0 \\ 0 & 0 & i\omega\beta_o & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2i\xi_o \end{bmatrix} \quad (22)$$

$$\begin{aligned} a_{ii}^K &= [\alpha_i^N(\omega)]^T [K] [\alpha_i^N(\omega)], & a_{ii}^M &= [\alpha_i^N(\omega)]^T [M] [\alpha_i^N(\omega)] \\ a_{jj}^K &= [\alpha_j^N(\omega)]^T [K] [\alpha_j^N(\omega)], & a_{jj}^M &= [\alpha_j^N(\omega)]^T [M] [\alpha_j^N(\omega)] \\ a_{ij}^K &= [\alpha_i^N(\omega)]^T [K] [\alpha_j^N(\omega)], & a_{ij}^M &= [\alpha_i^N(\omega)]^T [M] [\alpha_j^N(\omega)] \end{aligned} \quad (23)$$

$$\mathbf{b}(\omega) = \begin{bmatrix} A_{ii}^N(\omega) - A_{11}^X(\omega) \\ A_{jj}^N(\omega) - A_{22}^X(\omega) \\ A_{ij}^N(\omega) - \frac{A_{12}^X(\omega) + A_{21}^X(\omega)}{2} \end{bmatrix} \quad (24)$$

donde $S(\omega)$ es llamada matriz de sensibilidad. Para cada frecuencia de muestreo ω_m se calculan el término independiente $\mathbf{b}(\omega_m)$ y la matriz $S(\omega_m)$. Considerando N_f puntos de muestreo en frecuencia el sistema completo de ecuaciones de ajuste consiste en un problema sobre-determinado con $N_f \times 3$ ecuaciones y cuatro incógnitas (los parámetros de ajuste). Los parámetros se ajustan con el criterio de mínimos cuadrados:

$$\min_{\mathbf{p}} \|\mathbf{C}\mathbf{p} - \mathbf{d}\|_2^2 \quad (25)$$

con

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} S(\omega_1) \\ S(\omega_2) \\ \vdots \\ S(\omega_{N_f}) \end{bmatrix}, \quad \mathbf{d} = \begin{bmatrix} \mathbf{b}(\omega_1) \\ \mathbf{b}(\omega_2) \\ \vdots \\ \mathbf{b}(\omega_{N_f}) \end{bmatrix} \quad (26)$$

Se utiliza la rutina “*lsqlin*” de MATLAB que resuelve problemas lineales de mínimos cuadrados a partir de los parámetros iniciales supuestos (véase [Tabla 1](#)) y permite la imposición de cotas superiores e inferiores de solución. Debido a que la matriz error de rigidez dinámica $\Delta Z(\omega)$ se aproxima linealmente, la Ec. (21) sólo tiene validez para pequeños cambios en los parámetros de ajuste P_i , por lo que la calibración se realiza en forma iterativa restringiendo en cada paso la tasa máxima de cambio de dichos parámetros a un 1 %.

EI_o	$4,4277 \text{ Nm}^2$
γ_o	$2,457 \text{ s}^{-1}$
β_o	$1,44 * 10^{-5} \text{ s}$
ξ_o	$0,01$

Tabla 1: Parámetros iniciales supuestos.

En cada paso de iteración, la matriz \mathbf{C} y el vector \mathbf{d} se modifican debido a que dependen de los parámetros de ajuste actualizados. El error absoluto promedio e_k entre las acelerancias experimental y numérica en la iteración k se calcula a partir del módulo del vector \mathbf{d}_k :

$$e_k = \frac{\sqrt{\mathbf{d}_k^H \mathbf{d}_k}}{3 N_f} \quad (27)$$

donde \mathbf{d}_k^H es el vector Hermitiano de \mathbf{d}_k . El error relativo entre dos iteraciones sucesivas k y $k + 1$ se utiliza como criterio de parada del proceso de calibración:

$$\frac{e_{k+1} - e_k}{e_k} \leq 1 \times 10^{-4} \quad (28)$$

5. RESULTADOS

Debido a la pronunciada dispersión que presentan las curvas experimentales de acelerancia para frecuencias mayores a 140 Hz, la calibración de parámetros estructurales se realiza considerando dos dominios de frecuencia de ajuste: 0~140 Hz y 0~200 Hz. Se ajustan los parámetros a partir de las acelerancias experimentales obtenidas con los dos equipamientos disponibles y en los dos dominios de frecuencia de ajuste propuestos.

En las Figura 2, Figura 3, Figura 4 y Figura 5 se presentan las acelerancias numéricas ajustadas y experimentales obtenidas con ambos equipos de medición. En las Figura 3 y Figura 5 se observa que, para frecuencias mayores a 140 Hz, aparece ruido en las curvas de acelerancia experimental A_{11}^X y A_{12}^X . Midiendo en la sección central (punto “1”) no se detectan los modos 2 y 4, y tampoco son excitados cuando el golpe se realiza en esa sección. Por este motivo, las resonancias correspondientes a dichos modos se observan únicamente en la acelerancia A_{22}^X . Cabe destacar que todas las curvas FRF obtenidas experimentalmente exhiben satisfactoriamente tanto las resonancias como las anti-resonancias. En todos los casos, el modelo numérico reproduce satisfactoriamente las curvas experimentales hasta frecuencias de 140 Hz.

En la [Tabla 2](#) se comparan los resultados de los parámetros y errores absolutos promedio alcanzados luego de cada proceso de calibración. El error absoluto promedio alcanzado para el ajuste hasta 140 Hz es menor que para el ajuste hasta 200 Hz. Esto se debe al ruido experimental que aparece para frecuencias mayores a 140 Hz cuando se mide con ambos equipos de medición.

	HP PCB ENDEVCO [0 – 140] Hz	SPIDER ROCCA HBM [0 – 140] Hz	HP PCB ENDEVCO [0 – 200] Hz	SPIDER ROCCA HBM [0 – 200] Hz
EI [$kN m^2$]	4.5025	4.4246	4.4397	4.3318
β [s]	1.1168e-05	8.9538e-06	1.0751e-05	1.2746e-05
γ [s^{-1}]	2.841	3.8558	3.922	4.3323
ξ	0.0041496	0.0045563	0.0079813	0.0086418
e [$m/s^2/kN$]	381.21	351.11	916.18	965.58

Tabla 2: Parámetros estructurales obtenidos y error absoluto.

A efectos de vislumbrar la variabilidad de los resultados mostrados en la [Tabla 2](#) se calcula la desviación estándar adimensional:

$$r_i = \frac{\sigma_{P_i}}{\mu_{P_i}} \quad (29)$$

donde μ_{P_i} es la media del parámetro P_i en todos los casos de análisis y σ_{P_i} la desviación estándar. En la [Tabla 3](#) se muestran las desviaciones estándar adimensionales obtenidas para cada parámetro:

r_{EI}	1,59 %
r_{β}	14,3%
r_{γ}	16,9 %
r_{ξ}	36,4 %

Tabla 3: Desviación estándar adimensional.

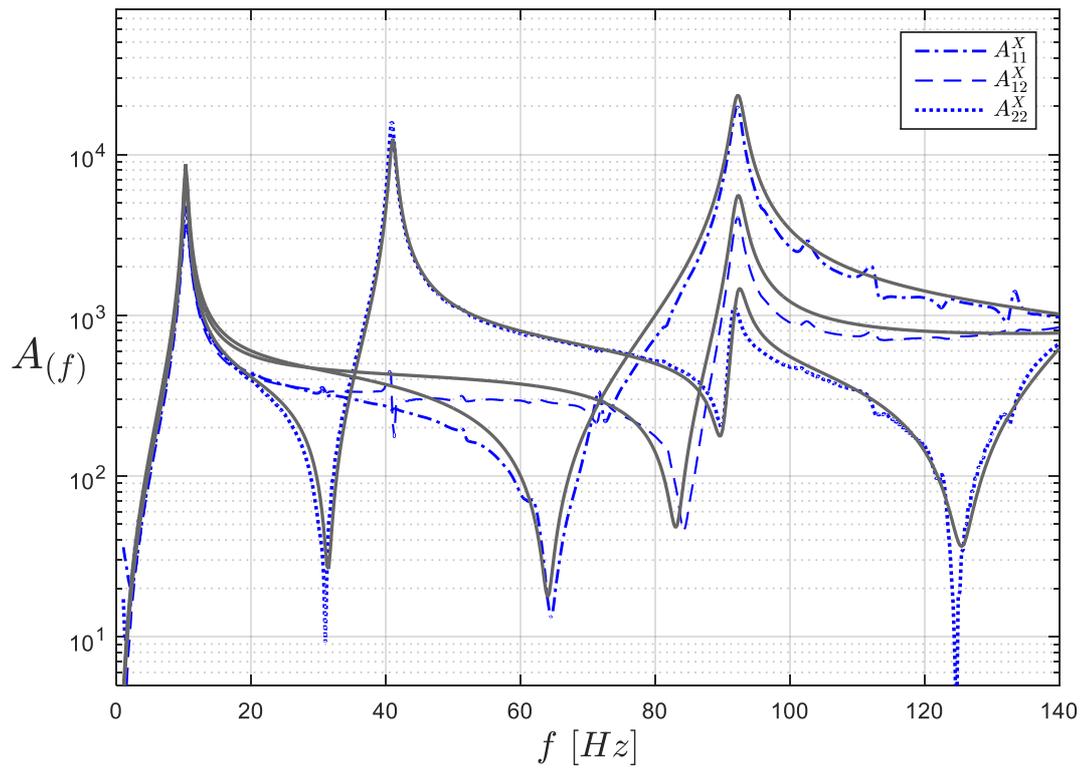


Figura 2: Comparación entre las acelerancias numéricas y experimentales obtenidas con HP PCB ENDEVCO con dominio de frecuencias de ajuste hasta 140 Hz.

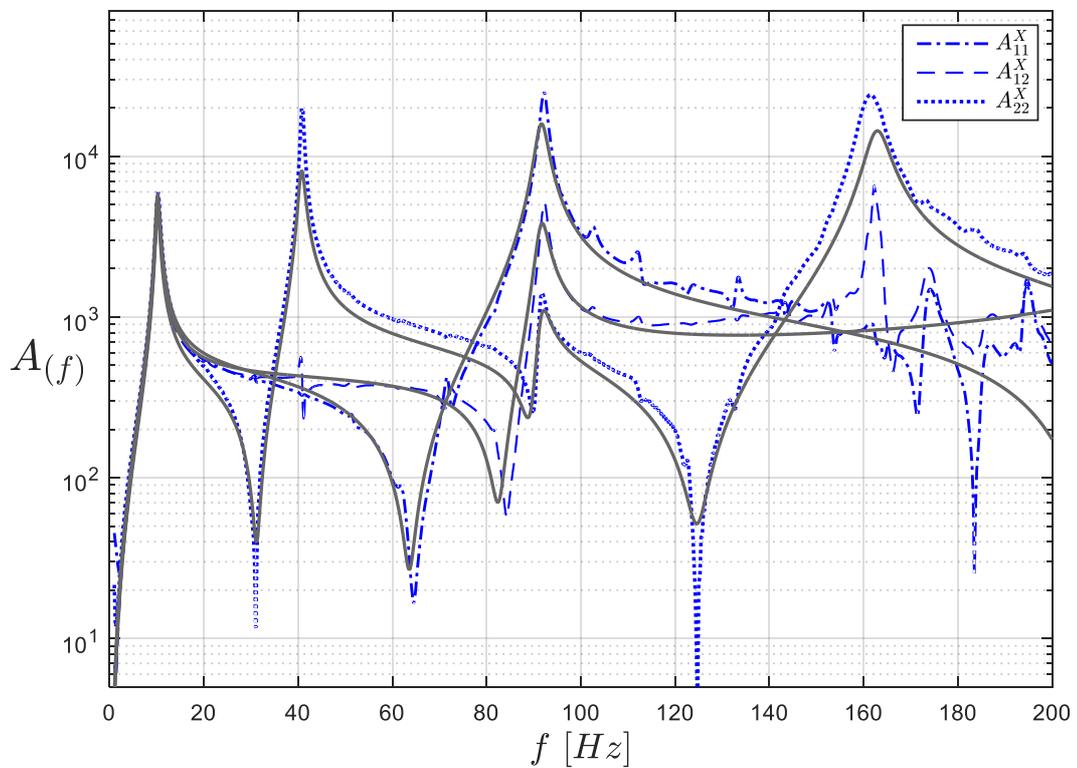


Figura 3: Comparación entre las acelerancias numéricas y experimentales obtenidas con HP PCB ENDEVCO con dominio de frecuencias de ajuste hasta 200 Hz.

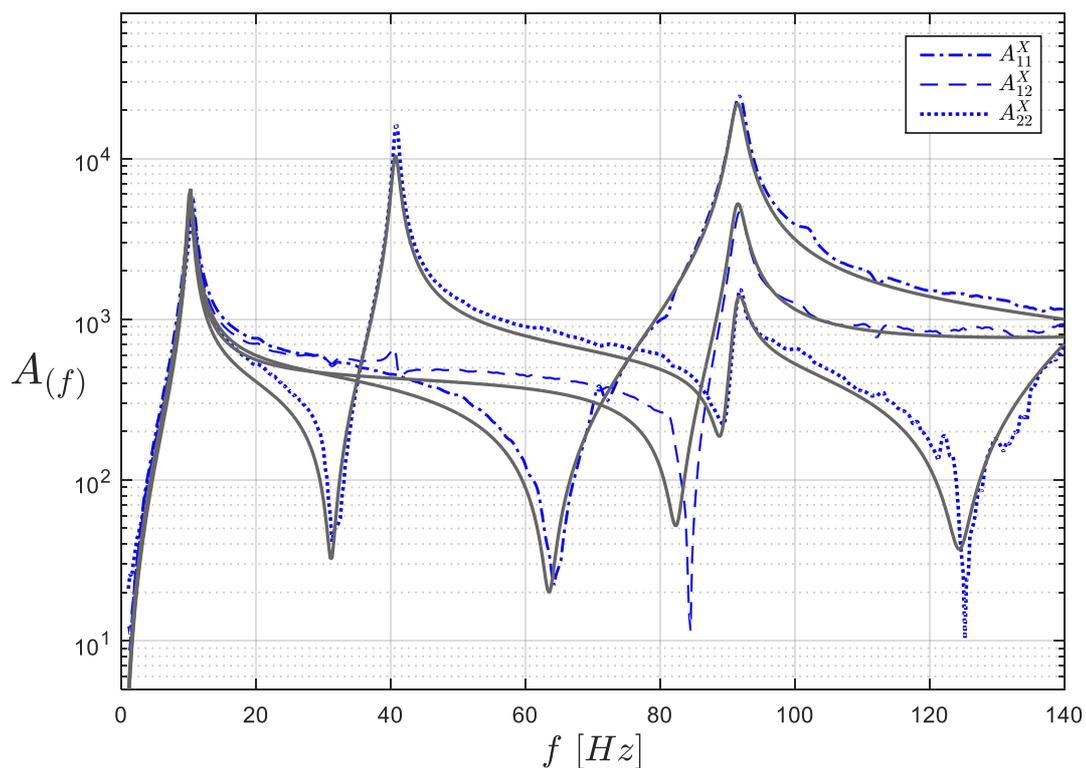


Figura 4: Comparación entre las acelerancias numéricas y experimentales obtenidas con SPIDER-ROCCA-HBM500 con dominio de frecuencias de ajuste hasta 140 Hz.

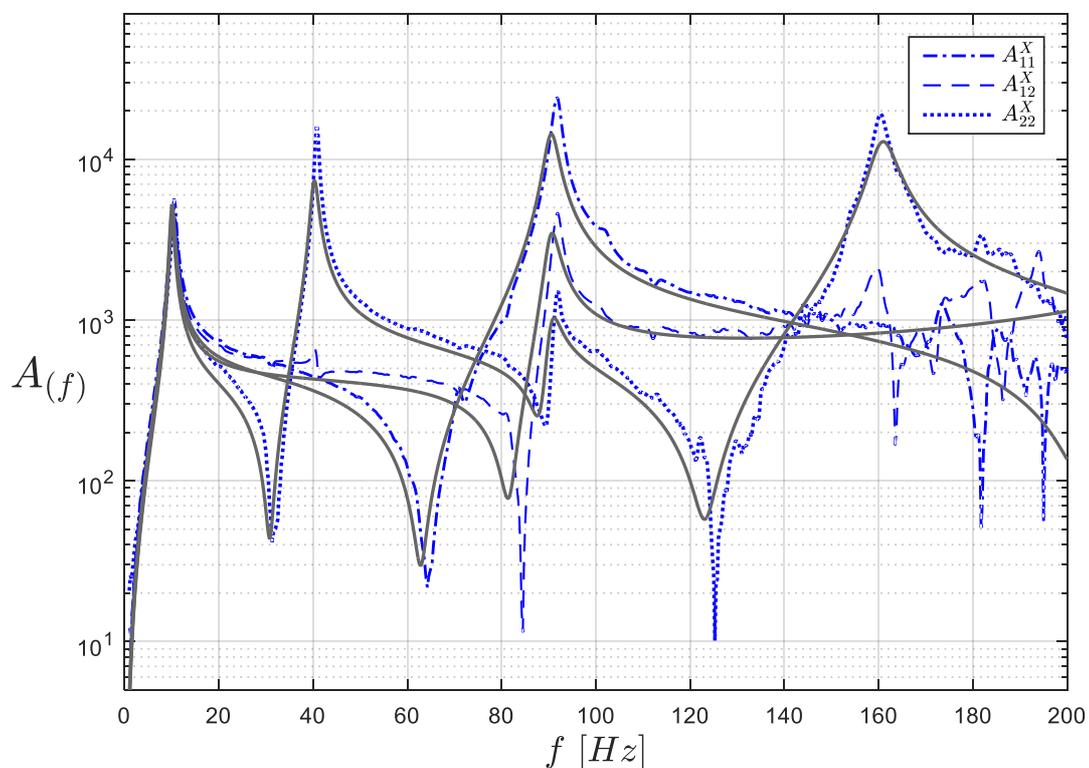


Figura 5: Comparación entre las acelerancias numéricas y experimentales obtenidas con SPIDER-ROCCA-HBM500 con dominio de frecuencias de ajuste hasta 200 Hz.

6. CONCLUSIONES

La rigidez flexional obtenida para los diferentes casos de análisis presenta una desviación estándar del 1,6% de la rigidez flexional promedio de todos los casos de análisis. La desviación estándar adimensional para los coeficientes de amortiguamiento se incrementa notablemente: 15 % para los coeficientes de Rayleigh y 36 % para la relación de amortiguamiento material. Además, se observan diferencias considerables entre las curvas de acelerancia experimental obtenidas con uno y otro equipo de medición para frecuencias mayores a los 140 Hz. Se trata del mismo ensayo realizado sobre la misma estructura con equipos de medición diferentes y dominios de frecuencias de ajuste diferentes. Estas son variantes de medición y de calibración que pueden ocurrir en la práctica habitual del análisis modal experimental.

La presencia de daño puntual en una estructura se traduce en una disminución localizada de la rigidez, pero no necesariamente en un cambio notable de los parámetros modales respecto de la estructura sin daño. A partir de la dispersión en los resultados obtenidos se concluye que los cambios modales producidos por pequeños niveles de daños como fisuras o fallas se ubicarían dentro del umbral de incertidumbre habitual de las mediciones y de la calibración del modelo numérico. Diferenciar con claridad si las variaciones observadas en las propiedades modales y en las curvas de respuesta en frecuencia experimentales se deben a la presencia de daño o a cambios en las condiciones de medición es aún un desafío para el análisis modal experimental.

AGRADECIMIENTOS

Se agradece al Centro de Vinculación de Ensayos no Destructivos y de Evaluación de Obras en Infraestructura Civil – FCEFyN - UNC, al personal de apoyo brindado por el Laboratorio del Departamento de Estructuras FCEFyN - UNC, al Ing. Antonio M. Prato y al Dr. Ing. José Stuardi por la colaboración incondicional para la concreción de los ensayos realizados.

REFERENCIAS

- Modak S. V., Kundra T. K., Nakra B. C., Comparative study of model updating methods using simulated experimental data. *Computers and Structures*, 80 437-447, (2002).
- Ellen S., De Roeck G., Lombaert G., Dealing with uncertainty in model updating for damage assessment, *Mechanical Systems and Signal Processing*, 56-57 123-149, (2015).
- Doebling, S.W., Farrar, C.R. and Prime, M.B., A Summary Review of Vibration-Based Damage Identification Methods, *The Shock and Vibration Digest*, 30, 91-105, (1998).
- Doebling, S.W., Farrar, C.R. Peterson, L.D. Farhat, C., Improved damage location accuracy using strain energy-based mode selection criteria, *AIAA Journal*, Vol. 35 No 4, 693-699, (1997).
- Doebling, S.W., Farrar, C.R. Goodman, R. S., Effects of measurements statistics on the detection of damage in the Alamosa Canyon bridge. *15th International Modal Analysis Conference*, 30, Orlando,FL. Pp.919-929 (1997).
- Mazurek, D.F., Modal sensitivity to damage in multigirder bridges, *15th International Modal Analysis Conference*, 30, Orlando,FL (1997).
- Farrar, C., Jáuregui D.V. Comparison of damage identification algorithms on experimental modal data from a bridge, *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering*, 2768:1423 (1996).
- Silva J. M. M., and Maia N. M. M., *Experimental modal analysis*. John Wiley and Sons Ltd, 1991.