

INFLUENCIA DEL EFECTO BREATHING EN LA IDENTIFICACIÓN DE FISURAS EN VIGAS DE PAREDES DELGADAS

Víctor H. Cortínez^{a,b} y Franco Dotti^{a,b}

^a*Centro de Investigaciones en Mecánica Teórica y Aplicada, Universidad Tecnológica Nacional,
Facultad Regional Bahía Blanca, 11 de Abril 461, 8000 Bahía Blanca, Argentina,
vcortine@frbb.utn.edu.ar*

^b*Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET)*

Palabras Clave: Vigas de pared delgada, Identificación de daños, Fatiga, Fisura batiente.

Resumen. La presencia de fisuras que pueden abrirse o cerrarse debido al movimiento genera en estructuras sometidas a cargas cíclicas un cambio en la rigidez dependiente del tiempo. Puede considerarse a grandes rasgos que este tipo de fisura no lineal se comporta en parte como una fisura completamente abierta, y en parte como si no hubiese fisura presente. En consecuencia, la configuración de una estructura es más rígida con una fisura no lineal que con una fisura completamente abierta o lineal. A su vez, los efectos no lineales de la fisura se traducen en resonancias armónicas que pueden incrementar los desplazamientos en ciertas zonas del espectro de frecuencias. En investigaciones previas se ha demostrado que este efecto de cerramiento, conocido como efecto *breathing*, genera importantes consecuencias en el comportamiento dinámico de vigas de paredes delgadas. Asimismo, este efecto debe influenciar el proceso de identificación de los parámetros inherentes a la fisura, como su ubicación y su severidad. Dicha influencia se estudia en el presente artículo mediante la resolución del problema inverso de identificación, empleando enfoques de fisura lineal y no lineal por separado y comparando luego los resultados obtenidos. Para el tratamiento del problema directo, se emplea un modelo unidimensional introducido por los autores. Se utilizan como indicadores de daño desplazamientos medidos de la historia temporal. Estos indicadores se obtienen a partir de un modelo de elementos finitos de mayor jerarquía (tridimensional), en el que el efecto *breathing* se considera como un problema de contacto. Los indicadores consideran la presencia de ruido de medición, tanto aleatorio como sistemático.

1 INTRODUCCIÓN

Es sabido que la ocurrencia de fallas en sistemas estructurales puede conducir a grandes pérdidas económicas e incluso de vidas humanas. Debido a ello, en los últimos años la identificación temprana de daño en sistemas ingenieriles se ha convertido en un tema prioritario de investigación. En particular, un tipo de daño que puede pasar peligrosamente inadvertido es el producido por fatiga de los materiales, dada la dificultad de su detección a simple vista. Si bien existen diversas técnicas no destructivas para la detección de fisuras, muchas veces su aplicación puede ser limitada, debido a la restricción que representa su carácter local; de hecho, una estructura puede presentar zonas inaccesibles para la aplicación de dichas técnicas. En consecuencia, las técnicas de detección de daño basadas en modelos han adquirido gran importancia, impulsadas además por el avance en la computación digital de datos.

La presencia de daño en estructuras produce modificaciones en la respuesta vibratoria forzada de la misma. Estas modificaciones dependen de la naturaleza, ubicación y severidad del daño en cuestión. La identificación basada en dicha respuesta dinámica se centra esencialmente en la comparación entre valores teóricos y experimentales de parámetros dinámicos. Las incógnitas del problema corresponden a las magnitudes asociadas al daño (localización, intensidad). Así, a los valores más próximos a los reales le corresponderá una mínima desviación entre valores teóricos y experimentales. Este tipo de técnica inversa hace uso de un modelo teórico de la estructura dañada. Entre la amplia literatura compilatoria en lo que respecta a las distintas técnicas de detección de daño, cabe citar los trabajos de [Morassi y Vestroni \(2008\)](#), [Friswell \(2007\)](#), [Balageas et al. \(2006\)](#), [Sohn et al. \(2004\)](#), [Doebbling et al. \(1998\)](#), [Salawu \(1997\)](#) y [Dimarogonas \(1996\)](#), entre otros.

El caso de fisura completamente abierta o lineal, es decir que la fisura se halla siempre abierta durante el movimiento, es históricamente el modelo más empleado en lo que respecta a identificación a partir de parámetros dinámicos. Pero lo cierto es que una aproximación más realista de una fisura de fatiga implica que la misma puede abrirse o cerrarse durante el movimiento ([Brandon, 1998](#); [Cheng et al., 1999](#)). Considerando este efecto, denominado batimiento, cerramiento o *breathing*, una fisura produce una dinámica no lineal interesante y compleja. [Brandon \(1998\)](#) y [Kisa y Brandon \(2000\)](#) presentaron un resumen de las técnicas que pueden aplicarse en la modelación del mencionado efecto. Muchas de estas técnicas que permiten modelar la dinámica no lineal resultante se basan en considerar la rigidez de la estructura como constante a tramos, es decir, una rigidez bilineal ([Friswell, 2007](#)).

La influencia del efecto de cerramiento en la identificación de fisuras ha sido mencionada o estudiada de manera tangencial en los trabajos de [Penny y Friswell \(2002\)](#) y [Cheng et al. \(1999\)](#). Estos investigadores alertan sobre la posibilidad de una subestimación de la profundidad de fisura si se emplea un modelo de fisura lineal como herramienta interpretativa, presentando la estructura real el efecto de cerramiento. Ellos arribaron a esta conclusión luego de observar que las frecuencias naturales de vigas Bernoulli-Euler con fisura batiente presentan un valor intermedio entre las asociadas a la estructura intacta y con fisura abierta.

A conocimiento de los autores, no se registran trabajos en la literatura que aborden la influencia del efecto *breathing* en la identificación de fisuras en vigas de pared delgada, pese a la amplia utilización de esta tipología estructural en diferentes ámbitos de la ingeniería. En este trabajo se intenta arribar a conclusiones en el tópico indicado. Para ello, se emplea en la resolución del problema directo un modelo estructural unidimensional muy preciso para el análisis dinámico de vigas de pared delgada, con presencia de daño por fatiga. Este modelo se basa en trabajos anteriores de los autores ([Cortínez y Rossi, 1998](#); [Cortínez y Piovan, 2002](#); [Cortínez et al., 2007](#); [Dotti et al., 2011](#); [Dotti, 2012](#); [Cortínez y Dotti, 2012](#); [Dotti y Cortínez,](#)

2013; Cortínez y Dotti, 2013) y considera, entre otros aspectos distintivos, flexibilidad por corte debido a flexión y alabeo seccional. Los parámetros de la fisura son identificados mediante la resolución de un problema inverso, a partir de indicadores asociados a la vibración forzada. Así, se minimiza una función objetivo la cual se define en términos de diferencias cuadráticas entre valores de amplitudes estacionarias de desplazamiento. Estas amplitudes corresponden a las calculadas con el modelo viga y a las obtenidas mediante un modelo de mayor jerarquía, que simula las mediciones experimentales en la estructura real. La función objetivo del problema inverso presenta en general múltiples mínimos relativos, característica que le confiere al problema una dificultad matemática importante. La optimización se realiza mediante el algoritmo de Evolución Diferencial, originalmente introducido por Storn y Price (1997). Dada su estrategia evolutiva de computación paralela, esta técnica permite llevar a cabo una optimización global, evitando obtener soluciones asociadas a mínimos locales.

2 TEORÍA

2.1 Viga de pared delgada con fisura

La Figura 1 muestra una viga de pared delgada de sección abierta general, con presencia de una fisura en uno de sus bordes libres. Los puntos de la viga se refieren a un sistema de coordenadas cartesianas ($C: x, y, z$), cuyo origen C es coincidente con el centroide de la sección transversal original de la viga sin daño. También se define el sistema intrínseco ($B: x, y, z$), ubicándose el punto B en la línea media de la pared seccional. Las coordenadas de los puntos ubicados en dicha línea media se denotan como $Y(s)$ y $Z(s)$.

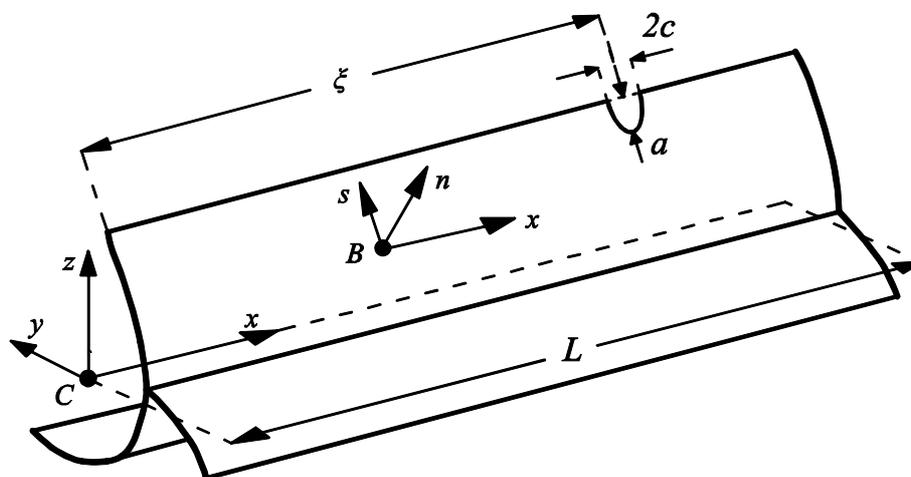


Figura 1: Viga de pared delgada genérica con una fisura modelada como un hueco elíptico ($c \rightarrow 0$).

Sea una fisura de severidad a , ubicada en $x = \xi$. Se propone que la morfología de dicha fisura puede aproximarse a un hueco elíptico, con el semieje menor c de la elipse tendiendo a cero. De esta forma, los límites de la fisura se expresan en función de x como

$$\tilde{a}(x) = a \sqrt{1 - \frac{(x - \xi)^2}{c^2}}. \quad (1)$$

2.2 Ley constitutiva

La expresión constitutiva asociada a una viga de pared delgada puede escribirse de la siguiente manera

$$\mathbf{Q} = \mathbf{J}\mathbf{\Delta}, \quad (2)$$

donde \mathbf{Q} es el vector de esfuerzos generalizados, \mathbf{J} la matriz constitutiva y $\mathbf{\Delta}$ el vector de deformaciones generalizadas (Cortínez y Piovan, 2002). Así, \mathbf{Q} y $\mathbf{\Delta}$ se expresan como

$$\mathbf{Q} = \{N, M_y, M_z, B, Q_y, Q_z, T_w, T_{sv}\}^T, \quad (3)$$

$$\mathbf{\Delta} = \left\{ \frac{\partial u}{\partial x}, -\frac{\partial \theta_y}{\partial x}, -\frac{\partial \theta_z}{\partial x}, -\frac{\partial \theta_x}{\partial x}, \frac{\partial v}{\partial x} - \theta_z, \frac{\partial w}{\partial x} - \theta_y, \frac{\partial \phi_x}{\partial x} - \theta_x, \frac{\partial \phi_x}{\partial x} \right\}^T. \quad (4)$$

Los esfuerzos generalizados han sido definidos en (3): N es el esfuerzo axial, M_y y M_z son los momentos flectores, B es el esfuerzo bimomental, Q_y y Q_z son los esfuerzos de corte, T_w es el momento flexotorsor o torque de Vlasov y T_{sv} es el momento torsor. Las deformaciones generalizadas están dadas por las componentes del vector $\mathbf{\Delta}$ y se definen en términos de los desplazamientos generalizados: u , v y w son los desplazamientos en las direcciones x , y y z respectivamente del centroide de la sección intacta, θ_y y θ_z son los giros flexionales, θ_x es la variable ponderativa del alabeo no uniforme y ϕ_x es el giro torsor. La matriz constitutiva \mathbf{J} contiene las propiedades geométricas de la sección transversal y está dada por

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} EA & ES_y & ES_z & ES_\omega & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & EI_y & EI_{yz} & EI_{y\omega} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & EI_z & EI_{z\omega} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & EC_w & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & J_{55} & 0 & J_{57} & 0 \\ & & & & & J_{66} & J_{67} & 0 \\ & & & & & & J_{77} & 0 \\ & & & & & & & GJ_{sv} \end{bmatrix}, \quad (5)$$

donde J_{sv} es la constante de torsión de Saint-Venant. Se han definido además las siguientes características seccionales

$$\begin{aligned} A &= e \int_S ds, & S_y &= e \int_S Z ds, & S_z &= e \int_S Y ds, & S_\omega &= e \int_S \omega_p ds, \\ I_y &= e \int_S Z^2 ds, & I_z &= e \int_S Y^2 ds, & I_{yz} &= e \int_S YZ ds, \\ I_{y\omega} &= e \int_S Z \omega_p ds, & I_{z\omega} &= e \int_S Y \omega_p ds, & C_w &= e \int_S \omega_p^2 ds, \end{aligned} \quad (6)$$

y los coeficientes asociados al corte, dados por (Piovan, 2003)

$$\begin{aligned} J_{55} &= e \int_S \left[\left(\frac{dY}{dS} \right)^2 + \left(\frac{dZ}{dS} \right)^2 \right] ds, & J_{66} &= e \int_S \left[\left(\frac{dY}{dS} \right)^2 + \left(\frac{dZ}{dS} \right)^2 \right] ds, & J_{77} &= e \int_S (r^2 + l^2) ds, \\ J_{57} &= e \int_S \left[r \left(\frac{dY}{dS} \right)^2 - l \left(\frac{dZ}{dS} \right)^2 \right] ds, & J_{67} &= e \int_S \left[l \left(\frac{dY}{dS} \right)^2 + r \left(\frac{dZ}{dS} \right)^2 \right] ds, \end{aligned} \quad (7)$$

donde $l = Y dY/ds + Z dZ/ds$ y $r = -Z dY/ds + Y dZ/ds$. En (6) y (7), S representa el perímetro total de la sección transversal; S adopta el valor constante S_0 si se hace referencia a la sección intacta o S_a , dependiente de x , si la sección contiene a la fisura elíptica. Además, e es el

espesor de pared y E el módulo de Young. Por su parte, aunque (6) y (7) son válidas en cualquier sección de la viga, se emplea la función de alabeo primario de la sección sin daño, ω_p , independientemente de la presencia de la fisura. Esta simplificación no produce diferencias sustanciales en los resultados si la fisura es de tamaño pequeño a moderado (Dotti, 2011).

2.3 Tasa de liberación de energía asociada a la apertura de la fisura

La energía de deformación asociada a la viga genérica de la Figura 1 puede expresarse como

$$U = \frac{1}{2} \left(\int_0^{\xi-c} \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_0^{-1} \mathbf{Q} dx + \int_{\xi-c}^{\xi+c} \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_a^{-1} \mathbf{Q} dx + \int_{\xi+c}^L \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_0^{-1} \mathbf{Q} dx \right), \quad (8)$$

donde \mathbf{J}_a y \mathbf{J}_0 son las matrices constitutivas asociadas a las secciones transversales con y sin fisura, respectivamente. \mathbf{J}_a depende de x a través de la expresión (1).

Ahora bien, despreciando las pequeñas alteraciones generadas en los esfuerzos generalizados debido a la presencia de la fisura, la ecuación (8) puede reformularse como

$$U = \frac{1}{2} \left(\int_0^{\xi-c} \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_0^{-1} \mathbf{Q} dx + c \mathbf{Q}^T \Big|_{x=\xi} \int_{-1}^1 \mathbf{J}_\lambda^{-1} d\lambda \mathbf{Q} \Big|_{x=\xi} + \int_{\xi+c}^L \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_0^{-1} \mathbf{Q} dx \right), \quad (9)$$

donde se ha definido la variable auxiliar de integración $\lambda = (x - \xi)/c$.

Debido al teorema de Clapeyron, el trabajo de las fuerzas externas es $V = 2 U$. La energía potencial está dada por $\Pi = U - V$, por lo tanto $\Pi = -U$. Así, la tasa de liberación de energía en dirección del ensanchamiento de la fisura puede expresarse como

$$G^* = \lim_{c \rightarrow 0} \frac{\partial U}{\partial c} = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial c} \left(\int_0^{\xi-c} \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_0^{-1} \mathbf{Q} dx + \int_{\xi+c}^L \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_0^{-1} \mathbf{Q} dx \right) + \mathbf{Q}^T \Big|_{x=\xi} \int_0^1 \mathbf{J}_\lambda^{-1} d\lambda \mathbf{Q} \Big|_{x=\xi}. \quad (10)$$

La expresión anterior puede simplificarse aplicando el teorema fundamental del cálculo, para obtener

$$G^* = \mathbf{Q}^T \Big|_{x=\xi} \left(\int_0^1 \mathbf{J}_\lambda^{-1} d\lambda - \mathbf{J}_0^{-1} \right) \mathbf{Q} \Big|_{x=\xi}. \quad (11)$$

La tasa de liberación de energía G^* fue propuesta por Xie et al. (1998) y su concepto es similar al de la clásica integral J de Rice (1968): ambas permiten cuantificar la liberación de energía asociada a una fisura, aunque para diferentes direcciones de desplazamiento de la superficie interna la misma.

3 IMPLEMENTACIÓN NUMÉRICA

3.1 Elemento finito con fisura

Sea un elemento finito de viga de pared delgada conteniendo una fisura en una de sus ramificaciones, tal como se muestra en la Figura 2. El mismo cuenta con dos nodos y siete grados de libertad por nodo, de manera similar al elemento para viga intacta propuesto por Cortínez y Rossi (1998). Sin embargo, la matriz de rigidez debe ser diferente a la correspondiente a un elemento intacto pues debe tener en cuenta los acoplamientos

adicionales debidos a la presencia de la fisura. Este elemento, con la modificación en matriz de rigidez, se introduce luego en un ensamble de elementos finitos convencional, el cual es empleado en análisis posteriores.

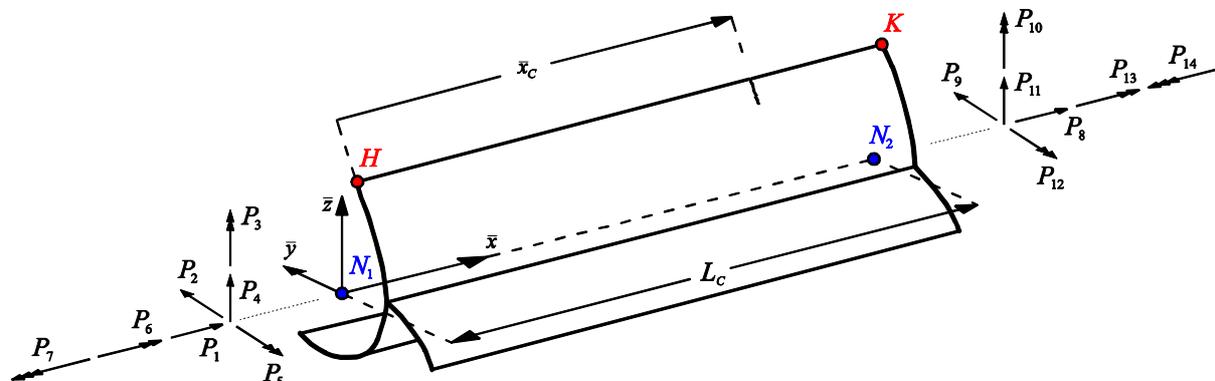


Figura 2: Elemento de viga de pared delgada genérica con fisura, mostrando cargas aplicadas y sistema local de coordenadas.

La matriz de rigidez del elemento con fisura se obtiene de manera similar al enfoque propuesto por Darpe et al. (2004) para rotores, aunque considerando los aspectos propios de viga de pared delgada. El elemento, de longitud L_C , se halla cargado en sus nodos con esfuerzos axiales P_1 y P_8 , esfuerzos de corte P_2, P_4 y P_9, P_{11} , momentos flectores P_3, P_6 y P_{10}, P_{13} , momentos torsores P_6 y P_{13} y esfuerzos bimometales P_7 y P_{14} . Los desplazamientos del nodo N_1 pueden expresarse mediante el teorema de Castigliano de la siguiente forma

$$\mathbf{w}^{(1)} = \frac{\partial(U_0 + U_C)}{\partial \mathbf{p}^{(1)}}, \tag{12}$$

donde U_0 y U_C representan respectivamente energía de deformación asociada al elemento sin fisura y debido a la fisura. Se ha definido el vector de desplazamientos del nodo N_1 como

$$\mathbf{w}^{(1)} = \{u^{(1)}, v^{(1)}, \theta_z^{(1)}, w^{(1)}, \theta_y^{(1)}, \phi_x^{(1)}, \theta_x^{(1)}\}^T, \tag{13}$$

y también un vector de cargas asociado a dicho nodo como

$$\mathbf{p}^{(1)} = \{P_1, P_2, P_3, P_4, P_5, P_6, P_7\}^T. \tag{14}$$

Por su parte, el vector de desplazamientos de la expresión (13) puede escribirse como $\mathbf{w}^{(1)} = \mathbf{w}_0^{(1)} + \mathbf{w}_C^{(1)}$ siendo

$$\mathbf{w}_0^{(1)} = \frac{\partial U_0}{\partial \mathbf{p}^{(1)}}, \quad \mathbf{w}_C^{(1)} = \frac{\partial U_C}{\partial \mathbf{p}^{(1)}}. \tag{15}$$

Para obtener los desplazamientos $\mathbf{w}_0^{(1)}$, debe tenerse en cuenta que la energía de deformación del elemento intacto se expresa como

$$U_0 = \frac{1}{2} \int_0^{L_C} \mathbf{Q}^T \mathbf{J}_0^{-1} \mathbf{Q} dx, \tag{16}$$

debiéndose considerar en la expresión (3) del vector \mathbf{Q} las definiciones de la Figura 2, es decir

$$\begin{aligned} N &= P_1, & Q_y &= P_2, & M_z &= P_3 - \bar{x}_C P_2, & Q_z &= P_4, \\ M_y &= P_5 - \bar{x}_C P_4, & T_{sv} &= P_{6a}, & T_w &= P_{6b}, & B &= P_7 - \bar{x}_C P_{6b}, \end{aligned} \quad (17)$$

donde $P_6 = P_{6a} + P_{6b}$ dado que el momento torsor total está dado en vigas de paredes delgadas por $M_x = T_{sv} + T_w$, y \bar{x}_C indica la ubicación de la fisura en el elemento. Aplicando lo planteado en (15), se obtiene $\mathbf{w}_0^{(1)}$, en función de las componentes del vector $\mathbf{p}^{(1)}$.

Los desplazamientos adicionales $\mathbf{w}_C^{(1)}$ debidos a la presencia de la fisura pueden obtenerse de una manera similar, empleando además conceptos de mecánica de fracturas. Dada la relación $J = \pi G^*$ y la expresión (11), la energía U_C puede expresarse como

$$U_C = \int_0^a J da = \pi \int_0^a G^* da = \pi \mathbf{Q}^T \Big|_{x=\xi} \left(\int_0^1 \mathbf{J}_\lambda^{-1} d\lambda da - a \mathbf{J}_0^{-1} \right) \mathbf{Q} \Big|_{x=\xi}, \quad (18)$$

por lo que empleando las definiciones (17) y aplicando lo planteado en (15), se obtiene $\mathbf{w}_C^{(1)}$, en función de las componentes del vector $\mathbf{p}^{(1)}$.

En estas condiciones, se puede expresar $\mathbf{w}^{(1)}$ de manera matricial como

$$\mathbf{w}^{(1)} = \mathbf{F}_C^{(e)} \mathbf{p}^{(1)}, \quad (19)$$

siendo $\mathbf{F}_C^{(e)}$ la matriz de flexibilidad del elemento con fisura. Considerando el equilibrio estático en dicho elemento, se obtiene la matriz de rigidez del mismo a partir de la siguiente expresión

$$\mathbf{K}_C^{(e)} = \mathbf{T}^T \left(\mathbf{F}_C^{(e)} \right)^{-1} \mathbf{T}, \quad (20)$$

donde se ha definido la matriz de transformación \mathbf{T} como

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & L_C & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & L_C & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & L_C \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}. \quad (21)$$

Para emplear adecuadamente la matriz de rigidez $\mathbf{K}_C^{(e)}$ en el ensamble convencional de elementos finitos, deben condensarse las columnas y filas asociadas a P_{6a} y P_{6b} .

3.2 Fisura batiente (efecto *breathing*)

La presencia de una fisura batiente hará que la matriz de rigidez global sea dependiente del tiempo. De manera similar a como ha sido considerado en otros modelos (Friswell, 2007), el efecto de batimiento o *breathing* se simula mediante un esquema de rigidez bilineal. Esto implica una rigidez constante a tramos, intercambiando convenientemente la matriz de rigidez global asociada a la viga intacta con la obtenida considerando la fisura completamente abierta. Así, la matriz de rigidez global \mathbf{K}_B de la viga con fisura batiente se expresa como

$$\mathbf{K}_B = \begin{cases} \mathbf{K}_0 & \text{si } {}^t\Delta u_{HK} < 0 \\ \mathbf{K}_C & \text{si } {}^t\Delta u_{HK} \geq 0 \end{cases}. \quad (22)$$

siendo \mathbf{K}_0 la matriz de rigidez global asociada a la viga intacta y \mathbf{K}_C , la matriz de rigidez global asociada a la viga con fisura abierta. La fisura se asume cerrada si la magnitud del indicador de cerramiento ${}^t\Delta u_{HK}$ es negativa y abierta si dicha magnitud es positiva. El indicador ${}^t\Delta u_{HK}$ está dado por la diferencia entre los desplazamientos axiales (dirección x) de los puntos H y K , marcados en la [Figura 2](#), esto es

$${}^t\Delta u_{HK} = {}^t u_x^{(K)} - {}^t u_x^{(H)}. \quad (23)$$

Los desplazamientos ${}^t u_x^{(H)}$ y ${}^t u_x^{(K)}$ se obtienen a partir del campo de desplazamientos del modelo viga (ver para mayor detalle [Cortínez y Piovan, 2002](#)) y tienen las siguientes expresiones

$${}^t u_x^{(H)} = {}^t u(x_H) - y_H {}^t \theta_z(x_H) - z_K {}^t \theta_y(x_H) - \omega {}^t \theta_x(x_H), \quad (24)$$

$${}^t u_x^{(K)} = {}^t u(x_K) - y_K {}^t \theta_z(x_K) - z_K {}^t \theta_y(x_K) - \omega {}^t \theta_x(x_K), \quad (25)$$

donde $\{x_H = \xi - \bar{x}_C, y_H, z_H\}$ y $\{x_K = \xi + L_C - \bar{x}_C, y_K, z_K\}$ son las coordenadas de los puntos H y K , respectivamente. El superíndice t ubicado a la izquierda de las magnitudes de desplazamiento indica que las mismas son dependientes del tiempo.

El modelo bilineal representado por la ecuación (22) preserva las propiedades de dos sistemas lineales: caso de fisura completamente abierta y caso sin daño. Todas las características no lineales del modelo presentado en este artículo se derivan del mecanismo de cerramiento de fisura. Esta forma de considerar el efecto *breathing* tiene la ventaja de ser fácilmente adaptable a un modelo de elementos finitos y de capturar la fuente principal de no linealidad de una fisura por fatiga, a un costo computacional relativamente bajo.

3.3 Nota sobre la solución de la ecuación de equilibrio dinámico

En un caso general, la ecuación de equilibrio dinámico para vibraciones forzadas de una viga con fisura batiente tiene carácter no lineal ([Gasch, 1993](#)). Pero si la fisura es pequeña a moderada, la no linealidad que introduce el efecto de batimiento es débil, ya que el cambio porcentual en los componentes de la matriz de rigidez es pequeño. Así, en vez de resolver la ecuación no lineal de movimiento, puede resolverse la ecuación lineal considerando que la misma presenta una variación temporal periódica ([Krawczuk, 1994](#)). Empleando esta técnica, se comete un pequeño error en el proceso de intercambio de estado de la fisura (abierto a cerrado y viceversa), debido al desbalance entre esfuerzos internos y externos generado por el cambio brusco de la matriz de rigidez. Este error disminuye si se emplean intervalos de tiempo relativamente pequeños en esquemas numéricos de integración directa, manteniéndose la ventaja de resolver un problema casi puramente lineal. En este trabajo, la ecuación de equilibrio dinámico de elementos finitos se resuelve mediante una adaptación del esquema de integración de [Newmark \(1959\)](#) para sistemas lineales, en la que debe considerarse la expresión (22) a la hora de considerar la rigidez en el siguiente paso de tiempo.

4 IDENTIFICACIÓN DE LOS PARÁMETROS DE LA FISURA

4.1 Función objetivo

La identificación de los parámetros de la fisura, esto es ubicación y profundidad de la misma, se realiza empleando como indicadores amplitudes de desplazamientos extraídas de la historia temporal. El enfoque minimiza la diferencia relativa entre un dato indicador proveniente de una medición y su equivalente predicción del modelo unidimensional. El problema de optimización a resolver se plantea como

$$\min \left[T(X, \Lambda) = \frac{100}{q} \sum_{k=1}^q \left\| \frac{\delta^{(k)}(X, \Lambda) - \delta_m^{(k)}}{\delta_m^{(k)}} \right\| \right], \quad (26)$$

$$(X, \Lambda) \in [0, 1],$$

donde $X = \zeta/L$ y $\Lambda = a/b$ son respectivamente la ubicación y profundidad de fisura normalizada, b es una longitud característica de la sección transversal, $T(X, \Lambda)$ es la función objetivo, q es el número de indicadores considerado en el problema. El indicador k computado y el medido están dados por $\delta^{(k)}(X, \Lambda)$ y $\delta_m^{(k)}$, respectivamente (Friswell, 2007).

4.2 Resolución del problema inverso: Evolución Diferencial

El problema de optimización planteado en (26) se resuelve mediante Evolución Diferencial (Storn y Price, 1997), cuyo esquema algorítmico se muestra en la Figura 3a.

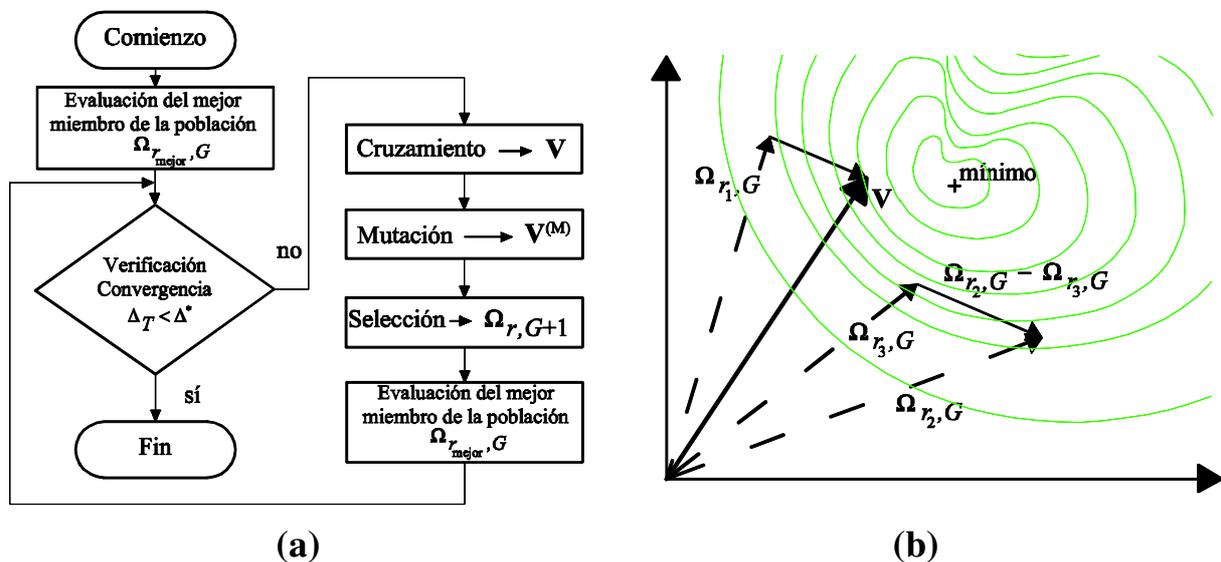


Figura 3: (a) Esquema algorítmico del método de Evolución Diferencial y (b) Proceso de cruzamiento mediante combinación aleatoria.

Para una generación G de soluciones, se utiliza como población un set N_P de vectores de parámetros $\Omega = \{X, \Lambda\}^T$, llamados cada uno individuo. Los valores de las componentes de dichos vectores son escogidos aleatoriamente en intervalo $[0, 1]$. Así, para una generación G se asocian N_P vectores de parámetros $\Omega_{r, G}$, siendo r un número entero perteneciente al intervalo $[0, N_P - 1]$. En estos términos, se genera un cruzamiento definiendo un vector de prueba V de la siguiente manera

$$\mathbf{V} = \boldsymbol{\Omega}_{r_1, G} + \gamma_{DE} (\boldsymbol{\Omega}_{r_2, G} - \boldsymbol{\Omega}_{r_3, G}),$$

$$(r_1, r_2, r_3) \in [0, N_p - 1], \in \mathbb{Z}, r_1 \neq r_2 \neq r_3,$$
(27)

siendo los números enteros r_1 , r_2 y r_3 diferentes entre sí y elegidos aleatoriamente en el intervalo $[0, N_p - 1]$. El factor de amplificación γ_{DE} es una constante real y positiva propia del método. El proceso de cruzamiento se esquematiza en la [Figura 3b](#).

Luego del cruzamiento, con el objeto de incrementar la diversidad en los vectores de parámetros, se provoca una *mutación*, definiendo el vector $\mathbf{V}^{(M)} = \{X^{(M)}, \Lambda^{(M)}\}^T$, cuyas componentes, con una probabilidad C_R , pueden ser idénticas a sus correspondientes en el vector de prueba \mathbf{V} o en el vector original de parámetros $\boldsymbol{\Omega}_{r, G}$. Para decidir si el nuevo vector mutado $\mathbf{V}^{(M)}$ se convierte en miembro de la generación $G + 1$, el mismo es evaluado en la función objetivo: si produce un valor menor de la función objetivo que el vector $\boldsymbol{\Omega}_{r, G}$, entonces para la nueva generación se establece $\boldsymbol{\Omega}_{r, G+1} = \mathbf{V}^{(M)}$. Caso contrario, el vector mutado se descarta y para la nueva generación se mantiene $\boldsymbol{\Omega}_{r, G+1} = \boldsymbol{\Omega}_{r, G}$.

Para verificar la convergencia del problema, de la población de la generación $G + 1$ se selecciona el mejor individuo $\boldsymbol{\Omega}_{r_{\text{mejor}}, G+1}$ y se evalúa el siguiente criterio

$$\Delta_T = \left\| \frac{T(\boldsymbol{\Omega}_{r_{\text{mejor}}, G+1}) - T(\boldsymbol{\Omega}_{r_{\text{mejor}}+1, G+1})}{T(\boldsymbol{\Omega}_{r_{\text{mejor}}, G+1})} \right\| < \Delta^*,$$
(28)

siendo Δ^* el valor de precisión requerido. Si se cumple (28), el algoritmo acepta la solución $\boldsymbol{\Omega}_{r_{\text{mejor}}, G+1}$ y detiene el cálculo.

4.3 Criterio de error entre parámetros reales y estimados

Una vez realizada la estimación de los parámetros de la fisura, se emplea el siguiente criterio con el fin de adimensionalizar los errores cometidos en la identificación

$$e_\xi = 100(X - X^*) = 100(\xi - \xi^*) / L,$$
(29)

$$e_a = 100(\Lambda - \Lambda^*) = 100(a - a^*) / b,$$
(30)

donde se han diferenciado entre los parámetros de ubicación y profundidad reales, ξ y a , y los estimados mediante la optimización, ξ^* y a^* . Los valores e_ξ y e_a son respectivamente los errores cometidos en la estimación de ubicación y profundidad de fisura, relativos a las dimensiones de la viga. Esta forma de ponderar el error no depende del origen de coordenadas adoptado. Esto sí sucede en las definiciones de error relativo porcentual $(\xi - \xi^*)/\xi$ y $(a - a^*)/a$ mediante las cuales, por ejemplo, a igual valor de la resta $\xi - \xi^*$ se obtienen diferentes resultados si la fisura se ubica cerca o lejos del origen de coordenadas. Idénticas definiciones de errores a las aquí adoptadas fueron empleadas en problemas de identificación similares por otros autores como [Viola et al. \(2001\)](#), [Rosales et al. \(2009\)](#) y [Buezas et al. \(2011\)](#).

5 RESULTADOS NUMÉRICOS

5.1 Introducción

En trabajos anteriores se ha demostrado que el comportamiento dinámico de una viga de pared delgada fisurada presenta importantes variaciones si se considera o no el efecto *breathing* ([Dotti, 2012](#); [Dotti y Cortínez, 2013](#)). Dada su naturaleza bilineal, la fisura batiente

se comporta en parte como una fisura abierta y en parte como si no hubiese fisura presente. Así, la configuración de la viga es más rígida con una fisura no lineal que con una lineal. Consecuentemente, si se considera una fisura batiente, la respuesta dinámica de la viga será más cercana a la respuesta de la viga intacta que si se considera una fisura abierta, por lo que la identificación de los parámetros de daño será una tarea más complicada.

En esta sección se estudian los efectos de la no linealidad de fisura en el proceso de identificación de la siguiente manera: se plantea un problema inverso de identificación utilizando como indicadores las amplitudes estacionarias de desplazamientos medidas de la historia temporal. Se resuelve dicho problema de manera idéntica por separado, empleando los modelos lineal y no lineal de fisura, y luego se comparan los resultados obtenidos para ambos casos.

5.2 Simulación de las mediciones experimentales

Las mediciones experimentales se simulan mediante un modelo tridimensional de elementos cáscara programado en ABAQUS. La fisura no lineal se modela como una entalla de boca muy pequeña, 5×10^5 veces menor que su profundidad.

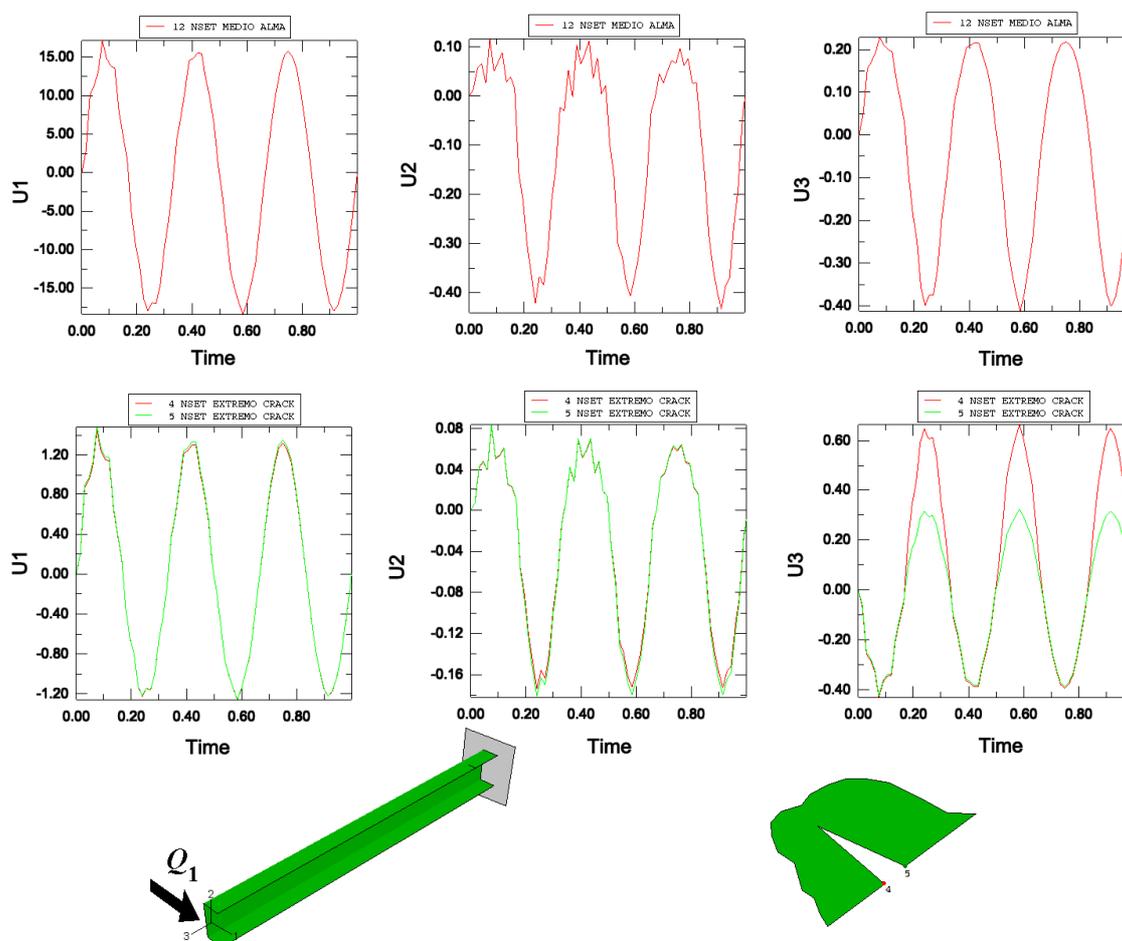


Figura 4: Ejemplo de los resultados de historia temporal de desplazamiento obtenidos mediante ABAQUS para un perfil U cantiléver sometido a una carga Q_y en su extremo libre. Gráficas superiores: desplazamientos del punto medio del alma, sobre el extremo libre. Gráficas inferiores: desplazamientos de los extremos de la boca de la fisura. En el sistema cartesiano de ABAQUS, 1 corresponde a y, 2 a z y 3 a x.

La condición de cerramiento periódico de fisura se establece como un problema de contacto. Las hipótesis de contacto consideradas en los bordes de la fisura se definen a

continuación (ABAQUS Analysis Manual v6.7, Sección 29.3, 2007). Para la interacción normal, se considera la relación *hard contact*, que permite la transmisión total de presión cuando las superficies se hallan en contacto. Luego de establecido el contacto se permite la separación, que se producirá si la presión de contacto se reduce a cero. Para el comportamiento tangencial se considera la formulación de fricción *rough*, que impide el deslizamiento una vez que se ha producido el contacto. Este procedimiento es similar al empleado por Kisa y Brandon (2000) en vigas Bernoulli-Euler.

La historia temporal se obtiene mediante el procedimiento de análisis *DYNAMIC de ABAQUS/Explicit (ABAQUS Analysis Manual v6.7, Sección 6.3.3, 2007), que emplea para la integración temporal de las ecuaciones de equilibrio dinámico el método explícito de diferencia central. Se utilizan mallas de alrededor de 2000 elementos cuadriláteros S4R.

El efecto de cerramiento de la fisura se observa claramente en el ejemplo de la Figura 4. En los momentos en que el contacto se produce, los desplazamientos axiales U3 de los nodos en los extremos de la fisura son iguales, mientras que los mismos son diferentes en el caso en que los bordes de la fisura se separan. También se muestran los desplazamientos del punto medio del alma, sobre en el extremo libre: los desplazamientos son menores en el caso en que la fisura se encuentra cerrada, especialmente el desplazamiento U2, transversal a la aplicación de la carga, que se vuelve casi nulo como correspondería a una viga sin daño (debido a la forma de aplicación de la carga y a la simetría de la sección con respecto al eje coordenado 1).

5.3 Error en la señal medida

Es sabido que nada puede sustituir a los datos experimentales en la identificación de daños, en particular en aquella realizada en escala real de una estructura. No obstante ello, es posible al menos parcialmente simular dichos experimentos considerando la presencia en la medición de ruido tanto sistemático como aleatorio.

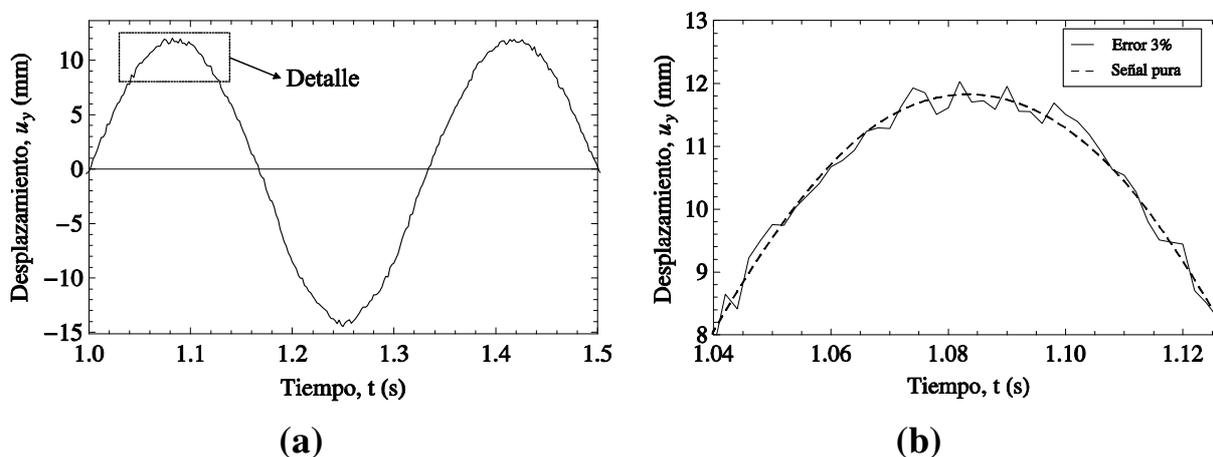


Figura 5: (a) Gráfica de una señal de desplazamientos contaminada con un nivel de ruido del 3% ($n_L = 0.03$) y (b) su detalle, en el que se ha superpuesto la señal pura.

Como se ha mencionado, en el presente estudio las mediciones experimentales se simulan mediante un modelo de mayor jerarquía programado en ABAQUS. Este hecho introduce implícitamente en el proceso de identificación la presencia de errores sistemáticos (asociados a desajustes del instrumento, desgastes, etc.), en acuerdo con las recomendaciones hechas por Friswell y Penny (1997) en su artículo de discusión sobre la practicidad de la identificación de daño mediante el análisis de vibraciones.

Por su parte, el agregado de ruido aleatorio a una señal temporal de desplazamiento se

realiza de la siguiente manera

$$u_m = u_{m_0} + n_L \cdot \lambda \cdot \delta_{m_0}, \quad (31)$$

donde u_m representa la medición temporal de desplazamiento contaminada, obtenida a partir de introducir un nivel de ruido n_L a una medición original pura u_{m_0} y δ_{m_0} es la amplitud de la señal u_{m_0} . Se ha definido λ como un número pseudo-aleatorio que sigue una distribución de probabilidad uniforme en el intervalo $[-1,1]$ (generado mediante la función **RandomReal** [] del programa *Mathematica*). En la [Figura 5](#) se muestra un ejemplo de una señal temporal contaminada con un nivel de ruido del 3% ($n_L = 0.03$).

5.4 Descripción de los cálculos

Se considera en el análisis una viga cantiléver de sección transversal U, como la de la [Figura 6a](#), de dimensiones: $h = 0.2$ m, $b = 0.1$ m, $e = 0.01$ m, $L = 2$ m. El material de la viga es acero al carbono, con las siguientes propiedades: $E = 210$ GPa, $G = 80.76$ GPa, $\nu = 0.3$ y $\rho = 7830$ kg/m³ y la carga periódica impuesta corresponde a $Q_y(x=L) = 5000$ N sen(10 Hz t). Se toman mediciones de desplazamientos u_y y u_z , es decir: en la misma dirección de aplicación de la carga y en dirección transversal a ésta. Estos desplazamientos corresponden, a dos puntos P_f y P_g ubicados ambos sobre la mitad del alma, P_f en el extremo libre de la viga y P_g en la mitad de la misma (ver [Figura 6b](#)). Si bien los desplazamientos u_z , transversales a la dirección de aplicación de la carga, se consideran en el cálculo de optimización, en algunos casos tienen una influencia mínima dada su escasa magnitud en relación a los desplazamientos u_y .

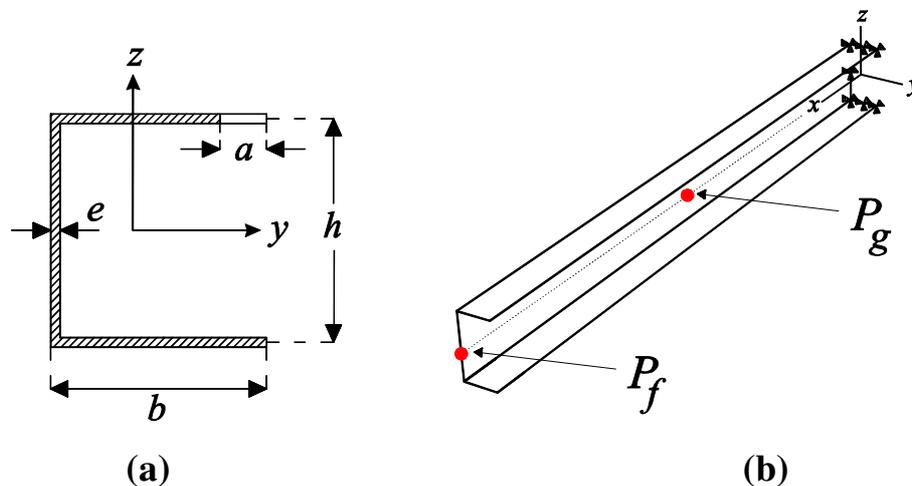


Figura 6: (a) Sección transversal estudiada con su correspondiente disposición de fisura. (b) Ubicación de los puntos $P_f = \{L, -b^2/(2b+h), 0\}$ y $P_g = \{L/2, -b^2/(2b+h), 0\}$, donde se miden desplazamientos en el presente análisis de vibración forzada.

En la [Tabla 1](#) se muestran los diferentes escenarios de fisura bajo estudio, junto con los correspondientes valores de los indicadores obtenidos.

En lo que respecta al seteo de las constantes de Evolución Diferencial, se adopta el factor de amplificación como $\gamma_{DE} = 0.6$ y la constante de probabilidad como $C_R = 0.5$, con $N_P = 10$ vectores de parámetros. Tanto γ_{DE} como C_R y N_P tienen influencia en la velocidad de convergencia del algoritmo y no existe aún un método generalizado para su selección. En este trabajo se han adoptado los mencionados valores en base a los resultados de [Savoia y Vincenzi \(2005\)](#), [Pedersen \(2010\)](#) y [Vincenzi et al. \(2010\)](#), y también en base a la experiencia

propia de los autores.

	Parámetros Reales (ABAQUS)		Error Aleatorio	Amplitudes Punto P_f (ABAQUS)		Amplitudes Punto P_g (ABAQUS)	
	Ubicación X	Profundidad Λ	n_L (%)	u_y (mm)	u_z (mm)	u_y (mm)	u_z (mm)
Caso 1	0,050	0,300	0	39,152	0,181	12,304	0,046
			1	39,144	0,183	12,305	0,455
			2	39,386	0,182	12,464	0,046
Caso 2	0,050	0,500	0	45,744	1,116	15,004	0,330
			1	45,883	1,112	15,023	0,326
			2	45,843	1,133	14,915	0,335
Caso 3	0,050	0,600	0	58,051	2,714	19,988	0,918
			1	58,540	2,696	20,144	0,921
			2	59,037	2,689	19,716	0,928
Caso 4	0,100	0,500	0	43,903	0,958	14,199	0,268
			1	43,868	0,963	14,063	0,270
			2	44,549	0,956	14,461	0,267
Caso 5	0,200	0,500	0	41,873	0,680	13,086	0,197
			1	42,079	0,683	13,201	0,199
			2	41,934	0,670	13,294	0,195
Caso 6	0,450	0,500	0	39,233	0,339	11,666	0,131
			1	39,361	0,336	11,753	0,130
			2	39,038	0,335	11,451	0,129

Tabla 1: Escenarios de daño, niveles de error y datos de amplitudes empleados como indicadores para los cálculos comparativos de identificación entre los modelos de fisura abierta y batiente.

5.5 Resultados y discusión

En el problema inverso de identificación de fisuras, la función objetivo presenta en general mínimos relativos, requiriéndose el empleo de una técnica de optimización global como Evolución Diferencial. Esta característica de la función objetivo puede apreciarse en el ejemplo de la [Figura 7](#), correspondiente al Caso 3 con 2% de error de la [Tabla 1](#). La función presenta un valle de mínimos locales que rodean al mínimo global, ubicado en $X^* = 0.142$ y $\Lambda^* = 0.645$, el cual representa la solución óptima. Para el mismo ejemplo, la convergencia del mejor vector de parámetros se muestra en la [Figura 8](#). En promedio, la convergencia se produce en alrededor de 15 iteraciones.

Las [Tablas 2](#) y [3](#) muestran los resultados de la identificación empleando respectivamente un modelo de fisura batiente y un modelo de fisura abierta. Considerándose un 15% como error aceptable en la identificación, se observa que la misma es exitosa hasta con 2% de error aleatorio en la medición, incluyendo el Caso 1, correspondiente a una fisura relativamente pequeña. Esto es algo aceptable si se considera que resoluciones típicas para mediciones en sistemas mecánicos suavemente amortiguados pueden ser del orden del 0.1% si se cuenta con el equipamiento adecuado y personal calificado ([Friswell y Penny, 1997](#)).

La [Tabla 3](#) muestra que en general no se comete un gran error en la identificación de la ubicación, empleando el modelo de fisura lineal. No obstante ello, una conclusión más importante corresponde a que las profundidades de fisura estimadas con el modelo lineal son en muchos casos menores que las reales de la fisura. Esto indica que el empleo del modelo de fisura abierta para identificar fisuras batientes puede subestimar el tamaño de la fisura. Este efecto fue observado previamente por [Cheng et al. \(1999\)](#) y [Penny y Friswell \(2002\)](#),

empleando como indicadores las frecuencias naturales de vigas Bernoulli-Euler. Ellos remarcaron el hecho de que detectar una fisura de fatiga con un modelo lineal implica que esa fisura ya ha penetrado a una profundidad bastante mayor que la que se predice, siendo más cercana la posibilidad de falla.

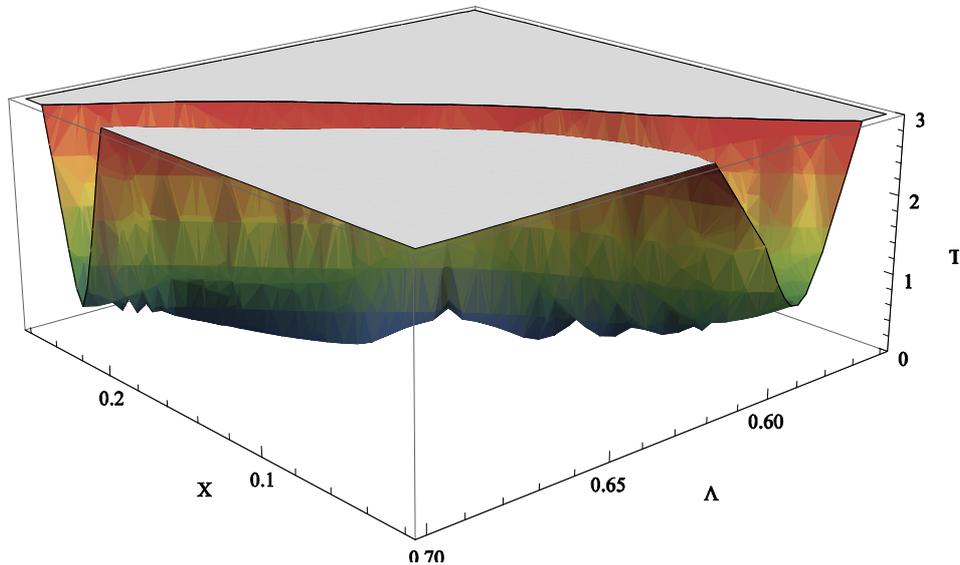


Figura 7: Valle de mínimos en la función objetivo correspondiente al Caso 3 de la Tabla 1 (modelo con *breathing*), con $n_L = 0.02$.

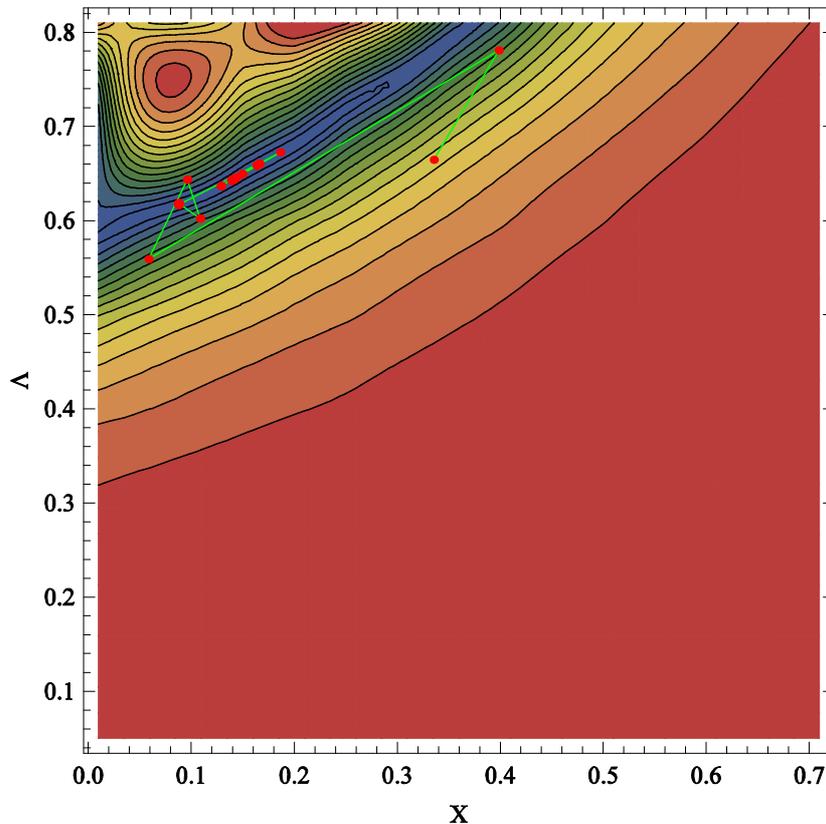


Figura 8: Convergencia del mejor vector de parámetros correspondiente al Caso 3 de la Tabla 1 (modelo con *breathing*), con $n_L = 0.02$.

	Parámetros Reales (ABAQUS)		Error Aleatorio	Estimaciones (con breathing)		Error de estimación	
	Ubicación X	Profundidad Λ	n_L (%)	Ubicación X	Profundidad Λ	Ubicación e_ξ (%)	Profundidad e_a (%)
Caso 1	0.050	0.300	0	0.050	0.307	0.024	0.749
			1	0.050	0.307	0.012	0.701
			2	0.056	0.327	0.616	2.704
Caso 2	0.050	0.500	0	0.086	0.517	3.604	1.732
			1	0.097	0.524	4.686	2.384
			2	0.122	0.535	7.159	3.495
Caso 3	0.050	0.600	0	0.050	0.599	0.000	-0.060
			1	0.053	0.603	0.281	0.337
			2	0.142	0.645	9.227	4.480
Caso 4	0.100	0.500	0	0.112	0.504	1.209	0.379
			1	0.154	0.522	5.393	2.242
			2	0.115	0.513	1.507	1.271
Caso 5	0.200	0.500	0	0.228	0.518	2.823	1.818
			1	0.215	0.517	1.505	1.746
			2	0.162	0.485	-3.847	-1.497
Caso 6	0.450	0.500	0	0.457	0.519	0.745	1.862
			1	0.434	0.512	-1.555	1.180
			2	0.525	0.554	7.472	5.398

Tabla 2: Resultados de la identificación de los parámetros de daño empleando el modelo de fisura batiente (con efecto *breathing*).

	Parámetros Reales (ABAQUS)		Error Aleatorio	Estimaciones (sin breathing)		Error de estimación	
	Ubicación X	Profundidad Λ	n_L (%)	Ubicación X	Profundidad Λ	Ubicación e_ξ (%)	Profundidad e_a (%)
Caso 1	0.050	0.300	0	0.096	0.267	4.598	-3.266
			1	0.094	0.266	4.360	-3.366
			2	0.050	0.268	0.013	-3.210
Caso 2	0.050	0.500	0	0.155	0.500	10.455	0.046
			1	0.158	0.504	10.772	0.445
			2	0.173	0.511	12.314	1.051
Caso 3	0.050	0.600	0	0.146	0.656	9.619	5.619
			1	0.145	0.660	9.452	5.953
			2	0.177	0.679	12.712	7.911
Caso 4	0.100	0.500	0	0.175	0.468	7.536	-3.179
			1	0.197	0.476	9.666	-2.374
			2	0.165	0.479	6.511	-2.093
Caso 5	0.200	0.500	0	0.249	0.440	4.927	-6.050
			1	0.237	0.441	3.695	-5.915
			2	0.206	0.422	0.616	-7.753
Caso 6	0.450	0.500	0	0.467	0.424	1.706	-7.620
			1	0.445	0.420	-0.478	-8.049
			2	0.649	0.558	19.888	5.824

Tabla 3: Resultados de la identificación de los parámetros de daño empleando el modelo de fisura abierta (sin efecto *breathing*).

De todas maneras, si los efectos no lineales pueden ser cuantificados para poder ser tenidos en cuenta aunque sea de manera aproximada en el modelo lineal (por ejemplo, mediante algún tipo de corrección empírica), este último puede ser de gran utilidad debido a su mayor simplicidad y a la posibilidad de no resolver necesariamente un problema de historia temporal, lo cual aumenta el costo computacional. El modelo lineal también puede ser utilizado en casos donde el efecto de cerramiento puede evitarse, por ejemplo mediante la aplicación conveniente de cargas estáticas iniciales o en casos donde el peso de la estructura juega un papel preponderante. Un ejemplo típico de esto último es el problema de detección de fisuras de fatiga en alas de aeronaves, donde se puede presentar o no el efecto de cerramiento dependiendo de que la ubicación de la fisura sea en la parte inferior o superior del ala, respectivamente (Tsyfansky y Beresnevich, 2000).

6 CONCLUSIONES

Se ha estudiado la influencia del efecto no lineal de cerramiento de fisura o *breathing* en el proceso de identificación de los parámetros ubicación y profundidad de fisura en vigas de paredes delgadas sometidas a vibración forzada. El estudio se formuló de la siguiente manera: se planteó un problema inverso de identificación de daño utilizando como indicadores las amplitudes estacionarias de desplazamientos medidas de la historia temporal. El problema luego se resolvió de manera idéntica por separado, empleando los modelos de fisura completamente abierta o lineal y batiente, es decir con la presencia del efecto *breathing* (no lineal). Por último, se compararon los resultados obtenidos de la resolución de ambos problemas. Dada la existencia de multiplicidad de mínimos locales en la función objetivo, se ha empleado en la resolución del problema inverso el algoritmo de Evolución Diferencial. Esta técnica permite una optimización global, evitando dichas soluciones locales a partir de una estrategia evolutiva de computación paralela.

En general no se comete un gran error en la identificación de la ubicación, empleando el modelo de fisura lineal. No obstante ello, las profundidades de fisura estimadas con el modelo lineal son en muchos casos menores que las reales de la fisura. A partir de esta observación, se ha concluido que, en presencia del efecto de cerramiento, se puede subestimar la profundidad de fisura si la identificación de la misma se realiza empleando un modelo de fisura abierta. Así, el hecho de que detectar una fisura de fatiga de cierta profundidad con un modelo lineal implica que esa fisura ya ha penetrado a una profundidad mayor que la que se predice, siendo más cercana la posibilidad de falla. Debido a esto, se ha probado para vigas de pared delgada, que el efecto de fisura batiente o *breathing* debe ser tenido en cuenta en el proceso de identificación de fisuras, ya sea mediante una formulación incluida en el modelo interpretativo o al menos evaluando cuidadosamente los errores que pueden cometerse al despreciarlo.

7 AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen el apoyo recibido por parte de la Secretaría de Ciencia y Tecnología de la Universidad Tecnológica Nacional y del CONICET.

REFERENCIAS

- ABAQUS Analysis Manual v6.7 (2007), © Dassault Systèmes.
Balageas, D., Fritzen, C.-P., y Güemes, A., Structural Health Monitoring. ISTE Ltd., 2006.
Brandon, J.A., Some insights into the dynamics of defective structures. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 212(C):441–454, 2008.
Buezas, F.S., Rosales, M.B., y Filipich, C.P., Damage detection with genetic algorithms taking

- into account a crack contact model. *Engineering Fracture Mechanics*, 78:695–712, 2011.
- Cheng, S.M., Wu, X.J., y Wallace, W., Vibrational response of a beam with a breathing crack. *Journal of Sound and Vibration*, 225(1):201–208, 1999.
- Cortínez, V.H., y Dotti, F.E., Mode I stress intensity factor for cracked thin-walled open beams. *Engineering Fracture Mechanics*. Artículo en prensa, 2013.
- Cortínez, V.H., y Piovan, M.T., Vibration and buckling of composite thin-walled beams with shear deformability. *Journal of Sound and Vibration*, 258(4):701–723, 2002.
- Cortínez, V.H., Piovan, M.T., y Dotti, F.E., Dynamics of cracked thin-walled beams, *Proceedings of the 19th International Congress of Mechanical Engineering, COBEM 2007*, 2007. Publicación electrónica.
- Cortínez, V.H., y Rossi, R.E., Dinámica de vigas de sección abierta de pared delgada deformables por corte sujetas a un estado inicial de tensiones. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 14(3):293–316, 1998.
- Dimarogonas, A.D., Vibration of cracked structures: a state of the art review, *Engineering Fracture Mechanics*, 55(5):831–857, 1996.
- Doebeling, S.W., Farrar, C.R., y Prime, M.B., A summary review of vibration-based damage identification methods, *Identification Methods, The Shock and Vibration Digest*, 30: 91–105, 1998.
- Dotti, F.E., *Identificación de daños en vigas de pared delgada isotropas y compuestas mediante el análisis de vibraciones*. Tesis de Doctor en Ingeniería, Universidad Nacional del Sur, 2012.
- Dotti, F.E., y Cortínez, V.H., Vibration of open thin-walled beams with a breathing crack. *Proceedings of the XV International Symposium on Dynamic Problems of Mechanics, DINAME 2013*, 144–148, 2013. Publicación electrónica.
- Dotti, F.E., Cortínez, V.H., y Piovan, M.T., Identification of damage in thin-walled curved beams by means of vibration analysis. *Proceedings of the XIV International Symposium on Dynamic Problems of Mechanics, DINAME 2011*, 144–148, 2011.
- Friswell, M.I., y Penny J.E., Is damage location using vibration measurements practical? *EUROMECH 365 International Workshop: DAMAS 97, Structural Damage Assessment using Advanced Signal Processing Procedures*, 1997.
- Friswell, M.I., Damage identification using inverse methods. *Philosophical Transactions of the Royal Society A*, 365:393–410, 2007.
- Gasch, R., A survey of the dynamic behaviour of a simple rotating shaft with a transverse crack. *Journal of Sound and Vibration*, 160(2):313–332, 1993.
- Kisa, M, y Brandon J., The effects of closure of cracks on the dynamics of a cracked cantilever beam. *Journal of Sound and Vibration*, 238(1):1–18, 2000.
- Krawczuk, M., Coupled longitudinal and bending forced vibration of Timoshenko cantilever beam with a closing crack. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 32(2):463–482, 1994.
- Morassi, A., y Vestroni, F., *Dynamic methods for damage detection in structures*. SpringerWien, 2008.
- Newmark, N., A method of computation for structural dynamics. *ASCE Journal of Engineering Mechanics Division*, 85:67–94, 1959.
- Pedersen, M.E., Good parameters for differential evolution. *Hvass Laboratories Technical Report HLI002*, 2010.
- Penny, J.E., y Friswell, M.I., Crack modeling for Structural Health Monitoring. *Structural Health Monitoring*, 1(2):139–148, 2002.
- Piovan, M.T., *Estudio teórico y computacional sobre la mecánica de vigas curvas de materiales compuestos, con sección de paredes delgadas, considerando efectos no*

- convencionales*. Tesis de Doctor en Ingeniería, Universidad Nacional del Sur, 2003.
- Rosales, M.B., Filipich, C.P., y Buezas, F.S., Crack detection in beam-like structures. *Engineering Structures* 31:2257–2264, 2009.
- Salawu, O.S., Detection of structural damage through changes in frequency: A review, *Engineering Structures*, 19(9): 718–723, 1997.
- Savoia, M., y Vincenzi, L., Differential Evolution algorithm for dynamic structural identification. *Proceedings of the 10th International Conference on Structural Safety and Reliability: ICOSSAR*, 2631–2638, 2005.
- Sohn, H., Farrar, C.R., Hemez, F.M., Shunk, D.D., Stinemates, D.W., Nadler, B.R., y Czarnecki, J.J., *A review of Structural Health Monitoring literature: 1996–2001*. Los Alamos National Laboratory Report, LA-13976-MS, 2004.
- Storn, R., y Price, K., Differential Evolution – A Simple and Efficient Heuristic for Global Optimization Over Continuous Spaces, *Journal of Global Optimization*, 11:341–359, 1997.
- Tsyfansky, S.L., y Beresnevich, V.I., Non-linear vibration method for detection of fatigue cracks in aircraft wings. *Journal of Sound and Vibration*, 236(1), 49–60, 2000.
- Vincenzi, L., Savoia, M., y De Roeck, D., Comparison between coupled local minimizers method and Differential Evolution algorithm in dynamic damage detections. *Safety, Reliability and Risk of Structures, Infrastructures and Engineering Systems*. Taylor and Francis Group, 613–620, 2010.
- Viola, E., Fedirici, L., y Nobile L., Detection of crack location using cracked beam element method for structural analysis. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 36:23–35, 2001.