

IDENTIFICACIÓN DE DEFECTOS EN PILOTES

Ing. Javier I. Ezeberry^{*}, Dr. Daniel R. Ambrosini^{*} y Dr. Rodolfo F. Danesi^{*}

^{*} Instituto de Estructuras “Arturo Guzmán”, Universidad Nacional de Tucumán
Avda. Pres. Gral. J A Roca 1800, T4000ACR, San Miguel de Tucumán, Argentina. TE: 54-(0381)-
4364087

e-mail: jjezeberry@yahoo.com.ar

e-mail: dambrosini@herrera.unt.edu.ar

e-mail: rdanesi@herrera.unt.edu.ar

web page: <http://www.herrera.unt.edu.ar/iest/>

Palabras clave: Ensayo No Destructivo, Dinámica, Integridad, MEF, Pilotes, Propagación de Ondas.

Resumen. *El objetivo de este trabajo es simular en forma numérica la respuesta dinámica de un pilote sometido a una carga impulsiva en su cabeza. Los resultados numéricos obtenidos permiten analizar, desde un punto de vista teórico el ensayo no destructivo “método sónico” utilizado, entre otras cosas, para la evaluación de la integridad física de pilotes. El ensayo induce muy pequeñas deformaciones en el pilote y es por ello que se recurre a la teoría de la elasticidad para la modelación del evento. A partir de la evaluación de la respuesta dinámica en la cabeza de los pilotes sometidos a cargas impulsivas, se pueden evaluar características físicas tales como la longitud del pilote o el módulo de elasticidad material. Además es posible lograr la detección de defectos profundos como ser bulbos (ensanchamientos de la sección transversal) o cuellos (estrechamientos de la sección transversal). Modelos de EF se utilizan para realizar los ensayos numéricos. Un extensivo análisis paramétrico se realiza con el objetivo de determinar, en primer lugar cual es el esquema de integración más conveniente y en segundo lugar cuales de todos los parámetros involucrados son los que tienen mayor peso en la respuesta. Para cada resultado teórico, se analizan y comparan los resultados obtenidos a partir de los Registros temporales de aceleración y velocidad.*

1 INTRODUCCIÓN

Hay numerosas estructuras en Ingeniería tales como edificios, puentes, torres, presas y otras estructuras masivas, que en algunos casos requieren de una fundación especial por medio de pilotes, tanto prefabricados como contruidos in situ. En el primer caso, los pilotes pueden tener daño en el hincado, produciéndose fisuras de magnitud considerable. En el segundo caso, pueden producirse “cuellos” o “bulbos” de hormigón en el llenado de los mismos. En ambos casos, estos defectos afectan la capacidad de carga de los mismos.

Debido a que los pilotes quedan enterrados, no es posible realizar ningún tipo de inspección visual que permita detectar algún defecto en los mismos. En este trabajo se propone la detección de la integridad de los pilotes a través de ensayos dinámicos. El método analizado aquí utiliza el golpe de un martillo para generar una excitación axial. A partir de la medición de la respuesta en la cabeza del pilote y si se conoce la respuesta teórica del pilote “ideal” sin defectos, puede inferirse la integridad del mismo por comparación de ambas respuestas. La respuesta puede ser analizada en el dominio del tiempo, dando lugar a los métodos conocidos como “sónicos” o de “eco” o en el dominio de la frecuencia, dando lugar a los métodos de “respuesta dinámica transitoria” o de “movilidad”. Sin embargo, todavía persisten algunas incertidumbres en los métodos existentes, sobre todo para pilotes muy largos, lo que hace de este tema objeto de investigación actual en diferentes centros de investigación de Europa y Estados Unidos.

En sus comienzos el análisis de integridad fue propuesto por Paquet en el año 1968, utilizando métodos basados en análisis de vibraciones de pilotes de hormigón armado, posteriormente su trabajo fue seguido por Briad, Davis y Dunn ¹ sugirieron el uso de vibraciones armónicas (variando la frecuencia de excitación) e introdujeron el concepto de admitancia mecánica (o funciones de movilidad) como un medio efectivo para la determinación de la longitud y el área transversal de pilotes. La función de movilidad se presenta como la relación entre los espectros de frecuencia de la velocidad en la cabeza del pilote y de la fuerza que excita al mismo, siendo la misma una función de la frecuencia. Davis y Robertson usaron este mismo procedimiento para determinar la rigidez en la cabeza del pilote y Higgs sugirió una modificación aplicando un impacto en la cabeza en lugar de una excitación armónica. El mismo Davis ² (2003) presenta un sumario del ensayo “respuesta – impulso”, aplicado en varios elementos estructurales como una extensión del método aplicado en pilotes.

Y. Lin, M. Sansalone y N. J. Carino en 1991 sugirieron una alternativa referida como el método de “impacto – eco”, en donde se utiliza la transformada de Fourier de los desplazamientos en lugar de la función de movilidad. Este método ha sido utilizado exitosamente para la detección de cavidades en elementos de hormigón armado, como se puede ver por ejemplo en el trabajo de A. Kumar et al. ³.

Rausche, Likins y Goble ^{4, 5, 6 y 7}, en Ohio (USA) trabajaron extensivamente a lo largo de los años desde 1964 hasta el presente, industrializando el método de evaluación de integridad en pilotes y patentando varios dispositivos hasta la fecha. Tadeo y García ⁸ en España presentaron un resumen completo del estado del arte actualizado a la fecha. Lilley ⁹ analiza la integridad de pilotes con un

novedoso método, basado en vibraciones armónicas pero despreciando el efecto del suelo circundante.

En cuanto al trabajo analítico R. V. Rao y N.D.V. K. Rao ¹⁰ analizan fundaciones de máquinas con pilotes en el dominio del tiempo utilizando los vectores de Lanczos en modelos de elementos finitos tridimensionales de 8 nodos. Liao y Jose M. Roesset ¹¹ analizaron el problema del análisis de pilotes intactos en forma numérica. En un trabajo posterior ¹² los mismos autores utilizan las conclusiones obtenidas anteriormente y analizan el problema de pilotes defectuosos en forma numérica. Ambos trabajos son de mucha utilidad y respaldo para el presente trabajo. Kim et al. ¹³ realizaron un estudio paramétrico en modelos a escala reducida de pilotes, por medio del método “impacto – eco” en forma experimental y numérica. Este último trabajo incluye defectos no simétricos, y se trabaja en ambos dominios (tiempo y frecuencia).

2 DEFINICIÓN DEL PROBLEMA

El modelo numérico debe representar a un pilote inserto en el terreno, que en el caso más general (como se puede ver en la Figura 1) es un pilote parcialmente sumergido en el suelo. El sistema involucra dos clases de medios continuos, por un lado al elemento estructural pilote de hormigón armado y por otro lado al suelo. En la cabeza del pilote se aplica una carga impulsiva y en el mismo punto se mide la respuesta dinámica.

Dos clases de modelos son posibles, el modelo unidimensional, en donde se aprovechan las características geométricas y físicas del problema de propagación que permiten una modelación con elementos finitos estructurales de tipo barra, y un modelo tridimensional, en donde se utilizan elementos finitos sólidos. Entre los elementos sólidos existen dos elementos posibles para realizar el trabajo, el elemento axialsimétrico y el sólido tridimensional siendo esta una representación mucho más compleja que la unidimensional.

2.1 Acción Dinámica

La carga dinámica $p(t)$ utilizada en este trabajo está definida como una función del tiempo por

$$p(t) = \begin{cases} p_0 \text{sen}(\bar{\omega}t) & \text{cuando } 0 \leq t \leq T_d \\ 0 & \text{cuando } t > T_d \end{cases} \quad (1)$$

y puesto que $p(t) = 0$ para $t > T_d$ donde $\bar{\omega} = \pi/T_d$. Esto representa un impacto sinusoidal de medio ciclo de duración con un período $2T_d$ s. En este trabajo, se estudia la influencia del tamaño de T_d de modo de determinar valores efectivos a la hora de realizar los ensayos.

Se menciona en algunos trabajos ^{5, 8} que una manera de estimar la fuerza que se puede generar con el impacto del martillo es multiplicando por 1000 el peso de la masa, y es por ello que en martillos con 0,5 kg de masa es posible generar impactos de hasta 5000 N. Un rango de masas utilizadas en la práctica fue dado por Tadeo y García⁸ donde la masa varía desde 0,5 kg hasta 5 kg.

2.2 Propiedades materiales

El ensayo debido a su naturaleza no destructiva induce en el pilote muy bajas deformaciones, por lo que es factible utilizar la teoría de la elasticidad lineal. Los parámetros materiales a ser definidos son: el módulo de Elasticidad (Young), E , el módulo de Poisson ν y la densidad de masa ρ . Otros parámetros como ser el módulo de corte G o el peso específico γ están relacionados con los parámetros definidos por las siguientes relaciones,

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}; \quad (2) \quad \gamma = \rho g \quad (3)$$

Posteriormente, el subíndice h y el subíndice s serán utilizados para representar el hormigón y el suelo. Algunos de estos parámetros serán variados de modo de poder medir su influencia en la respuesta dinámica y poder arribar a conclusiones útiles.

Otros parámetros materiales de interés son las velocidades de propagación de ondas en ambos medios continuos, en el caso de un sólido elástico tridimensional infinito existen dos clases de ondas, la onda P (o de compresión o volumétrica) y la onda S (o de corte) que para el caso de materiales elásticos lineales son una constante material,

$$V_p = \sqrt{\left[\frac{c+2G}{\rho} \right]} \quad (4) \quad V_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} = \sqrt{\left(\frac{E}{2(1+\nu)\rho} \right)} \quad (5)$$

donde λ es una de las constantes de Lamé ($c = (\nu E / (1+\nu)(1-2\nu))$). En el problema analizado en este trabajo, la transmisión de energía se produce casi en forma exclusiva en forma de onda P . Esto último permite modelar el problema en forma unidimensional, y la velocidad de ondas que mejor se ajusta a este problema es la provista por la teoría de vibraciones axiales de barras, donde

$$V = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (6)$$

Es destacable el hecho que la velocidad de propagación de ondas en una barra es algo menor a la velocidad de propagación de ondas P en un sólido tridimensional infinito. La razón de esto se encuentra en que en la barra permite cierta expansión lateral, debida al efecto de Poisson que hace la propagación algo más lenta.

3 MODELOS NUMÉRICOS

3.1 Modelo 1D.

Visto desde el punto de vista del fenómeno de propagación de ondas, la propagación de una onda axial con una velocidad de propagación similar a la obtenida en barras es la que más se ajusta al problema en cuestión. Las únicas vibraciones que se consideran son las longitudinales lo que implica que se desprecia la contribución de las vibraciones laterales en la respuesta dinámica del pilote y en el fenómeno de propagación de ondas en el suelo.

El problema de vibraciones axiales es modelado (ver fig. (1)) con elementos finitos

isoparamétricos de tipo barra de dos nodos, con funciones de forma lineales. El único grado de libertad incluido es el que coincide con la dirección de la barra. El suelo se modela como un sistema de resortes y amortiguadores aplicados en los nodos del pilote en donde, además, se concentra la masa de los elementos. El pilote puede tener un área circular o de cualquier otro tipo, siempre y cuando se respete la simetría con respecto al eje de las barras. El amortiguamiento interno de los materiales se desprecia frente al amortiguamiento por radiación (geométrico) debido a la propagación de ondas hacia el infinito. Los siguientes coeficientes se derivan a partir de la suposición de un disco rígido ubicado en la superficie de un semiespacio elástico, y se pueden encontrar en detalle en las referencias 11, 12 y 13.

$$k_v = 2.3G_s \quad (7-a)$$

$$c_v = 2\mathbf{pr}_s V_s r_p \quad (7-b)$$

$$K_v = 4G_s r_p / (1 - \mathbf{n}_s) \quad (7-c)$$

$$C_v = 0.85K_v r_p / V_p \quad (7-d)$$

Los coeficientes calculados en (7-a) y (7-b) se encuentran expresados por unidad de longitud y determinan los coeficientes de los resortes y amortiguadores a ser colocados a lo largo del pilote. Los coeficientes (7-c) y (7-d) sirven para determinar el valor del resorte y el amortiguador a ser colocado en la punta del pilote.

La suposición realizada (de un disco rígido) no es correcta desde un punto de vista estricto, sin embargo, el error introducido con esta simplificación es pequeño¹¹.

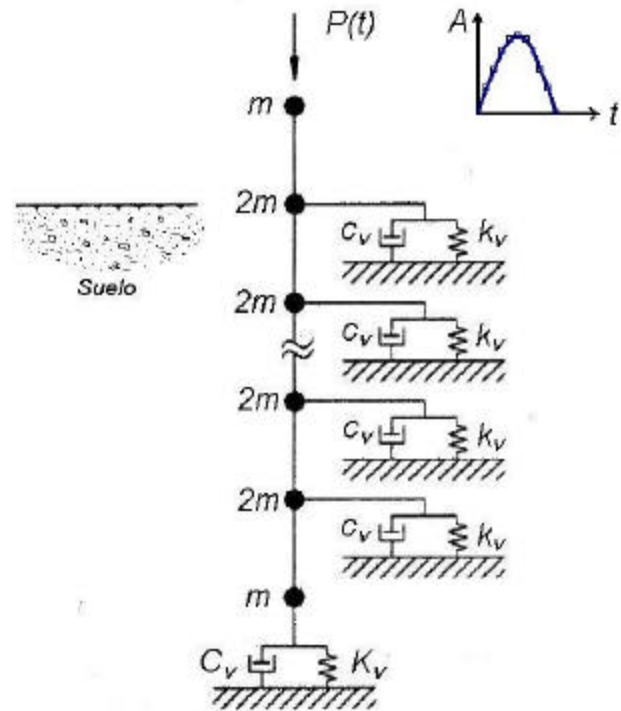


Figura 1. Modelo de EF Unidimensional.

Un factor importante que influencia el resultado obtenido es el tamaño del EF. Es necesario que dicho tamaño se mantenga por debajo de cierto valor límite. Un valor recomendado en varios trabajos^{11, 12 y 13}, proviene de conceptos de propagación de ondas^{14, 15 y 16} y es el siguiente,

$$\Delta l = \frac{\lambda}{10} \quad (8)$$

donde λ es la longitud de onda que contiene la frecuencia mayor que se quiere representar con precisión. En modelos más complejos de EF, como ser los tridimensionales, es necesario que esta

dimensión este en coincidencia con la dirección de propagación de la onda de interés. A pesar de esta salvedad, el criterio para determinar el tamaño del EF es el mismo.

3.2 Modelo Axialsimétrico

Una forma sencilla de representar un sólido tridimensional mediante un modelo plano es el uso de los elementos finitos axialsimétricos, isoparamétricos de cuatro nodos. El dominio completo del problema puede ser obtenido rotando el plano 360°. Este modelo simple tiene sus limitaciones debido a que deben realizarse consideraciones especiales para aplicar cargas asimétricas. En este trabajo el modelo presentado, utiliza un impacto sinusoidal como el presentado en ec. (1) aplicado sobre el eje de simetría. El tamaño de los elementos debe respetar el criterio establecido en la ec. (8).

3.3 Modelo Tridimensional

Para generar el modelo tridimensional, se utilizan EF isoparamétricos de 8 nodos, modelándose en este caso el dominio completo en el caso más general. Este modelo se presenta como una extensión de las capacidades del modelo axialsimétrico, para el caso en que la simetría deja de existir. Este es el caso de la existencia de defectos asimétrico (Cuellos o bulbos). Los conceptos utilizados en el caso anterior son aplicados aquí nuevamente.

Nota: La densificación de la malla es uniforme en todo el dominio, para todos los modelos. Esto es debido a que el fenómeno que se quiere modelar es un fenómeno de propagación de ondas.

3.4 Resolución de las Ecuaciones de Movimiento

La ecuación de equilibrio que gobierna la respuesta dinámica de un sistema lineal de EF es:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{U}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{U}} + \mathbf{K}\mathbf{U} = \mathbf{R} \quad (9)$$

donde \mathbf{M} , \mathbf{C} y \mathbf{K} son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente, \mathbf{R} es el vector de cargas aplicadas externamente a la estructura; y \mathbf{U} , $\dot{\mathbf{U}}$ y $\ddot{\mathbf{U}}$ son los vectores de desplazamientos, de velocidades y de aceleraciones del ensamblaje de elementos finitos.

Las técnicas de resolución de las ecuaciones de movimiento que se utilizan son dos, por un lado Integración Directa ^{14 y 15} y por otro lado la técnica de Superposición Modal ^{14 y 15}. Ambas técnicas son coincidentes desde un punto de vista teórico, y deben arrojar el mismo resultado cuando se utilizan en forma adecuada. Pero desde el punto de vista del costo computacional son bastante diferentes por lo que se analizan los resultados obtenidos con ambos esquemas de integración temporal.

En este trabajo la Integración Directa se realiza con el método propuesto por Hilber, Hughes y Taylor ¹⁴, también conocido como **método a**, el cual se basa en la resolución de la siguiente ecuación modificada:

$$\mathbf{M}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{U}} + (1+\mathbf{a})\mathbf{C}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{U}} - \mathbf{a}\mathbf{C}^t\dot{\mathbf{U}} + (1+\mathbf{a})\mathbf{K}^{t+\Delta t}\mathbf{U} - \mathbf{a}\mathbf{K}^t\mathbf{U} = (1+\mathbf{a})^{t+\Delta t}\mathbf{R} - \mathbf{a}^t\mathbf{R} \quad (10)$$

esta ecuación puede ser considerada como una versión de la regla del trapecio mejorada. El superíndice t y $t + \Delta t$ se ubica a la izquierda del vector que varía en forma temporal (respuesta dinámica). El parámetro α introduce al modelo un amortiguamiento numérico, que no debe confundirse con la relación de amortiguamiento utilizada en análisis modales en donde este valor tiene un significado físico definido. En el caso del método α , se trata de un amortiguamiento artificial, que introduce estabilidad al método debido a que disminuye la respuesta de los modos más altos. El valor de α esta comprendido entre 0 y $-1/3$. Cuando α es igual a cero, no existe amortiguamiento alguno y este método coincide con el método de la aceleración lineal (regla del trapecio o Newmark^{14 y 15} con $\mathbf{b} = 1/4$), mientras que cuando $\alpha = -1/3$, implica un amortiguamiento considerable. El parámetro γ es el mismo que se utiliza en el método de Newmark siendo un valor recomendable el de $1/2$.

Para la resolución por Superposición Modal^{14 y 15} se utilizan algoritmos de integración (de las ecuaciones modales) que utilizan expresiones de forma cerrada que asumen una variación lineal de las funciones temporales entre los puntos definidos por los incrementos temporales. Este método es mucho más eficiente que el anterior cuando se necesitan pocos modos para lograr una buena respuesta.

4 ANÁLISIS PARAMÉTRICO

4.1 Modelo 1D.

Los resultados numéricos fueron obtenidos con el programa de elementos finitos SAP 2000 v8, utilizando los elementos finitos estándar que posee el mismo. Los parámetros físicos del pilote analizado son los siguientes,

$$E_h = 3.908 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$$

$$\mathbf{n}_h = 0.2$$

$$\mathbf{r}_h = 2400 \text{ kg/m}^3$$

$$L = 12 \text{ m}$$

$$r_p = 0.15 \text{ m}$$

Siendo E_h el módulo de elasticidad del hormigón, \mathbf{n}_h el módulo de Poisson, \mathbf{r}_h la densidad de masa del hormigón, L la longitud del pilote y r_p el radio del pilote. En primer lugar se trabajó con el modelo unidimensional, buscando ajustar algunos parámetros como los que se describen a continuación. A su vez el modelo unidimensional se analizó, inicialmente como un elemento estructural aislado (pilote aislado) y posteriormente se le adicionaron los amortiguadores y resortes que simulan el efecto del suelo.

El número de elementos finitos necesarios se determinó, por un lado analizando la frecuencia fundamental obtenida en modelos cada vez más densos hasta lograr la convergencia. Los resultados obtenidos para el caso de un pilote “libre – libre” y en un pilote “empotrado – libre” mostraron que al menos 32 elementos finitos son necesarios para que el valor de la primer frecuencia alcance un

valor estacionario. La condición “libre – libre” no puede ser planteada en forma estricta en modelos de elementos finitos, pero se puede simular satisfactoriamente el evento colocando un resorte de muy baja rigidez, en la punta del pilote.

En caso de querer resolver el problema aplicando superposición modal, es necesario modelar en forma precisa un número suficiente de formas modales. Como una aproximación inicial el problema puede representar tantos modos como grados de libertad posea. Teniendo en cuenta lo anterior se realizó un análisis numérico para determinar el número de modos necesarios para modelar en forma precisa el problema. Se aplicó un pulso sinusoidal de 1ms de duración y una amplitud de 5000 N. Otros parámetros de interés que fueron utilizados fueron la relación de amortiguamiento y el incremento temporal con el objetivo de verificar que el paso de tiempo no influye notoriamente en la calidad de la respuesta obtenida. El período total del evento fue de 16 ms, con el objetivo de capturar al menos dos reflexiones de onda. Las conclusiones derivadas fueron las siguientes:

1. En el caso de que no se considere el amortiguamiento, a partir de los 32 modos, las diferencias dejan de ser importantes y se deben únicamente a la vibración no amortiguada de los modos más altos. Figura 2a.
2. El uso de una relación de amortiguamiento constante para todos los modos amortigua rápidamente las vibraciones de mayor frecuencia y afecta notoriamente la amplitud de la respuesta dinámica. Figura 2b.
3. Dentro de límites razonables, la magnitud del incremento temporal no afecta la calidad de la respuesta, sin embargo es necesario destacar que si se desea observar frecuencias elevadas en la respuesta dinámica, es necesario que el incremento temporal sea suficientemente pequeño. Figura 2c.

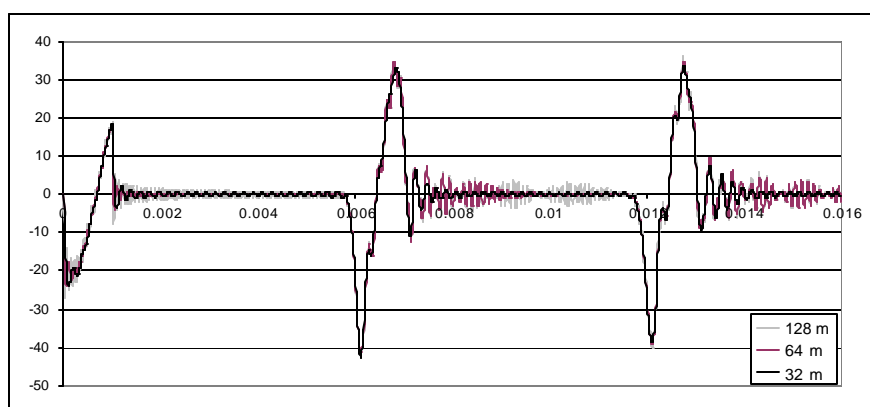


Figura 2a. Acel. vs tiempo. Modelo de 128 EF. $\xi = 0,00$ – $DT=0.00001$ s

En cuanto al método de integración directa de Hilber, Hughes y Taylor (HHT) se realizaron pruebas con el objetivo de ubicar un tamaño de DT conveniente. Los resultados fueron satisfactorios a partir del valor 0.00001 s. La Figura 2d presenta resultados obtenidos con diferentes

incrementos temporales (DT) y como la magnitud del mismo afecta notoriamente a la respuesta cosa que no ocurre en la Figura 2c donde la respuesta no es afectada significativamente.

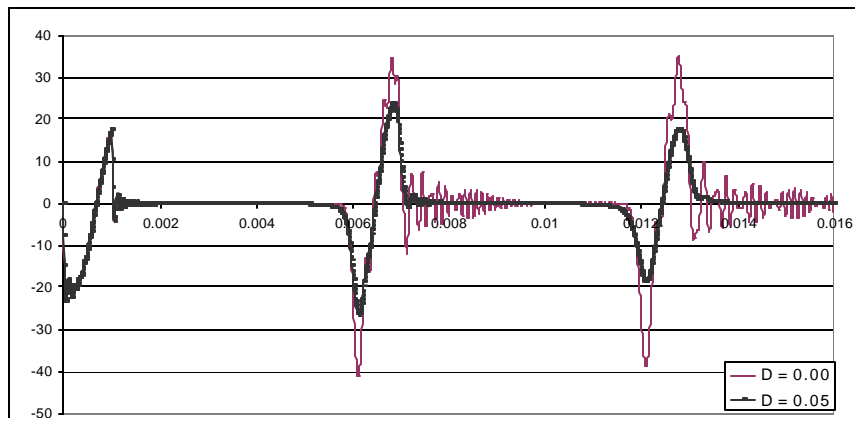


Figura 2b. Acel. vs tiempo. Modelo de 128 EF ($D=\xi$). 128 modos - $DT=0.00001$ s.

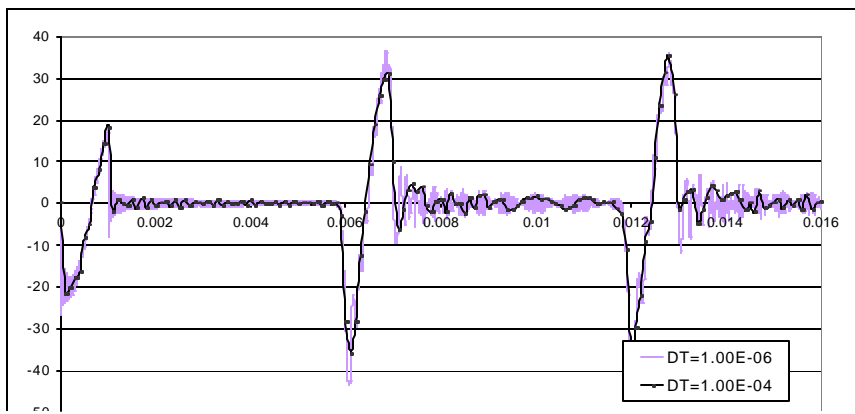


Figura 2c. Acel. vs tiempo. Modelo de 128 EF. $\xi=0.00$, 64 modos.

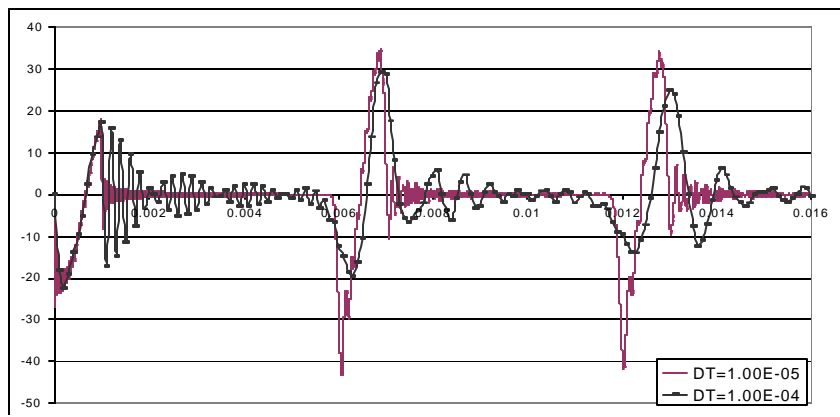


Figura 2d. Acel. vs tiempo. Modelo de 128 EF HHT.

Otro efecto que se analizó, fue la influencia del valor del parámetro α en la respuesta, la Figura 3 muestra como rápidamente se eliminan los ruidos que aparecen en la respuesta con α nulo. El efecto del amortiguamiento artificial se hace más notable para pasos de tiempo mayores (o sea discretizaciones temporales más pobres).

4.2 Modelo Tridimensional

En lo que sigue se compara el modelo anterior con modelos más complejos. Dos modelos fueron realizados, uno con elementos finitos axialsimétricos cuadrados de 5 cm de lado y uno tridimensional con elementos cúbicos de 8 nodos de aproximadamente el mismo tamaño. Los resultados obtenidos con los tres modelos, utilizando el método de integración directa HHT son similares pero presentan algunas características especiales,

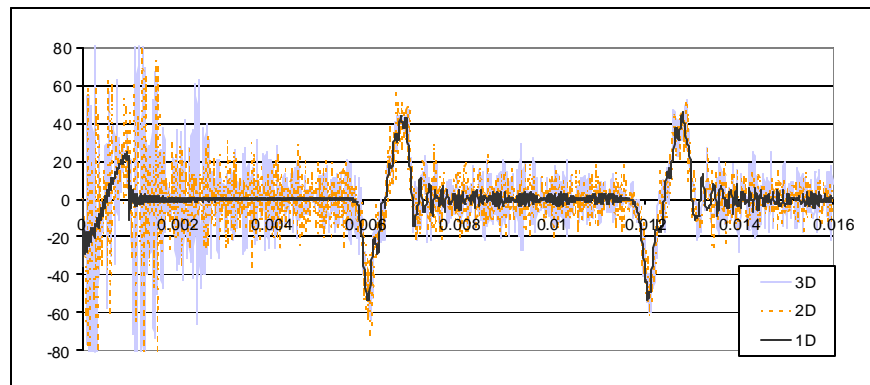


Figura 3a. Acel. vs. tiempo. HHT con $\alpha = 0.00$

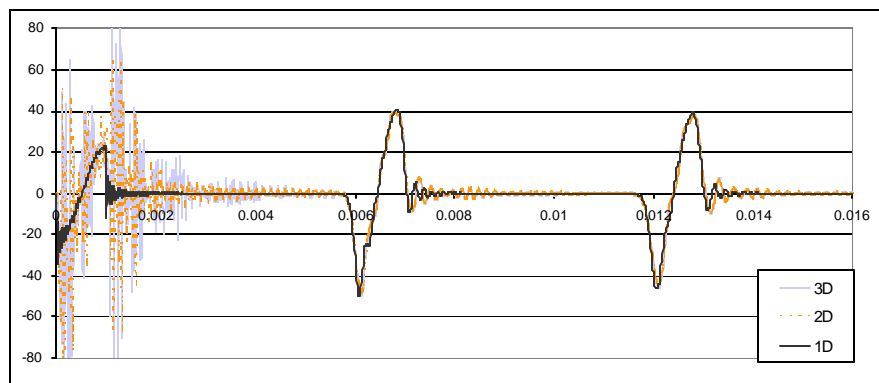


Figura 3b. Acel. vs. tiempo. HHT con $\alpha = -0.01$.

1. Los modelos tridimensionales, cuando no se introduce amortiguamiento de algún tipo muestran vibraciones de elevada frecuencia, que no aparecen en el modelo 1D. Figura 3a
2. Por otro lado, un mayor refinamiento de la malla (espacial) no mejora la situación planteada en 1. No se muestran resultados.
3. A medida que se le introduce amortiguamiento ya sea en forma artificial o por medio de algún tipo de amortiguamiento proporcional, como el de Rayleigh, los modelos comienzan a coincidir en la forma de la respuesta. Figura 3b.
4. En todos los modelos, la carga se aplica en forma puntual, en un nodo. Pero no en todos los modelos la misma se integra en el mismo área, en el modelo 1D, por ejemplo, el área en que se integra es la del pilote, y en los modelos más complejos el área esta dada por el tamaño del elemento finito. Sin embargo, a pesar de esto último, no se aprecian diferencias significativas entre los resultados obtenidos por uno u otro modelo, lo que confirma la validez de aplicar la carga en forma distribuida en el modelo 1D.

4.3 Influencia del suelo

Se utiliza el modelo 1D para realizar un análisis paramétrico de la influencia del suelo en la respuesta dinámica del pilote a la excitación impulsiva. El modelo ya fue detallado en la sección 4.1. En la Figura 4 se puede observar que el efecto del suelo es muy importante; en caso de tratar con suelos blandos ($G = 2 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$) apenas se percibe la segunda reflexión de la onda y en suelos más rígidos el amortiguamiento es cada vez mayor hasta anular por completo el regreso de la onda. Para valores de $G = 6 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ la reflexión de la onda se hace casi imperceptible. Para mejorar la performance del método se debe incrementar el valor de la magnitud p_0 , de aquí la utilidad de utilizar diferentes martillos. A medida que se incrementa la masa del martillo, entonces aumenta la energía suministrada al pilote por el impacto.

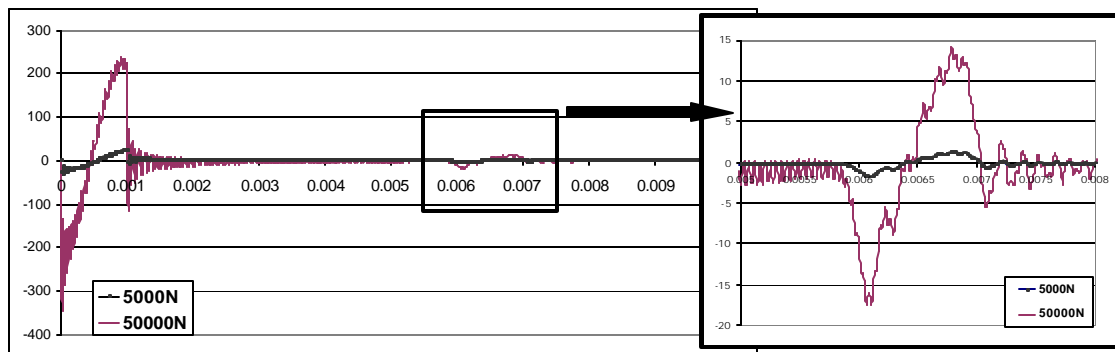


Figura 4. Acel. vs tiempo. Suelo con $G = 2 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$, Pulso de 1ms y diferentes amplitudes del impacto. HHT con $DT = 0.00001 \text{ s}$. A la derecha detalle de la reflexión de onda.

Además, se investigó el efecto de la amplitud del pulso (T_p desde 1 hasta 4 ms) y se encontró que a medida que el período se incrementa temporalmente, entonces las posibilidades de captar el regreso de la onda decrecen. Este punto condiciona el uso de martillos, si bien en el punto anterior

se planteó como solución incrementar la masa del martillo para suministrar mayor energía, los martillos más grandes generan pulsos cada vez mayores, en la medida que no se toman precauciones especiales en el diseño de los mismos. La duración del pulso depende en gran medida de la forma y la rigidez de la punta del martillo.

El efecto del suelo atenúa la magnitud del pulso, pero no modifica la forma del mismo, esto es debido al modelo constitutivo utilizado, donde se respeta la proporcionalidad entre tensiones y deformaciones.

5 PILOTES DEFECTUOSOS

Utilizando los conceptos anteriores y el modelo 1D, se procede a simular diferentes clases de defectos, En primer lugar se modela un bulbo simétrico colocado a 8 m de profundidad, las características del pilote están definidas en la sección 4.1. Posteriormente en la misma posición se ubica un defecto de tipo cuello del mismo tamaño que el bulbo. Los gráficos siguientes presentan registros temporales de aceleraciones y velocidades, en los cuales se superponen dos clases de curvas: Pilote defectuoso y Pilote sano. Se indican en las mismas la posición del defecto y se estiman las longitudes recorridas por la onda de modo de detectar la posición del defecto.

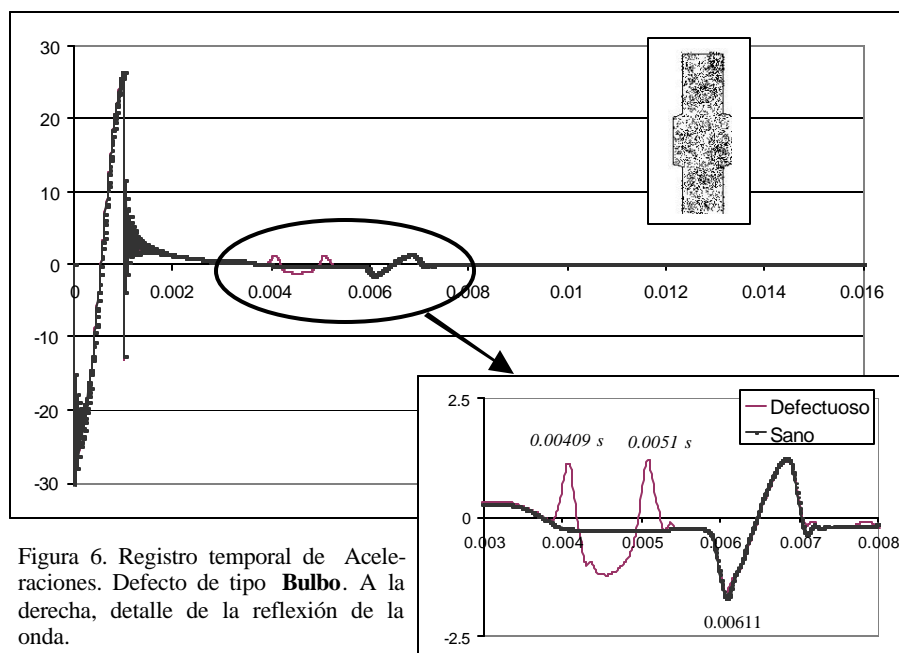


Figura 6. Registro temporal de Aceleraciones. Defecto de tipo **Bulbo**. A la derecha, detalle de la reflexión de la onda.

El defecto de tipo bulbo comienza a los 8 m de profundidad y tiene una longitud de 0.4 m y un radio de 0.4 m. El defecto de tipo cuello comienza a la misma profundidad, tiene también 0.4 m de largo y un radio de 0.2 m. El pulso aplicado es de 5000 N y tiene un período de duración de 1 ms.

La Figura 6 muestra un registro temporal de aceleraciones, se puede observar como se percibe el rebote de la onda. En los picos (detalles) se identifican los instantes en que se produce la llegada de la onda. Adicionalmente al registro anterior se presenta en la Figura 7 el registro temporal de velocidades, donde se puede ver que el mismo es mucho más suave que el anterior.

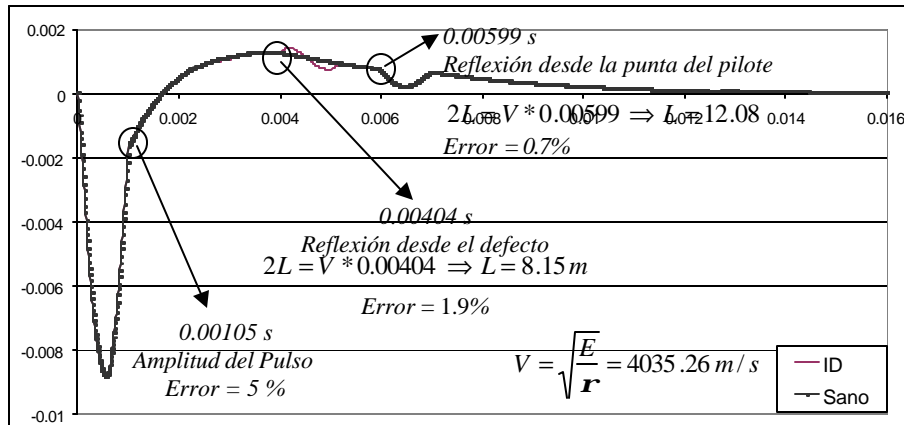


Figura 7. Registro de velocidades. Defecto tipo bulbo.

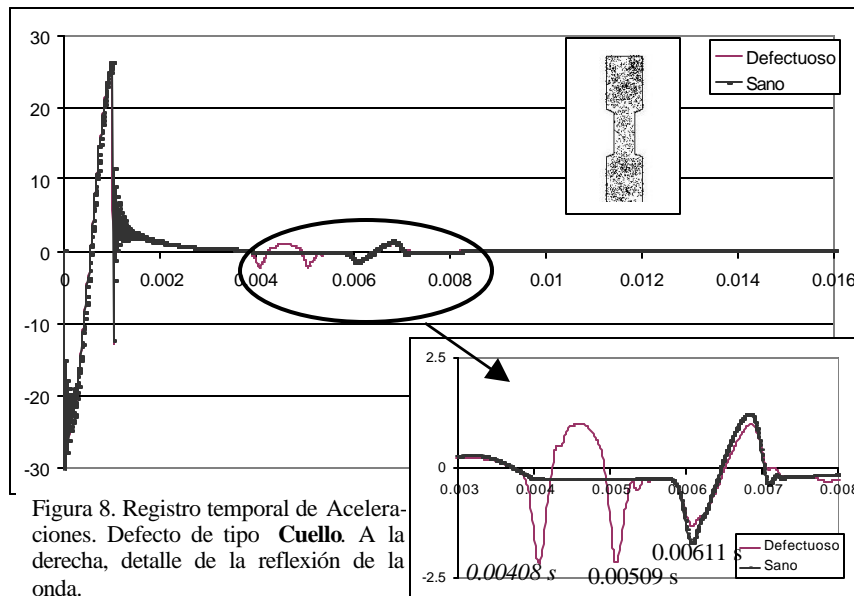


Figura 8. Registro temporal de Aceleraciones. Defecto de tipo **Cuello**. A la derecha, detalle de la reflexión de la onda.

Los picos identificados, sirven para determinar algunas propiedades físicas. Si se conoce la longitud y la densidad de masa del pilote, entonces se puede determinar el módulo de Elasticidad, con el uso de la ec. (6). En caso de conocerse las propiedades materiales, entonces será posible determinar la longitud del pilote. En el presente caso la longitud (o la velocidad de propagación de ondas) puede determinarse con la ubicación de los picos mayores. Es útil reconocer la conservación de la forma de la onda, de modo de poder identificar el regreso desde el defecto del regreso desde

la punta del pilote. Por otro lado, las posibilidades de detectar el regreso de la onda con claridad se limita al período comprendido entre el impacto y la llegada del pulso generado por el mismo desde la punta del pilote.

6 CONCLUSIONES

Se modela el problema físico de propagación de ondas axiales en pilotes en forma numérica. A partir de registros temporales de Aceleraciones y Velocidades es posible analizar el ensayo dinámico denominado “método sónico” que se basa en el fenómeno de propagación de ondas producidas por el impacto de una masa en la cabeza del pilote. A partir de esto último se pueden identificar características físicas del pilote tales como la longitud del mismo y detectar la existencia de defectos. Un extenso análisis paramétrico demuestra que el efecto del suelo es muy importante y produce una rápida atenuación de la onda, limitando las posibilidades de detectar defectos a los primeros instantes comprendidos entre la aplicación del pulso y el primer regreso de la onda. En suelos rígidos la posibilidad de detectar defectos se reduce notoriamente llegando al límite de no poder detectar el regreso de la onda (Valores de G superiores a $6 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$).

El impacto debe introducir la energía al sistema en el menor tiempo posible, con el objetivo de aumentar las posibilidades de capturar el fenómeno. Otro punto importante es que se han logrado detectar defectos en profundidad analizando la forma de la onda. De este modo es posible detectar el regreso desde un defecto de la reflexión desde la punta del pilote. Por otro lado, los registros de velocidades son mucho más suaves que los registros de aceleraciones por lo que se utilizaron aquí para determinar la longitud del pilote y la ubicación del defecto, encontrándose por lo general una muy buena concordancia con los valores correctos.

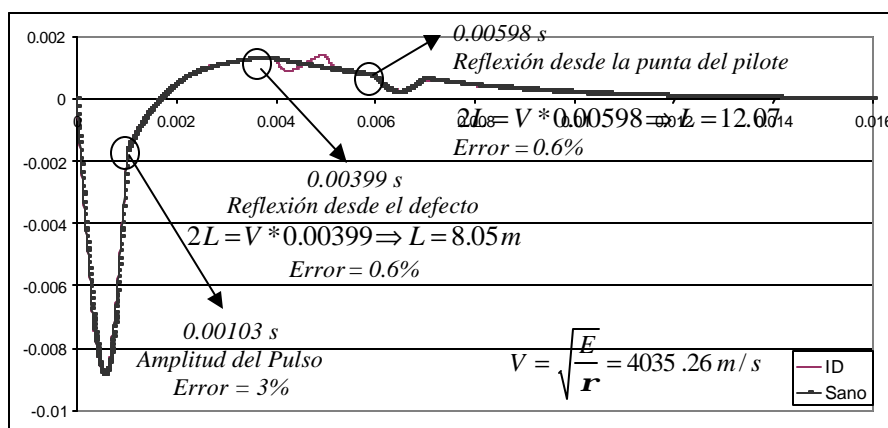


Figura 9. Registro de velocidades. Defecto tipo cuello.

Es objetivo de los autores proseguir mejorando el modelo numérico de modo de poder analizar diferentes clases de defectos, incluyendo bulbos y cuellos de características menos regulares y utilizando además el dominio de la frecuencia, como un segundo medio de análisis.

7 REFERENCIAS

- [1] A. Davis and C. S. Dunn, “*From the theory to field experience with the non destructive vibrations testing of piles*”, Proc. Instn Civil Eng., Part 2, 1974, **57**, Dec., 571-593.
- [2] A. G. Davis, “*The nondestructive impulse response test in North America: 1985-2001*”, Concrete, NDT&E International 36 (2003) 185-193.
- [3] A. Kumar, B. Raj, P. Kalyanasundaram, T. Jayakumar, M. Thavasimuthu, “*Structural integrity assessment of the containment structure of a pressurised heavy-water nuclear reactor using impact echo technique*”, NDT&E International 35 (2002) 213-220.
- [4] Likins, Rausche, Hussein, “*Introduction to the Dynamics of Pile Testing*” Geotechnical News, Vol. 8, No. 4, Dec. 1990.
- [5] Rausche, F., Likins, G. and Ren Kung, S., “*Pile Integrity Testing and Analysis*”, Proceedings of the Fourth International Conference on the Application of Stress-Wave Theory to Piles, The Netherlands, September 1992.
- [6] Rausche, F., Goble, G. and Likins, “*Dynamic Determination of Pile Capacity*”, ASCE 1985.
- [7] Rausche, F., Goble, G. and Moses F. “*Soil Resistance Predictions From Pile Dynamics*”, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 98, No. SM9, Sep. 1972, pp. 917-937.
- [8] C. Fernández Tadeo y E. Téllez García, “*Los ensayos de integridad estructural de pilotes. Situación actual en España y perspectivas*”, Simposio de la Sociedad Española de Mecánica del Suelo e Ingeniería Geotécnica, Barcelona setiembre de 2000.
- [9] D. M. Lilley, Integrity testing of pile foundations using axial vibration, Proc. Instn Civ. Engng, 2000, **143**, Oct., 225-234.
- [10] R. Venugopala Rao, N. S. V. Kameswara Rao, “*Dynamic analysis of pile foundations in time domain using Lanczos vectors*”, Computers and Geotechnics, 24 (1999) 297-322.
- [11] S. T. Liao and J M. Roesset, “*Dynamic Response of Intact Piles to Impulse Loads, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*”, Vol. 21, 255-275 (1997).
- [12] S. T. Liao and J M. Roesset, “*Identification of defects in piles through dynamic testing, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*”, Vol. 21, 277-291 (1997).
- [13] D. S. Kim, H. W. Kim and W. C. Kim, “*Parametric study on the impact-echo method using mock-up shafts*”, NDT&E International 35 (2002) 595-608.
- [14] K. J. Bathe, “*Finite Element Procedures*”, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey 07632 (1996).
- [15] R. W. Clough and J Penzien, “*Dynamics of structures*”, McGraw-Hill, Inc., (1993).
- [16] F. E. Richart, J. R. Hall and R. D. Woods, “*Vibrations of soils and foundations*”, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey (1970).