

# EVALUACIÓN DE LA CAPACIDAD DE CARGA DE PILOTES DEFECTUOSOS A TRAVÉS DE UN ENSAYO NO DESTRUCTIVO <sup>1</sup>

C.R. Caballero<sup>2</sup>, E. A. Castelli<sup>3</sup>, A.M. Prato<sup>4</sup>, M.A. Ceballos<sup>4</sup>, T.A. Prato<sup>4</sup>

Resumen: La evaluación de la capacidad de carga de pilotes con defectos constructivos es una actividad recurrente en los procesos de auditoría o inspección de obras civiles. Los defectos constructivos de pilotes excavados son normalmente identificados mediante ensayos no destructivos tradicionales de integridad de pilotes de tipo pulso-eco, o de inspección sónica entre sensores que se deslizan en sendas perforaciones según el eje del pilote. Una vez ubicado un defecto, es necesario proceder a evaluar la incidencia que el mismo tiene en las propiedades mecánicas del pilote frente a las cargas de servicio. En este trabajo se presenta un procedimiento de evaluación de la aptitud de un pilote defectuoso a partir de la medición in situ de la rigidez dinámica del mismo para una carga de baja amplitud, la que se aplica tanto al pilote con defectos como a otros dos pilotes de similares características sin defectos. De la comparación entre las propiedades mecánicas de rigidez del pilote con defectos con otros pilotes de iguales características, pero indemnes, se establece un criterio para estimar la reducción de la sección resistente. El trabajo presenta una aplicación a pilotes de un puente carretero de primera categoría.

**Palabras claves:** capacidad de cargas de pilotes, detección de daño, ensayos no destructivos, fundaciones profundas.

## EVALUATION OF THE LOAD CAPACITY OF DEFECTIVE PILES BY MEANS OF A NONDESTRUCTIVE TEST

Abstract: The evaluation of the load capacity of piles with constructive defects is a common recurring task in the process of auditing or inspection of civil works. Constructive defects in excavated piles are normally identified through traditional nondestructive tests for pile integrity such as pulse-echo, or sonic inspection using sensors that slide in perforations along the pile axis. Once a defect is located, it is necessary to proceed to evaluate the consequence that the defect has in the mechanical properties of the pile under service loads. This article presents a procedure for the evaluation of the capacity of a damaged pile by means of the in-situ measurement of its dynamic stiffness under a low amplitude load. The load is applied to the damaged pile as well as to other piles with similar characteristics but otherwise undamaged. By comparing the stiffness properties of the pile with defects against those of the undamaged piles with similar characteristics, a criterion to determine the reduction in the resisting section is established. This works presents an application of this procedure to the piles of a road bridge.

**Keywords:** damage detection, deep foundations, nondestructive tests, load capacity of piles.

### INTRODUCCIÓN

La evaluación de la capacidad de carga de pilotes con defectos constructivos es una actividad recurrente en los procesos de auditoría o inspección de obras civiles. Los defectos constructivos de pilotes excavados son normalmente identificados mediante ensayos no destructivos tradicionales de integridad de pilotes de tipo pulso-eco, o de inspección sónica entre sensores que se deslizan en sendas perforaciones según el eje del pilote ("cross-hole"). Una vez ubicado un defecto, resulta necesario realizar una evaluación de la incidencia que el mismo tiene en las propiedades mecánicas del pilote frente a las cargas de servicio.

---

<sup>1</sup> Artículo recibido el 25 de octubre de 2006 y aceptado para publicación el 6 de noviembre de 2006.

<sup>2</sup> Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional del Comahue, Buenos Aires 1400, 8300 Neuquén, Argentina. E-mail: [ccaballe@uncoma.edu.ar](mailto:ccaballe@uncoma.edu.ar)

<sup>3</sup> Dirección Nacional de Vialidad, Argentina

<sup>4</sup> F. C. E. F y N., Universidad Nacional de Córdoba, Avda. Vélez Sarsfield 1611, 5006 Córdoba, Argentina.

En este trabajo se presenta un procedimiento de evaluación de la aptitud de un pilote defectuoso a partir de la medición in situ de la rigidez dinámica del mismo para una carga de baja amplitud, la que se aplica tanto a un pilote con defectos como a otros dos pilotes de similares características sin defectos. De la comparación entre las propiedades mecánicas de rigidez del pilote con defectos con otros pilotes de iguales características pero indemnes, se establece un criterio para estimar la reducción de la sección resistente.

### PROCEDIMIENTO DEL ENSAYO

El método de ensayo dinámico utilizado consiste en aplicar en la cabeza del pilote una carga de intensidad y duración controladas, registrando su respuesta con sensores de aceleración. A diferencia de los ensayos de continuidad de pilotes, en los que el conocimiento de la magnitud de la carga aplicada y su contenido de frecuencias no es necesario para la interpretación del ensayo, en el presente ensayo la fuerza aplicada se mide simultáneamente con las aceleraciones resultantes en la cabeza del pilote.

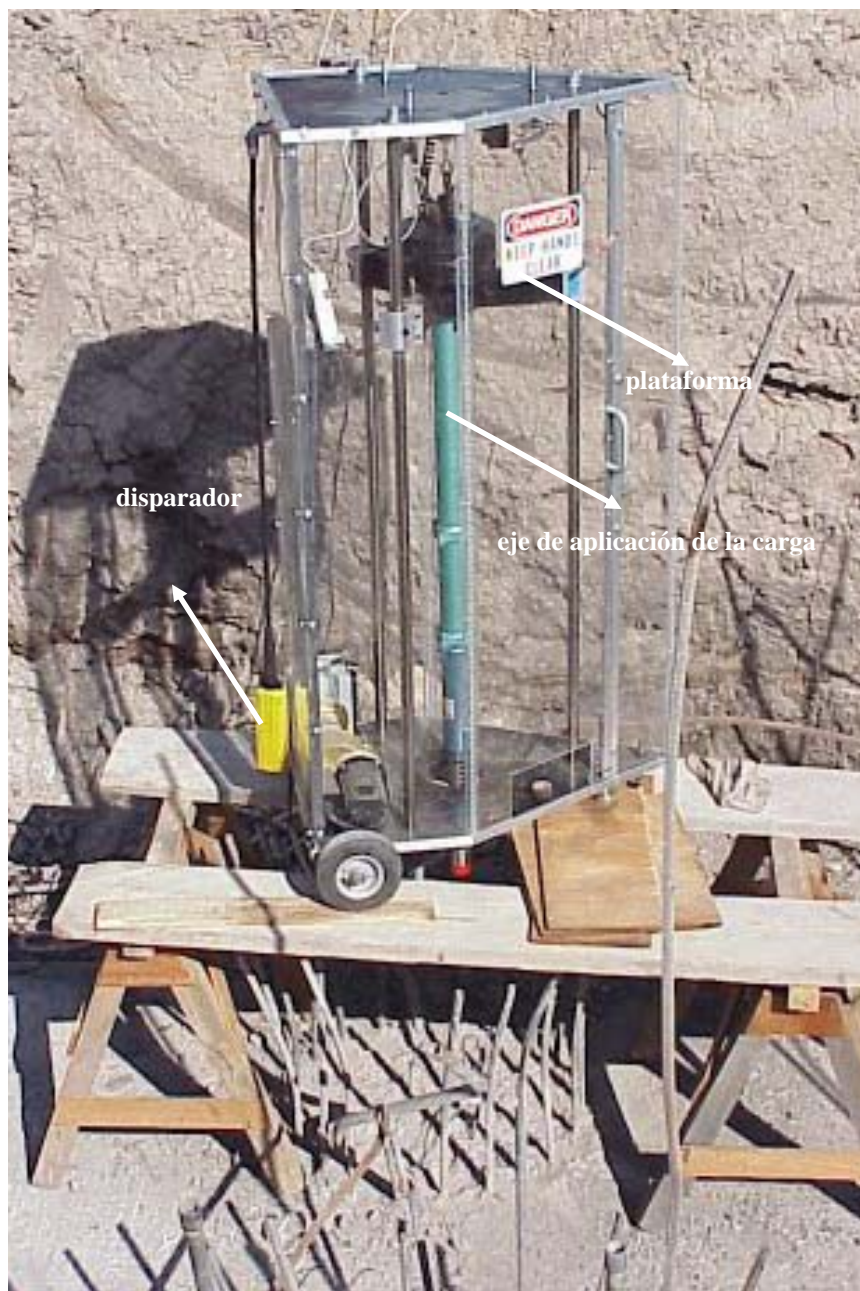
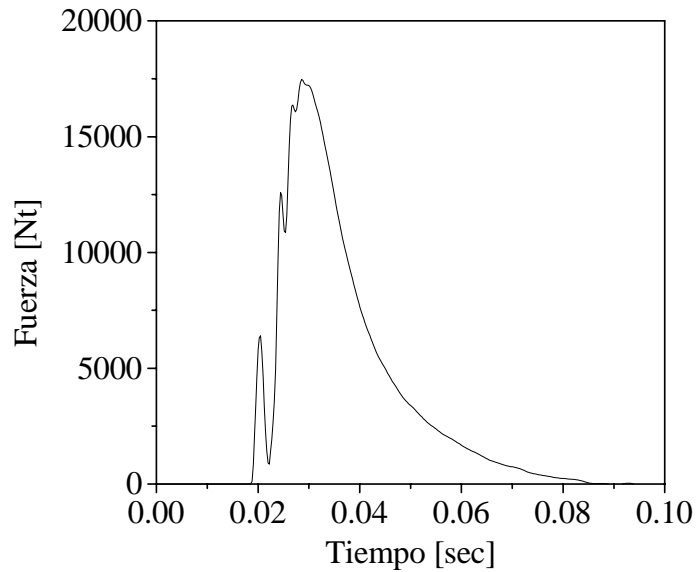


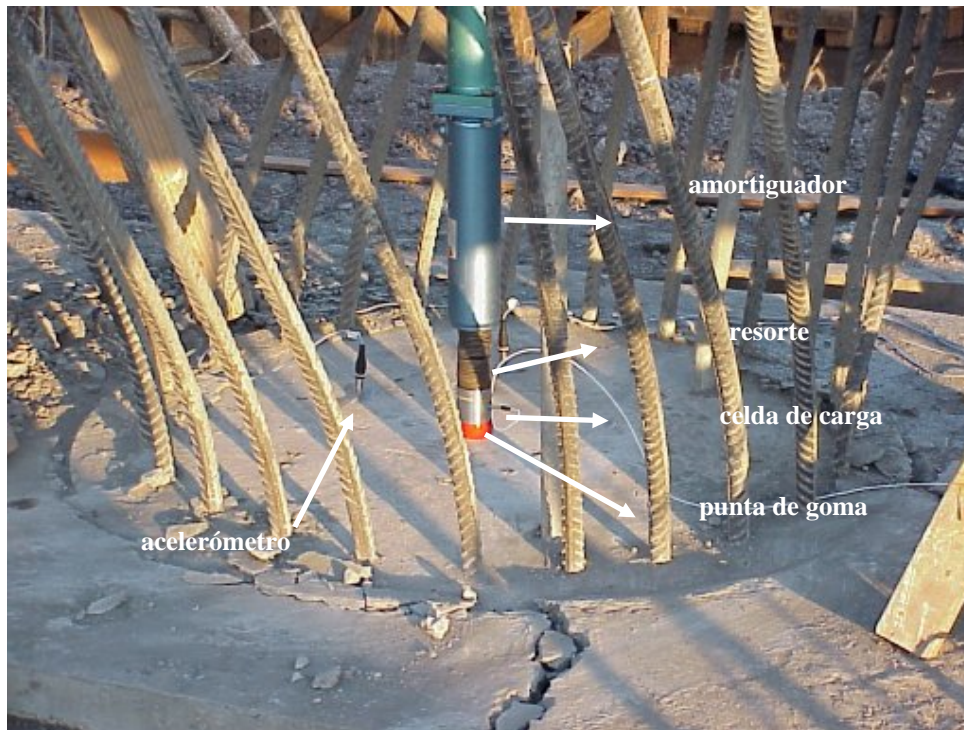
Figura 1: Equipo de ensayo "Swedish Drop Hammer".

El sistema para aplicación de la carga dinámica controlada es un dispositivo conocido genéricamente como “**Swedish Drop Hammer**”, que consiste en una masa que se desliza sobre una corredera y aplica la carga por impacto sobre el pilote como se muestra en las Figuras 1 y 2.

La Figura 3 muestra una variación típica de la fuerza de impacto en función del tiempo.



**Figura 2: Carga aplicada.**



**Figura 3: Mecanismo de aplicación de la carga.**

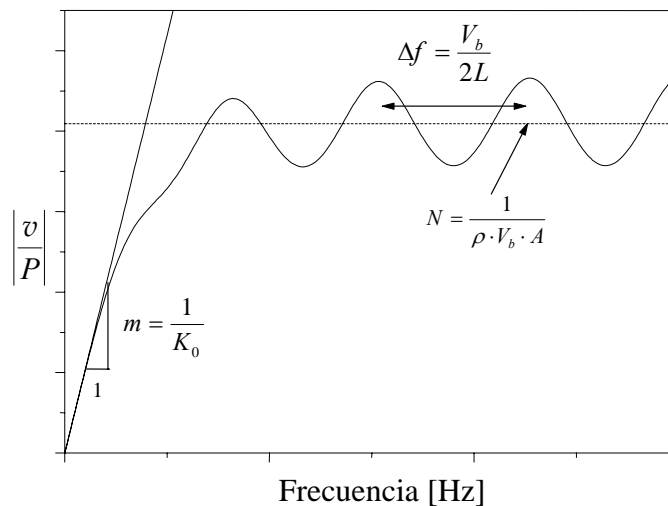
Los ensayos se repiten al menos cinco veces y se calcula la función Coherencia de los pares de señales de fuerza y aceleración. Si la Coherencia fuera inferior al límite aceptable en el rango de frecuencias relevantes para el caso analizado, las mediciones se repiten hasta lograr identificar los factores que las afectan y obtener el nivel de Coherencia necesario para interpretar los resultados. Este control en tiempo real durante la ejecución de los ensayos permite

garantizar que la interpretación en gabinete de los resultados del ensayo no tropezará con obstáculos insalvables una vez que se ha finalizado la campaña de mediciones.

### RIGIDEZ INICIAL – CURVA DE MOVILIDAD

Las Transformadas de Fourier de la carga aplicada y aceleración de la cabeza del pilote que se genera en respuesta a la carga aplicada permiten calcular la función de Movilidad definida en la ecuación (1) como el cociente entre los espectros de Fourier de velocidad y de carga:

$$Z = \left| \frac{v(f)}{F(f)} \right| = \left| \frac{a(f)}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot F(f)} \right| \quad (1)$$



**Figura 4: Función de Movilidad ideal.**

La expresión teórica de la curva de movilidad de un pilote inmerso en un estrato homogéneo, derivada por Paquet (1968) se ilustra en la Figura 4. Esta curva provee una representación gráfica ideal de tres parámetros mecánicos de importancia para la caracterización del pilote (Rix et al., 1993):

- La separación entre los picos sucesivos de la curva es la primera frecuencia natural distinta de cero del pilote. Esta confirma la continuidad estructural del pilote.

$$\Delta f = \frac{V_b}{2L} \quad (2)$$

donde  $V_b$  es la velocidad de la onda de compresión en una barra del pilote y  $L$  su longitud

- La impedancia característica  $N$  es el valor alrededor del cual oscila la curva de Movilidad en régimen. El valor de  $N$  está dado por

$$N = \frac{1}{\rho \cdot V_b \cdot A} \quad (3)$$

donde  $A$  es el área transversal del pilote y  $\rho$  la densidad del hormigón

- La pendiente inicial  $m$  de la curva de Movilidad representa la inversa de la rigidez dinámica del pilote.

$$m = \frac{\left| \frac{v}{P} \right|}{2\pi \cdot f} = \frac{|\omega \cdot u|}{2\pi \cdot f \cdot P} = \frac{u}{P} \quad (4)$$

Como corresponde a todo ensayo dinámico, la rigidez que se obtiene del mismo tiene dos componentes, una parte real y otra imaginaria. La parte real es aproximadamente independiente de la frecuencia (para bajas frecuencias), mientras que la parte imaginaria es aproximadamente lineal con la frecuencia. La parte real representa la rigidez estática, y la parte imaginaria representa la rigidez dinámica debida a la irradiación de energía mecánica que se transmite por el suelo y que se manifiesta como amortiguamiento.

Una de las características más importantes que surgen del ensayo es el valor de la rigidez estática inicial, que permite determinar la magnitud de los desplazamientos de la cabeza del pilote desde su estado inicial (sin carga externa) hasta que actúen el peso propio y cargas permanentes de los cabezales y de la superestructura.

## COMPORTAMIENTO CARGA-DEFORMACIÓN DE LOS PILOTES – ANÁLISIS CON ELEMENTOS FINITOS

En el presente procedimiento de evaluación, la capacidad portante del pilote (ya sea normal o con defectos) enfocada desde la resistencia del suelo se realiza a través de un modelo numérico no lineal que representa el comportamiento mecánico del suelo y del hormigón que reproduce las propiedades dinámicas lineales del conjunto.

El enfoque propuesto se basa en la calibración del modelo de elementos finitos de manera que represente el comportamiento medido en el ensayo de bajas deformaciones, utilizando las características así definidas para reproducir el comportamiento a cargas de servicio y a cargas de rotura.

Dado que el pilote posee una rigidez mucho mayor que el suelo, se asume que el mismo posee un comportamiento elástico lineal. El modelo constitutivo usado para el suelo es el de Duncan y Chang (1970) según el cual la relación tensión - deformación de un elemento de suelo es de tipo hiperbólica y el módulo elástico tangente varía con el estado tensional según la ecuación (5).

$$E_t = \left[ 1 + \frac{R_f \cdot (1 - \sin \phi)(\sigma_1 - \sigma_3)}{2 \cdot c \cdot \cos \phi + 2 \cdot \sigma_3 \cdot \sin \phi} \right]^2 * E_i \quad (5)$$

donde  $E_t$  es el módulo elástico tangente en el paso de carga actual,  $\phi$  es el ángulo de fricción interna y  $c$  es la cohesión;  $\sigma_1$  y  $\sigma_3$  son las tensiones principales mayor y menor respectivamente,  $R_f$  es la relación de falla y  $E_i$  es el módulo elástico tangente inicial.

$R_f$  se calcula de acuerdo a la ecuación (6):

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = R_f (\sigma_1 - \sigma_3)_{ult} \quad (6)$$

donde  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  es la diferencia de tensiones principales en la falla y  $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$  es el valor asintótico de la hipérbola de Kondner (1963).

El módulo elástico tangente inicial corresponde a la definición de Janbu (1963) quien experimentalmente determinó la relación entre  $E_i$  y la presión de confinamiento como se expresa en la ecuación (7)

$$E_i = K \cdot pa \cdot \left( \frac{\sigma_3}{pa} \right)^n \quad (7)$$

donde  $p_a$  es la presión atmosférica expresada en las mismas unidades que  $E_i$  y  $\sigma_3$ ;  $K$  es el módulo número y  $n$  es el exponente que determina la variación de  $E_i$  con  $\sigma_3$ . Tanto  $n$  como  $K$  son determinados experimentalmente mediante ensayos tri-axiales.

Este modelo resulta en una representación del comportamiento no lineal del suelo para los casos de carga monotónica creciente como a las que están sometidos los pilotes durante el primer proceso de carga y fue implementado en un código de elementos finitos en el entorno del programa *Matlab* siguiendo la técnica descrita en Alberty et al. (2003). Las componentes de deformación y tensión y de utilizadas en el modelo numérico son:

$$\gamma(u) = \begin{pmatrix} \frac{\partial u_1}{\partial x} \\ \frac{\partial u_2}{\partial y} \\ \frac{\partial u_2}{\partial x} + \frac{\partial u_1}{\partial y} \\ \frac{\partial u_3}{\partial z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11}(u) \\ \varepsilon_{22}(u) \\ 2\varepsilon_{12}(u) \\ \varepsilon_{33}(u) \end{pmatrix} \quad (8)$$

Para  $\sigma = D \varepsilon(u)$  obtenemos la relación tensión-deformación:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2\mu + \lambda & \lambda & 0 & \lambda \\ \lambda & 2\mu + \lambda & 0 & \lambda \\ 0 & 0 & \mu & 0 \\ \lambda & \lambda & 0 & 2\mu + \lambda \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11}(u) \\ \varepsilon_{22}(u) \\ 2\varepsilon_{12}(u) \\ \varepsilon_{33}(u) \end{pmatrix} \quad (9)$$

Tanto  $\lambda$  como  $\mu$  están relacionadas con el módulo elástico  $E$  que varía en los elementos de suelo con el confinamiento, de acuerdo a la ecuación (5) y permanece constante en los elementos del pilote.

En la implementación del procedimiento de análisis se enfocó la herramienta para ser utilizada en la modelación de pilotes con simetría axial, en un semi-espacio estratificado de material hiperbólico.

## CASO DE ESTUDIO

La metodología descrita en los párrafos anteriores fue utilizada en la evaluación de los pilotes de fundación de un puente para el que se tenían indicios de la existencia en el fuste de uno de los pilotes de una falla constructiva a 17.5 m de profundidad. Este pilote identificado aquí como Pilote 1 forma parte de una pila de 3 pilotes cuyas características se presentan en la Tabla 1.

**Tabla 1: Geometría de los pilotes ensayados.**

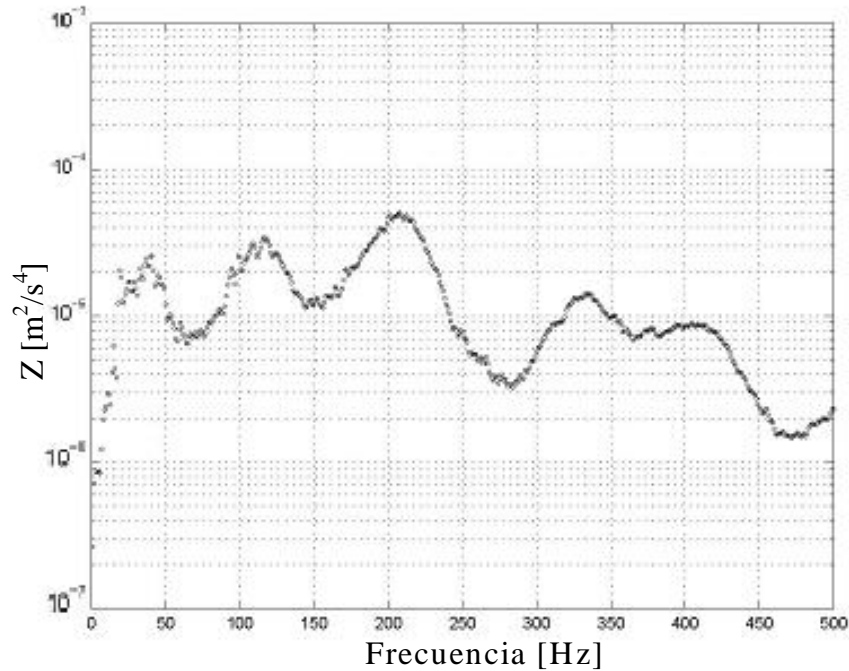
Nro. de pilote	Diámetro	Longitud
Pilote 1	1.4 m	cortado a 17.5 m
Pilotes 2 y 3	1.4 m	21 m

Durante el proceso de llenado del Pilote 1 (central en la pila) ocurrió un accidente que generó una importante discontinuidad a 4,5 m de profundidad. Por esto se modela el pilote con una longitud menor a la de los que se ubican a sus laterales. Los Pilotes 2 y 3 son normales y no presentan ninguna situación especial.

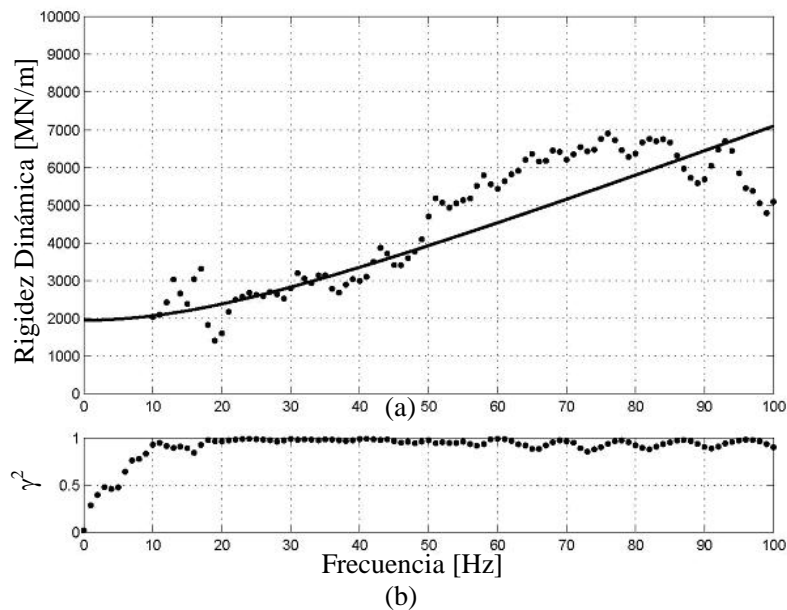
En la Tabla 2 se presentan las propiedades mecánicas de los suelos utilizadas en la modelación del comportamiento de los pilotes.

**Tabla 2: Propiedades mecánicas de los suelos.**

Profundidad (m)	Suelo	Propiedad	Vs (m/s)	C (t/m <sup>2</sup> )	Temp. (°C)
0 a 6	Arena suelta	Uniforme	72	0	10°
6 a 12.5	Arena	Uniforme	90	0	31°
12.5 a 20	Limo arenoso	Uniforme	162	1.5	17°
Más de 20	Arena limosa	Uniforme	270	1.0	30°



**Figura 5: Movilidad del Pilote 1.**



**Figura 6: (a) Rigidez dinámica y (b) Función de Coherencia del Pilote 1.**

Las Figuras 6(b), 8(b) y 10(b) muestran la función de Coherencia asociada a los pares de registros de un mismo ensayo. Dado que el parámetro a obtener del ensayo dinámico de bajas deformaciones es la rigidez estática inicial, se

puede observar que los datos experimentales sólo son confiables en el rango coherente, es decir a partir de aproximadamente 15 Hz. Una aproximación del valor de rigidez estática se obtiene extrapolando a cero, el valor de la inversa de la pendiente de la curva de movilidad en la mínima frecuencia coherente.

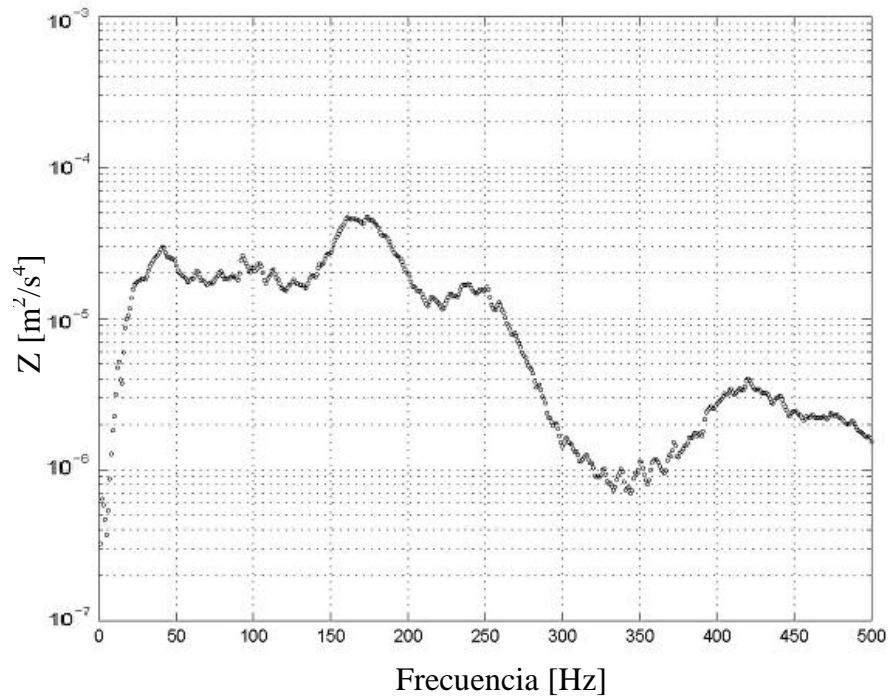


Figura 7: Movilidad del Pilote 2.

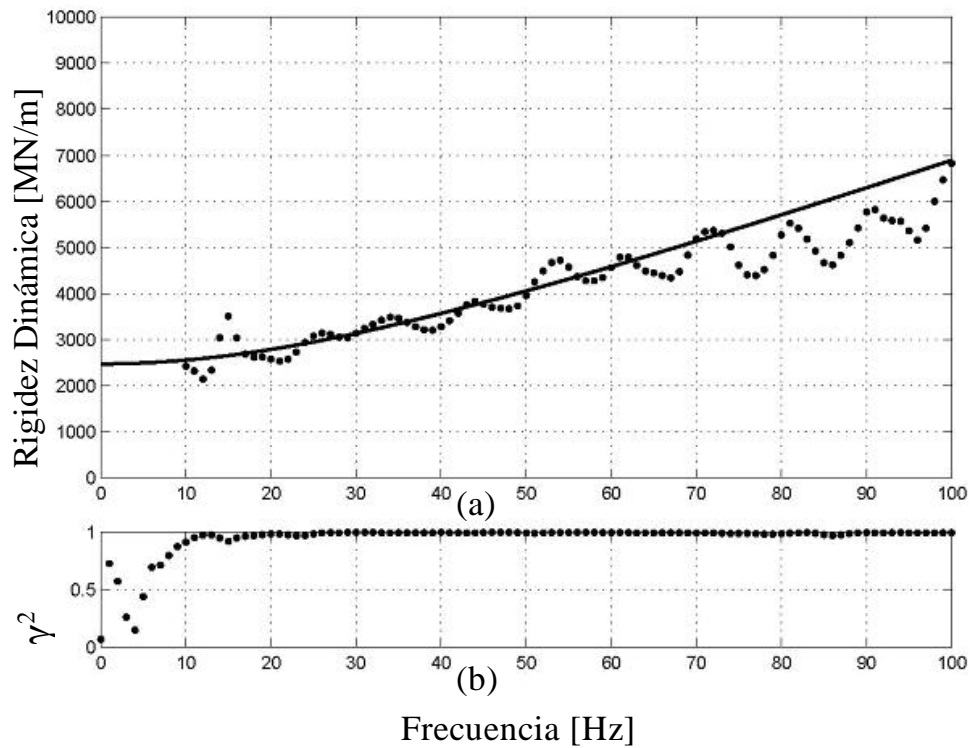


Figura 8: (a) Rigidez dinámica y (b) Función de Coherencia del Pilote 2.

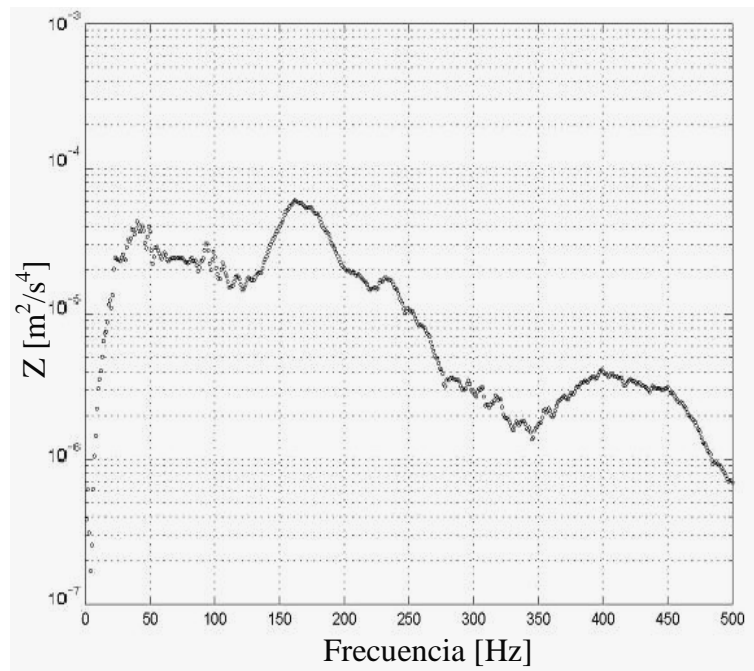


Figura 9: Movilidad del Pilote 3.

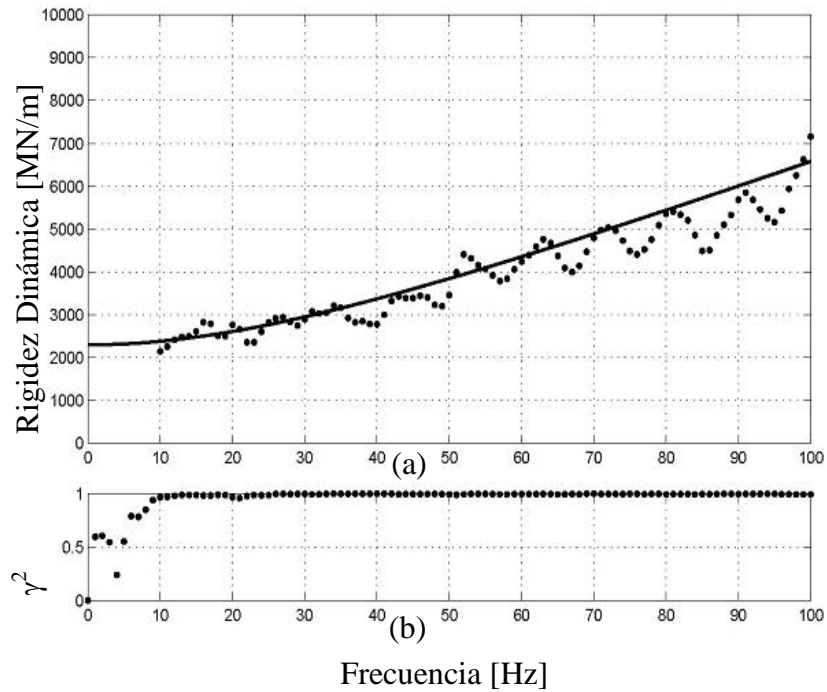


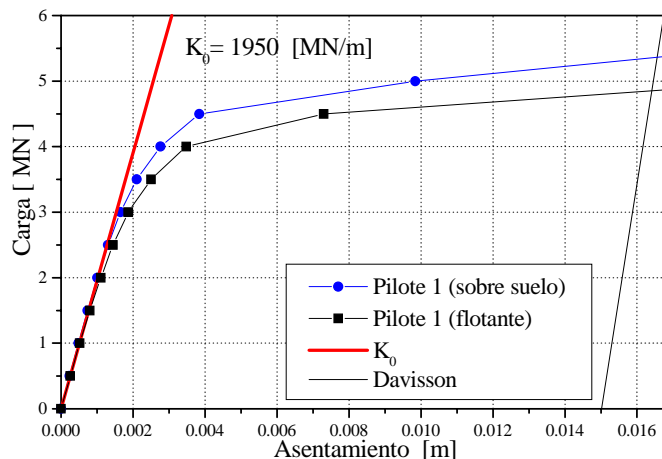
Figura 10: (a) Rigidez dinámica y (b) Función de Coherencia del Pilote 3.

Tabla 3: Rigidez inicial medida.

Nro. del pilote	Rigidez inicial - $K_0$
Pilote 1	1950 MN/m
Pilote 2	2480 MN/m
Pilote 3	2300 MN/m

Los resultados de los ensayos dinámicos de bajas deformaciones evidenciaron la existencia de la falla en el Pilote 1. En las Figuras 5(a), 7(a) y 9(a) se muestran las curvas de Movilidad de los Pilotes 1, 2 y 3 respectivamente. La rigidez inicial de cada uno de los pilotes del caso, calculada de acuerdo a la ecuación (1) en función de los registros de aceleración y fuerza en función de la frecuencia, se presenta en la Tabla 3 y se muestra en las Figuras 6(a), 8(a) y 10(a). Se puede apreciar que el Pilote 1 exhibe una rigidez inicial aproximadamente un 20 % inferior a los pilotes sin defectos.

Para representar el posible efecto de un cambio de sección resistente del pilote como consecuencia del defecto constructivo del Pilote 1 se analizaron dos casos: uno en el cual el pilote está apoyado en suelo de las mismas características que el adyacente al pilote a esa profundidad, y otro en el cual el material es mucho menos rígido que el suelo circundante. De esta manera se cubre una gama de posibles comportamientos para el Pilote 1. Los resultados obtenidos se muestran en la Figura 11. La estimación de la carga de falla se realizó mediante el criterio de rotura de Davisson.



**Figura 11: Curvas Carga - Asentamiento del Pilote 1.**

La comparación entre las propiedades mecánicas de rigidez del pilote con defectos con otros pilotes de iguales características pero sanos, permite establecer un criterio para estimar la reducción de la capacidad portante de los mismos.

Los resultados obtenidos muestran que la rigidez estática media para los pilotes laterales es de 2400 MN/m.

Además, la rigidez estática obtenida para el Pilote 1 (central de la pila) es de 1950 MN/m. Este valor es aproximadamente un 20 % inferior al valor medio obtenido para los pilotes laterales. Esta disminución en la rigidez estática confirmó que el Pilote 1 se comportaba de manera diferente a los otros pilotes.

La carga de rotura obtenida para los pilotes laterales, equivalente a la capacidad de carga máxima utilizada para diseñar las estructuras de fundación, alcanza un valor de 9 MN. Este valor está en un todo de acuerdo a las hipótesis adoptadas para el cálculo y diseño de las estructuras de fundación realizadas por el proyectista.

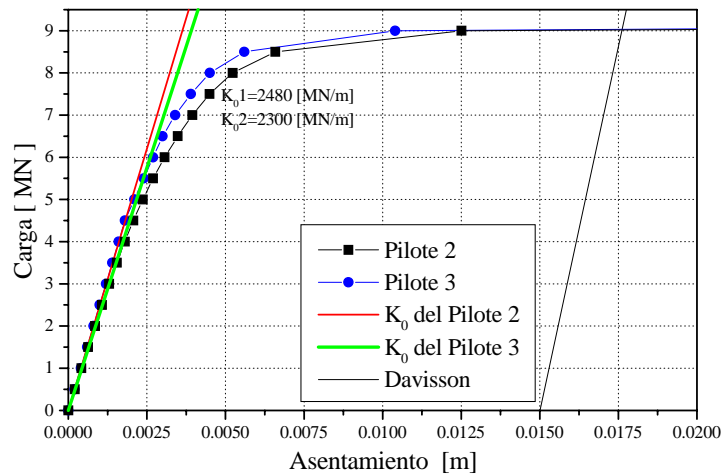
La carga de rotura obtenida en los ensayos para el pilote central es de aproximadamente 5.4 MN, lo que representa un 60% de la carga de rotura de los pilotes laterales.

Los tres pilotes de la pila fueron diseñados para una carga de 3.34 MN. La carga de rotura de 9 MN obtenida para los pilotes laterales muestra que los mismos trabajarán con un factor de seguridad (FS) promedio de 2.70 ( $FS = 9 \text{ MN} / 3.34 \text{ MN}$ ). Por otra parte, se constató que el pilote central presenta un factor de seguridad de 1.61 ( $FS = 5.4 \text{ MN} / 3.34 \text{ MN}$ ).

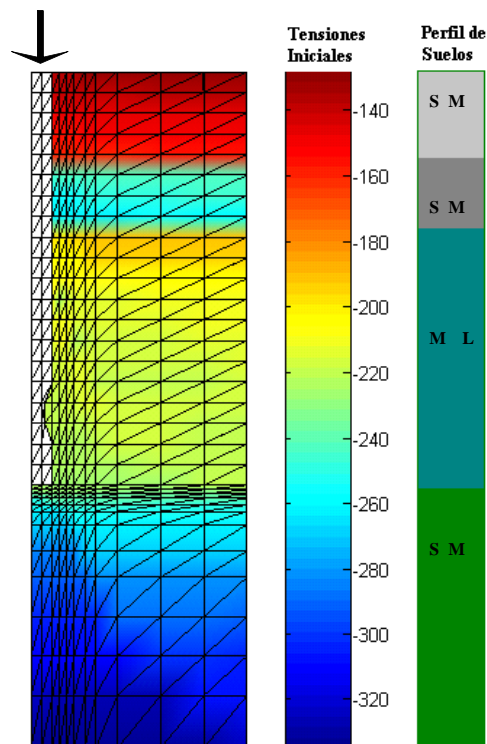
Los resultados antes expuestos permitieron recomendar a la Inspección de la obra que se realizase una inyección del Pilote 1, con el objeto de mejorar la continuidad del pilote hasta la cota de fundación, en previsión de lo cual se descendió hasta la superficie de la primera sección del pilote una celda de carga (canasto con gravas) con la cañería necesaria. El objetivo buscado fue desplazar con lechada cementicia expansiva el lodo bentonítico de la interfase, ampliando la superficie de contacto entre hormigones de distintas etapas y generando un bulbo que mejorara las condiciones de apoyo.

Por otra parte, se recomendó analizar el refuerzo necesario de la superestructura (dintel) para absorber la redistribución de esfuerzos entre el dintel y los pilotes de la pila, debido a la menor rigidez estática del pilote central.

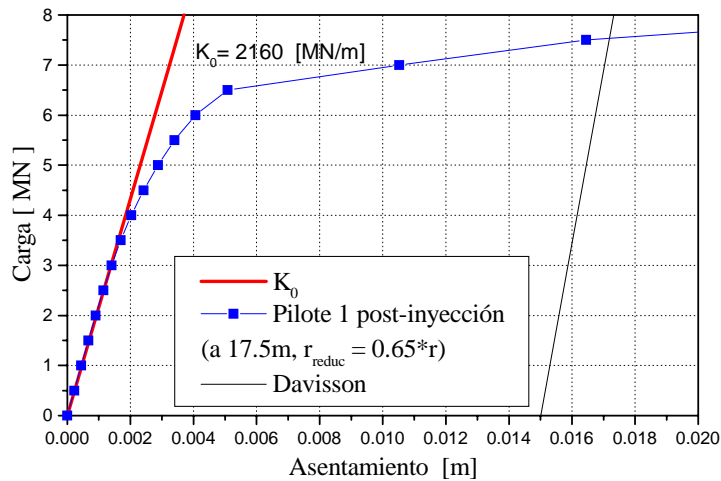
Una vez realizados los trabajos de inyección, se procedió a ensayar nuevamente el Pilote 1 con la misma metodología, obteniéndose en este caso una rigidez inicial de 2160 MN/m. Como la recuperación de la resistencia no fue del 100%, se utilizó la modelación numérica para estimar el área que fue recuperada por la inyección según se observa en la Figura 13. Los resultados obtenidos resultan en un radio recuperado un 35% menor al diámetro original y una recuperación de la carga última del 40% con lo que se llega a una carga de 7540 KN.



**Figura 12: Curvas Carga - Asentamiento de los Pilotes 2 y 3.**



**Figura 13: Modelo numérico del Pilote 1 posteriormente a la inyección.**



**Figura 14: Curva de Carga - Desplazamiento del Pilote 1 con posterioridad a la inyección.**

## RESUMEN Y CONCLUSIONES

La metodología de ensayo y modelación que se presenta en este trabajo permitió verificar el comportamiento mecánico de un pilote que había tenido problemas durante el proceso de llenado por interrupción del proceso más allá del tiempo de inicio de fragüe, y verificar las hipótesis adoptadas en la fase de proyecto.

Del análisis de los resultados obtenidos después de realizar los trabajos de inyección recomendados, se extrajeron las siguientes conclusiones:

- La rigidez estática obtenida de los ensayos es de 2160 MN/m, lo que corresponde a un aumento del 11% respecto a los ensayos realizados previo a la inyección de la celda de grava instalada a una profundidad de – 17.5 m.
- La carga de rotura obtenida según del Criterio de Davisson es de 7.50 MN, que corresponde a un incremento del 39% respecto a lo registrado en la instancia previa. Esta carga representa un 83% de la carga de rotura de los pilotes laterales (9 MN).
- A partir de la calibración del modelo numérico del pilote utilizando la rigidez estática obtenida de los ensayos se estima que la sección efectiva se ha restituido en un 45% respecto a la sección nominal del pilote. Teniendo en cuenta que la rigidez del hormigón es proporcional a la raíz cuadrada del valor medio de la resistencia a compresión, se puede estimar la resistencia media del material inyectado a partir de la disminución medida de la rigidez. Con este criterio resulta que la resistencia efectiva de la sección afectada del pilote es igual al 20% de la resistencia de la sección nominal de hormigón prevista. Teniendo en cuenta que la tensión de trabajo del hormigón en el pilote es aproximadamente 4.9 MN/m<sup>2</sup> para la carga de Davisson, resulta aceptable dado que la resistencia media prevista por diseño para el hormigón es superior al valor resultante de dividir dicha tensión por 0.2 (24.3 MN/m<sup>2</sup>).
- Los pilotes de la pila en estudio fueron diseñados para una carga de 3.34 MN. Con la carga de rotura de 7.5 MN obtenida de los ensayos se calcula que el factor de seguridad (FS) para este pilote resulta igual a 2.25 (FS = 7.5 MN / 3.34 MN).
- Si se analiza la seguridad a rotura de toda la pila, es decir si se compara la carga de rotura del conjunto de los 3 pilotes dispuestos en relación a las cargas máximas de servicio, se desprende que el FS es igual a 2.54. (FS = 25.50 MN / 10.03 MN). Carga de rotura/capacidad de carga de los tres pilotes = 9 MN + 7.50 MN + 9 MN = 25.50 MN. Carga máxima de servicio de los tres pilotes = 10.03 MN. Este FS para toda la pila se consideró aceptable y asegura la estabilidad de la estructura, teniendo en cuenta que a través de los ensayos realizados se pudo determinar con mayor precisión la capacidad de carga de los pilotes eliminándose incertidumbres. Se cumplen los considerandos del Artículo 1807.2.8.6 “Load Bearing Capacity” del International Building Code, Edición 2000 (International Code Council, 2000).

## AGRADECIMIENTOS

Este trabajo fue apoyado por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONICET) mediante una beca doctoral, bajo la dirección del Dr. Carlos A. Prato de la F.C.E.F. y N. de la Universidad Nacional de Córdoba. Su apoyo se reconoce agradecidamente.

## REFERENCIAS

- Alberty, J., Carstensen, C., Funken, S. A. y Klose, R. (2003). "Matlab Implementation of the Finite Element Method in Elasticity", *Computing*, Vol. 69, No. 3, pp. 239-263..
- Duncan J.M. y Chang C.K. (1970). "Nonlinear analysis of stress and strain in soils", *Journal of Soils Mechanics and Foundations Division, ASCE*, Vol. 96, No. SM5, pp. 1629-1653.
- International Code Council, *International Building Code 2000*, Falls Church, Virginia.
- Janbu N. (1963). "Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial tests", *European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 1, pp 19-25.
- Kondner R.L. (1963). "Hyperbolic stress strain response: cohesive soils", *Journal of Soils Mechanics and Foundations Division, ASCE*, Vol. 93, No. SM1, pp. 115-143.
- Paquet J. (1968). "Etude Vibratoire del Pieux en Beton, Response Harmonique et Impulsionelle, Application au Controle", *Annales de L'Institut Technique du Batiment et Des Travaux Publics*, N° 245.
- Rix G.J., Jacobs, L.J. y Reichart C.D. (1993). "Evaluation of Nondestructive Test Methods for Length, Diameter and Stiffness Measurements on Drilled Shafts", *Transportation Research Record* 1415.

