

# CMN 2017

## Congress on Numerical Methods in Engineering

July 3 - 5, Valencia, Spain

Edited by: Irene Arias, Jesús María Blanco, Stephane Clain, Paulo Flores,  
Paulo Lourenço, Juan José Ródenas and Manuel Tur



A publication of:

**International Center for Numerical  
Methods in Engineering (CIMNE)**  
Barcelona, Spain



Printed by: Artes Gráficas Torres S.L., Huelva 9, 08940 Cornellà de Llobregat,  
Spain

ISBN: 978-84-947311-0-5

## PREFACIO

Este libro contiene los artículos o resúmenes de los trabajos presentados en el Congreso de Métodos Numéricos en Ingeniería CMN 2017, celebrado en las instalaciones de la Universitat Politècnica de València del 3 al 5 de julio de 2017. Este congreso ha sido organizado conjuntamente por SEMNI (Sociedad Española de Métodos Numéricos en Ingeniería) y APMTAC (Associação Portuguesa de Mecânica Teórica, Aplicada e Computacional).

Las sociedades decidieron fusionar dos congresos que originalmente se organizaban por separado en la edición de Madrid (2002). Desde entonces el congreso se ha celebrado en Lisboa (2004), Granada (2005), Oporto (2007), Barcelona (2009), Coimbra (2011), Bilbao (2013), y Lisboa (2015).

En esta edición del congreso se ha realizado un esfuerzo para impulsar la participación de jóvenes investigadores a través de diferentes acciones como la posibilidad de presentar los trabajos en formato poster y/o presentación oral, revisando el importe de las cuotas de registro, o la concesión de becas. El resultado de estas acciones ha sido muy satisfactorio, de manera que más de un tercio de los asistentes al congreso serán estudiantes.

De los 490 trabajos enviados inicialmente, en este libro se recogen los 301 resúmenes o artículos completos que finalmente serán presentados en formato oral o póster durante el congreso. El amplio contenido de este volumen recoge un amplio abanico de temáticas en el ámbito de los métodos numéricos aplicados a la ingeniería. Desde los aspectos más teóricos a los más aplicados, de las técnicas más clásicas hasta los métodos más modernos aplicados a problemas de sólidos, mecánica de fluidos y ondas. Los trabajos publicados se han reproducido directamente a partir de los archivos remitidos por los autores.

Los organizadores queremos agradecer a los autores que presentarán sus trabajos en el congreso, a los organizadores de sesiones temáticas, a los revisores de los trabajos y a los miembros del comité científico y del comité de organización local el esfuerzo realizado y su contribución en el éxito de esta edición del congreso.

Valencia, julio 2017  
El comité organizador

**SEMNI**

**APMTAC**

<b>Damage modelling of hysteretic energy dissipative devices in building seismic response control</b> .....	1883
<i>C. Dávalos, G. Cano, C. Escudero, V. Hernández and S. de la Cruz</i>	
<b>Diseño multi-objetivo de un mecanismo planar para la locomoción bípeda</b> .....	1891
<i>J.S. Pantoja García, A. Rodríguez Molina, O. Serrano Pérez, C.V. García Mendoza and M.G. Villarreal Cervantes</i>	
<b>Fatigue assessment of footbridges under live loads</b> .....	1909
<i>F.J. Puerta López, J.F. Jiménez Alonso, A.M. Hernández Díaz and J. Pérez Aracil</i>	
<b>Influencia del ángulo de incidencia de las ondas SH sobre el amortiguamiento efectivo de estructuras pilotadas</b> .....	1928
<i>C. Medina, J.J. Aznárez, L.A. Padrón and O. Maeso</i>	
<b>Numerical aspects in multibody dynamics with frictional contacts</b> .....	1943
<i>F. Marques and P. Flores</i>	
<b>Quick 3d trajectory planning for rotating extensible manipulators using piecewise polynomial interpolation</b> .....	1944
<i>M. Dupac and P. Sewell</i>	
<b>Rayleigh with viscoelasticity applied to a highly slender 40-m-high concrete mast</b> .....	1950
<i>A.M. Wahrhaftig</i>	
<b>Modelamiento micromecánico del diagrama esfuerzo deformación de un acero doble fase cementado</b> .....	1960
<i>Carlos A. Bohórquez A</i>	

## INFLUENCIA DEL ÁNGULO DE INCIDENCIA DE LAS ONDAS SH SOBRE EL AMORTIGUAMIENTO EFECTIVO DE ESTRUCTURAS PILOTADAS

Cristina Medina<sup>1</sup>, Juan J. Aznárez<sup>1</sup>, Luis A. Padrón<sup>1</sup> y Orlando Maeso<sup>1</sup>

1: Instituto Universitario de Sistemas Inteligentes y Aplicaciones Numéricas en Ingeniería (IUSIANI)  
Universidad de Las Palmas de Gran Canaria  
Edificio Central del Parque Científico y Tecnológico del Campus Universitario de Tafira, 35017 Las  
Palmas de Gran Canaria, España  
e-mail: {cmedina,jjaznarez,lpadron,omaeso}@siani.es, web: <http://www.siani.es>

**Palabras clave:** cimentaciones pilotadas, ángulo de incidencia, propagación de ondas sísmicas, factores de interacción cinemática, interacción suelo-estructura, subestructuración

**Resumen** *El análisis del comportamiento dinámico de estructuras pilotadas suele abordarse asumiendo que el campo incidente es vertical. Sin embargo, las acciones sísmicas están constituidas, por lo general, por una combinación de ondas que se propagan con un ángulo de incidencia no necesariamente vertical. En este trabajo se pretende determinar la influencia que el ángulo de incidencia de las ondas SH tiene sobre el amortiguamiento efectivo de estructuras soportadas por cimentaciones pilotadas. La metodología escogida para llevar a cabo este estudio consiste en un procedimiento simple y preciso [1] que se basa en un modelo de subestructuración. Dicho procedimiento permite determinar las características dinámicas de un sistema de un sólo grado de libertad que reproduzca la respuesta dinámica del sistema objeto de estudio en el rango en el que se produce la respuesta máxima. Los valores de impedancias y factores de interacción cinemática correspondientes a las distintas configuraciones de grupos de pilotes consideradas en este estudio se han obtenido empleando un modelo tridimensional acoplado de elementos de contorno y elementos finitos en el dominio de la frecuencia [2]. Los resultados se presentan en términos de amortiguamiento efectivo del sistema para estructuras esbeltas y no esbeltas soportadas por distintas configuraciones de grupos de pilotes y sometidas a ondas SH con distintos ángulos de incidencia. De la observación de estos resultados se deduce que el amortiguamiento efectivo del sistema alcanza sus valores mínimos cuando la onda SH incide de forma vertical.*

## 1. INTRODUCCIÓN

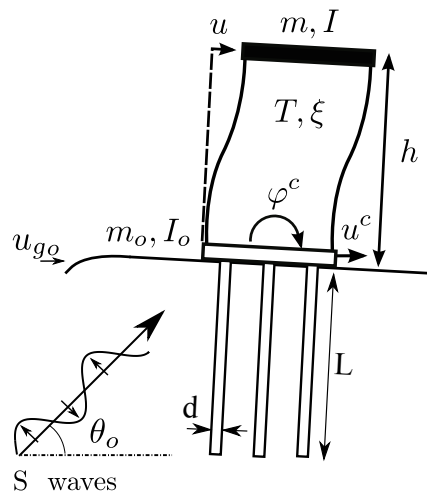
Por lo general, las acciones sísmicas son el resultado de una combinación de ondas cuyo ángulo de incidencia es variable. Sin embargo, en el análisis de la respuesta sísmica de cimentaciones pilotadas, la excitación suele caracterizarse como un campo de ondas con incidencia vertical. Esta simplificación del problema no constituye necesariamente el caso más desfavorable.

Uno de los estudios más completos acerca de la respuesta dinámica de cimentaciones pilotadas sometidas a ondas con un ángulo de incidencia variable fue llevado a cabo por Kaynia y Novak [3]. En él se proporcionan resultados en términos de factores de interacción cinemática para distintas configuraciones de grupos de pilotes sometidas a ondas volumétricas oblicuas así como a ondas de Rayleigh. Del análisis de dichos resultados se deduce la importante influencia que tiene el ángulo de incidencia sobre la respuesta dinámica de este tipo de cimentaciones. Sin embargo, en la literatura científica no se encuentran estudios paramétricos que permitan extraer conclusiones acerca de la influencia del ángulo de incidencia sobre el comportamiento dinámico de estructuras soportadas por grupos de pilotes. Con el ánimo de contribuir a esclarecer esta cuestión, en este trabajo se analiza la influencia del ángulo de incidencia de ondas SH sobre la respuesta dinámica de estructuras cimentadas sobre distintas configuraciones de grupos de  $3 \times 3$  pilotes embebidos en un semiespacio homogéneo, isotrópico y viscoelástico. El comportamiento dinámico del sistema suelo-cimiento-estructura se obtiene utilizando un procedimiento basado en una metodología de subestructuración [1] y se representa en términos del amortiguamiento efectivo de un sistema equivalente de un grado de libertad que reproduce, de la manera más precisa posible, la respuesta del sistema objeto de estudio en el rango de frecuencias en el que se produce la respuesta máxima. El uso de este procedimiento requiere del cálculo previo de las impedancias y los factores de interacción cinemática correspondientes a cada una de las configuraciones de grupos de pilotes consideradas en este estudio. En este caso, dichos valores se han obtenido empleando una formulación acoplada de elementos de contorno y elementos finitos [2, 4, 5].

## 2. DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

El problema que se aborda en este estudio consiste en el análisis de la influencia de los efectos de la variación del ángulo de incidencia de la onda SH sobre la respuesta dinámica de estructuras a cortante que se comportan como sistemas de un solo grado de libertad en su condición de base rígida como el que representa en la Figura 1.

La cimentación se define en este caso como un grupo de pilotes verticales distribuidos uniformemente en un área cuadrada y embebidos en un semiespacio homogéneo, isotrópico y viscoelástico. El movimiento de las cabezas de los pilotes se encuentra restringido por un encepado rígido y cuadrado de espesor despreciable que no está en contacto con el suelo. La masa  $m_o$  y la inercia  $I_o$  del encepado se consideran despreciables en este trabajo. En la Figura 2 se representan los parámetros geométricos que caracterizan cada una de las configuraciones que se consideran en este estudio. Estos parámetros son el semiancho del encepado  $b$ , la longitud  $L$  y el diámetro de la sección transversal  $d$  de los pilotes y la separación entre centros de pilotes adyacentes  $s$ . Todas las configuraciones de grupos de pilotes analizadas en este artículo están

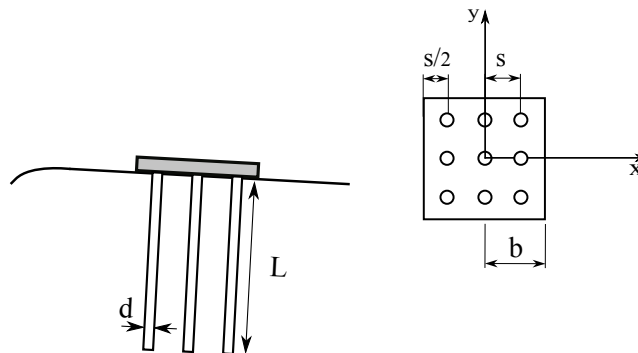


**Figura 1:** Definición del problema

constituidas por pilotes del mismo material y con idénticas propiedades geométricas.

La dirección de propagación del tren de ondas se considera contenida en el plano  $yz$ , perpendicular a la superficie del semiespacio. La variable  $\theta_o$  representa el ángulo que forma la dirección de propagación de la onda con el eje  $y$ , medido en sentido trigonométrico.

La superestructura se considera como una masa estructural  $m$  uniformemente distribuida en un área cuadrada y situada a la altura  $h$  de la resultante de las fuerzas de inercia para el modo de vibración objeto de estudio. Esta masa está soportada por columnas inextensibles axialmente. El momento de inercia de la masa estructural se representa con la letra  $I$ . La rigidez estructural  $k$ , el periodo fundamental de la estructura  $T$  y su ratio de amortiguamiento  $\xi$  caracterizan su comportamiento dinámico en base rígida.



**Figura 2:** Parámetros geométricos de la cimentación



### 3. METODOLOGÍA

La respuesta dinámica del sistema objeto de estudio puede calcularse como la de un sistema de tres grados de libertad (3GDL): desplazamiento horizontal de la planta  $u$ , desplazamiento horizontal del cimiento  $u^c$  y giro del cimiento  $\varphi^c$ . Tal y como se muestra en la Figura 3, el uso de una metodología de subestructuración permite considerar la superestructura apoyada sobre resortes y amortiguadores que representan la rigidez y el amortiguamiento del sistema *suelo-cimiento* en los distintos modos de vibración.

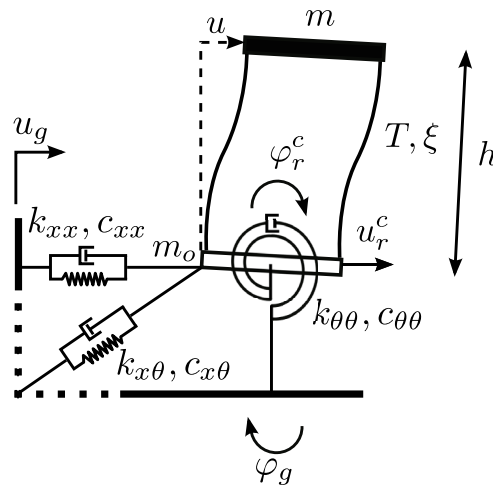


Figura 3: Modelo de subestructuración

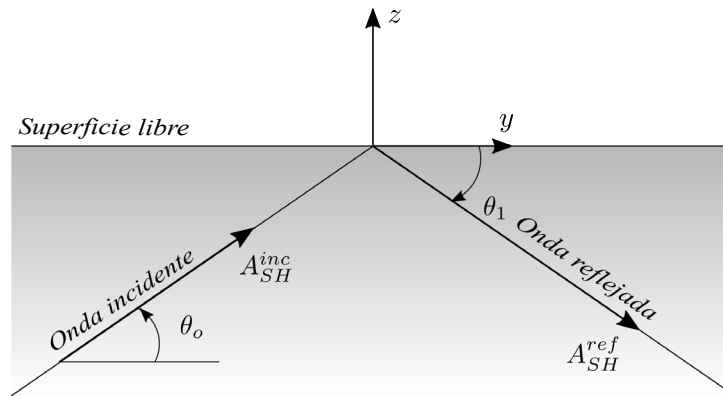
El primer paso para la resolución del problema consiste en determinar el desplazamiento horizontal y el giro del encepado sin masa sometido a ondas SH con un ángulo de incidencia variable. Estos valores son funciones complejas dependientes de la frecuencia que se presentan, normalizados con el desplazamiento horizontal en campo libre  $u_{g_0}$ , en términos de los factores de interacción cinemática traslacional  $I_u = u_g/u_u$  y rotacional  $I_\varphi = \varphi_g b/u_{g_0}$ .

El segundo paso aborda el cálculo de las impedancias, que son funciones complejas que representan la rigidez y el amortiguamiento del sistema *suelo-cimiento* para los modos de vibración horizontal ( $k_{xx}, c_{xx}$ ), de cabeceo ( $k_{\theta\theta}, c_{\theta\theta}$ ) y modo cruzado horizontal-balanceo ( $k_{x\theta}, c_{x\theta}$ ).

En este trabajo, los dos pasos descritos con anterioridad se han abordado mediante la utilización de una formulación acoplada de elementos de contorno y elementos finitos [5, 6]. Cuando el frente de ondas SH alcanza la superficie libre del semiespacio se produce un fenómeno de reflexión que tiene como resultado la aparición de otra onda del mismo tipo que la onda incidente, tal y como se muestra en la Figura 4. Los desplazamientos en las direcciones  $x, y, z$  de cualquier punto del semiespacio puede expresarse como la superposición de los efectos de la incidente y la onda reflejada. La formulación de un campo incidente que se propaga con un ángulo de incidencia cualquiera puede encontrarse en el trabajo de Zarzalejos *et al.* [6].

Llegados a este punto, puede calcularse la respuesta dinámica de la estructura soportada por los resortes y amortiguadores caracterizados por las impedancias obtenidas en el segundo paso,

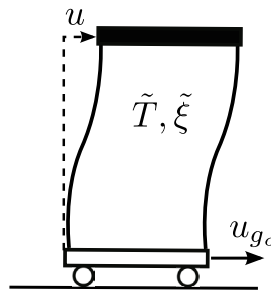




**Figura 4:** Definición de los ángulos de la onda incidente y la onda reflejada en el semiespacio.

y sometidos en la base al movimiento determinado por los factores de interacción cinemática obtenidos en el primer paso.

El uso del procedimiento propuesto y validado por C. Medina *et al.* [1], permite determinar el periodo  $\tilde{T}$  y el amortiguamiento  $\tilde{\xi}$  de un sistema equivalente de un grado de libertad, como el representado en la Figura 5, que reproduce la respuesta del sistema objeto de estudio, dentro del rango de frecuencias en el que se produce la respuesta máxima, de la forma más precisa posible.



**Figura 5:** Sistema equivalente de un grado de libertad.

Tal y como han venido haciendo otros autores [7, 8] con anterioridad y con el ánimo de caracterizar el sistema *suelo-cimiento-estructura*, en este trabajo se han empleado una serie de parámetros adimensionales que abarcan las principales características de los problemas de interacción suelo-estructura. Estos parámetros son: (1) el ratio de esbeltez estructural  $h/b$ ; (2) el ratio de amortiguamiento de la estructura en base rígida  $\xi$ ; (3) la frecuencia natural adimensional en base rígida de la estructura  $\lambda = \omega_n/\omega$  (siendo  $\omega$  la frecuencia angular de la excitación); (4) el ratio de masas cimiento-estructura  $m_o/m$ ; (5) el parámetro de onda  $\sigma = c_s T/h$  (donde  $c_s$  es la velocidad de propagación de las ondas de corte en el semiespacio); (6) la densidad de masa relativa entre la estructura y el suelo  $\delta = m/(4\rho_s b^2 h)$  (donde  $\rho_s$  es la densidad del suelo); (7) el coeficiente de Poisson  $\nu$ ; (8) la relación entre la separación entre centros de pilotes adyacentes y el diámetro de los mismos  $s/d$ ; (9) la relación entre los módulos de elasticidad de los pilo-

tes y el suelo  $E_p/E_s$ ; (10) el coeficiente de embebimiento  $L/b$ ; (11) el ratio de esbeltez de los pilotes  $L/d$ ; (12) la relación entre las densidades del suelo y los pilotes  $\rho_s/\rho_p$ ; (13) el número de pilotes; y (14) el ratio de amortiguamiento del suelo  $\xi_s$ . En este trabajo, se ha empleado para el material del suelo un modelo de amortiguamiento histerético del tipo  $\mu_s = \text{Re}[\mu_s](1 + i2\xi_s)$ . Por último, el parámetro  $a_o = \omega b/c_s$  representa la frecuencia adimensional. El cortante máximo en la base de la estructura por unidad de fuerza sísmica efectiva  $Q_m$  se obtiene a partir de la siguiente expresión:

$$Q_m = \text{Max} \left| \left[ \left( \frac{\omega^2}{\omega_n^2} \left( \frac{\tilde{T}}{T} \right)^2 - 1 \right) - i2\tilde{\xi} \frac{\omega}{\omega_n} \frac{\tilde{T}}{T} \right]^{-1} \right| \quad (1)$$

donde  $\tilde{T}/T$  y  $\tilde{\xi}$  son, respectivamente, el periodo y el amortiguamiento efectivos del sistema. El periodo efectivo  $\tilde{T}/T = \tilde{\lambda} = \omega_n/\tilde{\omega}_n$  puede obtenerse como la raíz de la ecuación (2), siendo  $\tilde{\omega}_n$  la frecuencia natural del sistema equivalente no amortiguado. Por otra parte, el amortiguamiento efectivo  $\tilde{\xi}$  puede calcularse a partir de la ecuación (3).

$$\frac{\tilde{T}}{T} = \lambda \quad / \quad 1 - \frac{1}{\lambda^2} - \frac{1}{\lambda^2 \alpha_{xx}^2(\lambda)} - \frac{1}{\lambda^2 \alpha_{\theta\theta}^2(\lambda)} = 0 \quad (2)$$

$$\tilde{\xi} = \left| \left( I_u + \frac{h}{b} I_\varphi \right)^{-1} \left[ \frac{\xi'}{\tilde{\lambda}^2} + \frac{1}{\tilde{\lambda}^2} \left( \frac{\xi_{xx}}{\alpha_{xx}^2(1 + i2\xi_{xx})} + \frac{\xi_{\theta\theta}}{\alpha_{\theta\theta}^2(1 + i2\xi_{\theta\theta})} \right) \right] \right| \quad (3)$$

donde,

$$\xi' = \frac{\omega}{\omega_n} \xi \quad (4)$$

$$\alpha_{xx}^2 = \sigma^2 \frac{1}{16\pi^2} \frac{h}{b} \frac{1}{\delta} \tilde{k}_{xx} \quad (5)$$

$$\xi_{xx} = \frac{\tilde{c}_{xx}}{2\tilde{k}_{xx}} \quad (6)$$

$$\alpha_{\theta\theta}^2 = \sigma^2 \frac{1}{16\pi^2} \frac{h}{b} \frac{1}{\delta} \text{Re} \left[ \frac{b^2}{(h+D)^2} \tilde{K}_{\theta\theta D} \right] \quad (7)$$

$$\xi_{\theta\theta} = \frac{\text{Im} \left[ \frac{b^2}{(h+D)^2} \tilde{K}_{\theta\theta D} \right]}{2\text{Re} \left[ \frac{b^2}{(h+D)^2} \tilde{K}_{\theta\theta D} \right]} \quad (8)$$

siendo  $\tilde{K}_{xx} = K_{xx}/(\mu_s b) = \tilde{k}_{xx} + i\tilde{c}_{xx}$  y

$$\tilde{K}_{\theta\theta D} = \frac{1}{\mu_s b^3} \left( K_{\theta\theta} - \frac{K_{\theta x}^2}{K_{xx}} \right) \quad (9)$$

$$\frac{b^2}{(h + D)^2} = \left( \left( \frac{h}{b} \right)^2 - 2 \left( \frac{h}{b} \right) \frac{\tilde{K}_{\theta x}}{\tilde{K}_{xx}} + \left( \frac{\tilde{K}_{\theta x}}{\tilde{K}_{xx}} \right)^2 \right)^{-1} \quad (10)$$

donde  $D = D(\omega) = -K_{x\theta}/K_{xx}$  representa la profundidad virtual del punto en el cual debe condensarse la interacción suelo-estructura para obtener una matriz de impedancias diagonal teniendo en cuenta las impedancias cruzadas.

#### 4. RESULTADOS

La metodología expuesta anteriormente se aplica en esta sección para analizar la influencia del ángulo de incidencia  $\theta_o$  de la onda SH sobre la respuesta dinámica de estructuras esbeltas ( $h/b = 10$ ) y no esbeltas ( $h/b = 1$ ) soportadas por configuraciones de  $3 \times 3$  pilotes verticales. En este caso los resultados se presentan en términos del periodo  $\tilde{T}/T$  y amortiguamiento  $\tilde{\xi}$  efectivos del sistema. Los valores de los parámetros adimensionales correspondientes a las configuraciones analizadas en este artículo se recogen en la Tabla 1.

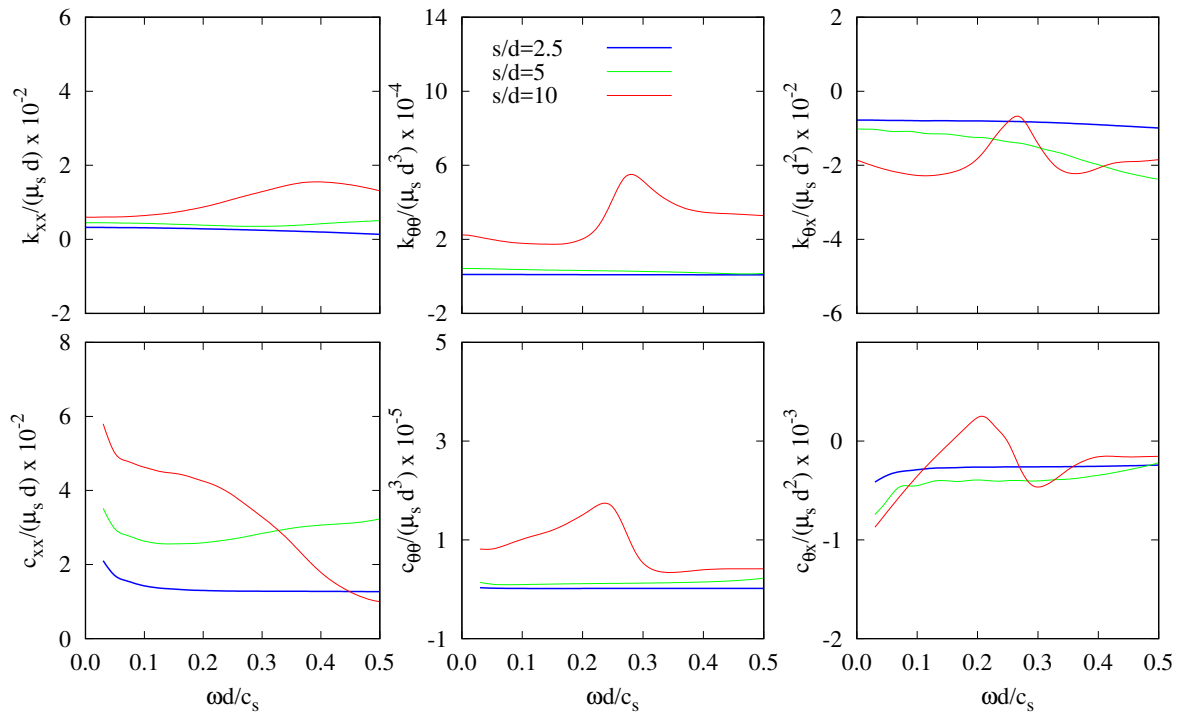
**Tabla 1:** Values for the dimensionless parameters in the cases under investigation

$\nu_s$	$\xi_s$	$E_p/E_s$	$\rho_p/\rho_s$	$L/b$	$L/d$	$\frac{s/d}{3 \times 3}$	$\xi$	$\delta$	$1/\sigma$	$m_o/m$	$h/b$
					7.5	2.5					
0.4	0.05	$10^3$	0.7	2	15	5	0.05	0.15	0 – 0.5	0	1, 10
					30	10					

##### 4.1. Impedancias

Las impedancias pueden escribirse como  $K_{ij} = k_{ij} + ia_o c_{ij}$ , donde  $k_{ij}$  y  $c_{ij}$  son, respectivamente, las rigideces dinámicas y los coeficientes de amortiguamiento dependientes de la frecuencia  $a_o$  e  $i = \sqrt{-1}$  es la unidad imaginaria.

En la Figura 6 se han representado de forma superpuesta las impedancias correspondientes a tres configuraciones distintas de grupos de  $3 \times 3$  pilotes. Cada una de estas configuraciones tiene un valor diferente de la separación entre centros de pilotes adyacentes siendo  $s/d = 3.75, 7.5$  o  $15$  respectivamente. En el eje de abscisas se puede leer el valor de la frecuencia adimensional definida como  $\omega d/c_s$ . En la primera fila se representan las rigideces dinámicas mientras que en la segunda fila se muestran las curvas de los coeficientes de amortiguamiento. En las distintas columnas, de izquierda a derecha, se han representado los valores correspondientes a los modos de vibración horizontal ( $k_{xx}, c_{xx}$ ), de cabeceo ( $k_{\theta\theta}, c_{\theta\theta}$ ) y modo de vibración cruzada ( $k_{x\theta}, c_{x\theta}$ ).

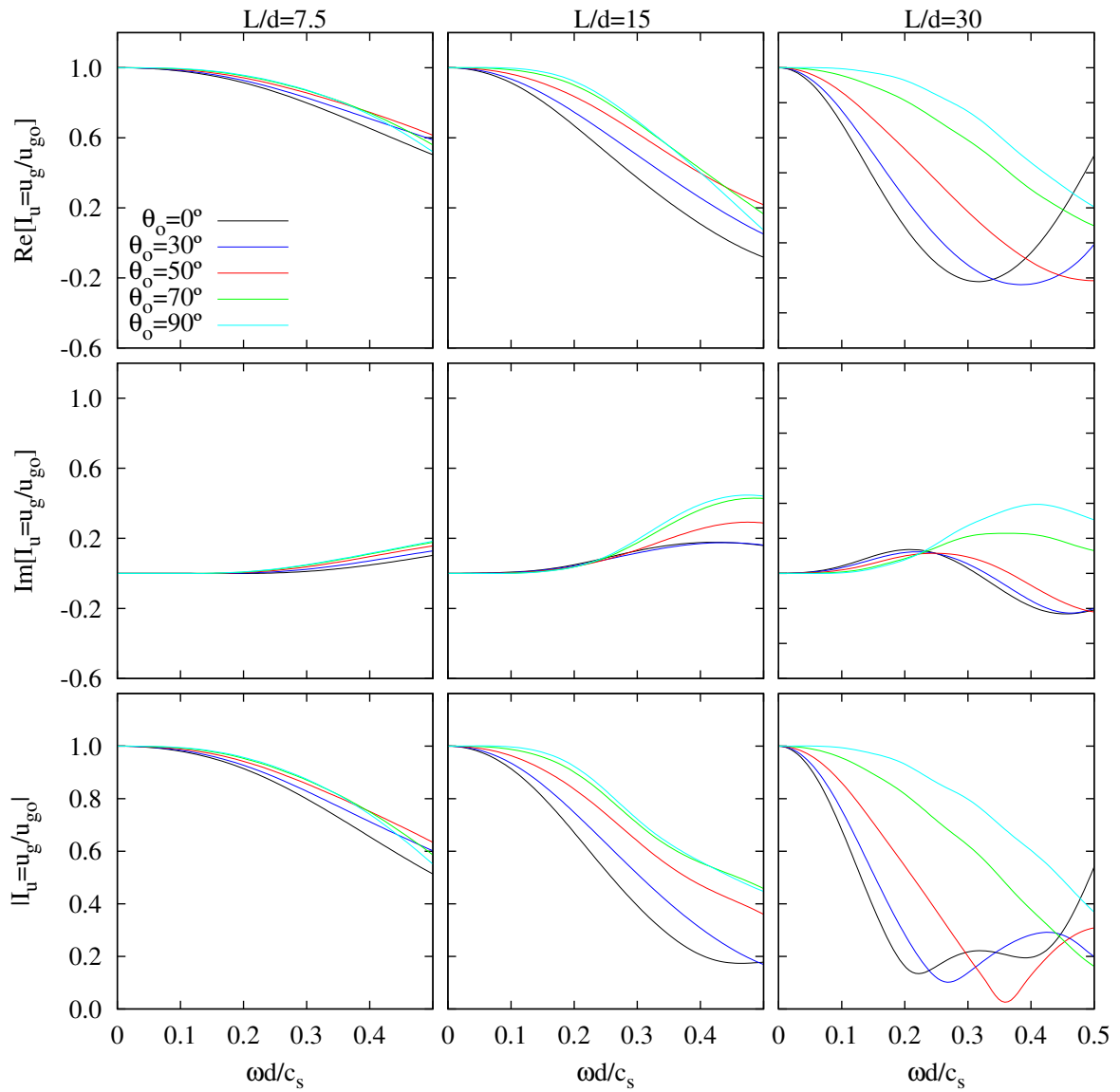


**Figura 6:** Impedancias horizontales ( $k_{xx}$ ,  $c_{xx}$ ), de cabeceo ( $k_{\theta\theta}$ ,  $c_{\theta\theta}$ ) y cruzadas ( $k_{x\theta}$ ,  $c_{x\theta}$ ) para grupos de  $3 \times 3$  pilotes con  $L/b = 2$ ,  $L/d(s/d) = 7.5$  (2.5), 15 (5) y 30 (10),  $E_p/E_s = 10^3$  y  $\xi_s = 0.05$ .

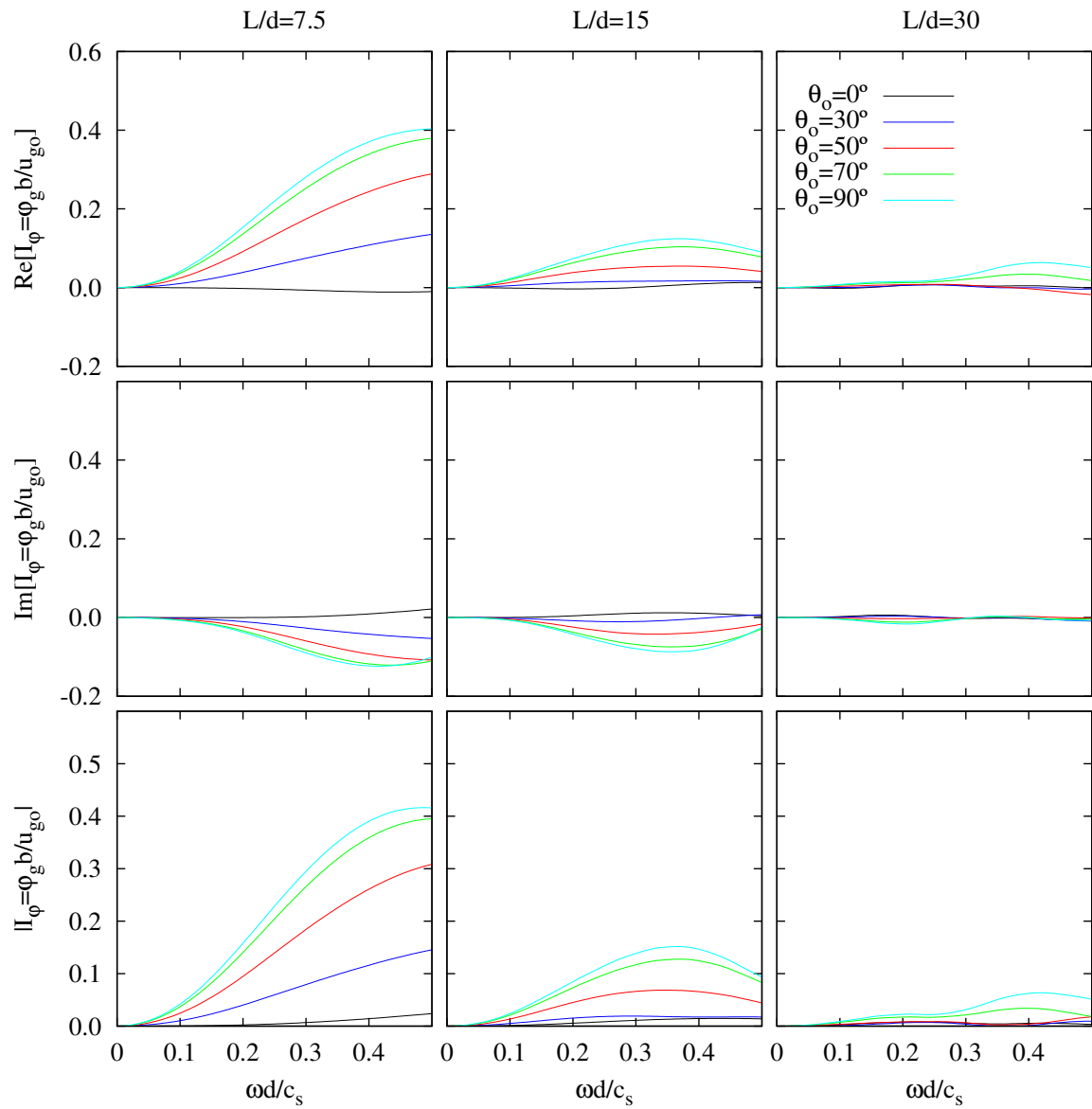
#### 4.2. Factores de interacción cinemática

En las Figuras 7 y 8 se muestran los valores de los factores de interacción cinemática traslacional  $I_u$  y rotacional  $I_\varphi$ , respectivamente, para configuraciones de grupos de  $3 \times 3$  pilotes sometidos a ondas SH con cinco valores diferentes del ángulo de incidencia  $\theta_o = 0^\circ, 30^\circ, 50^\circ, 70^\circ$  y  $90^\circ$ . En las distintas filas, de arriba hacia abajo, se representan respectivamente la parte real, la parte imaginaria y el valor absoluto de los factores de interacción cinemática. A su vez, cada una de las columnas corresponde a una configuración diferente de grupo de pilotes con distinto valor de la esbeltez de los pilotes  $L/d = 7.5, 15$  y 30 así como de la separación entre centros de pilotes adyacentes  $s/d = 2.5, 5$  y 10. En el eje de abscisas se puede leer el valor de la frecuencia adimensional definida como  $\omega d/c_s$ .

Las ondas que inciden de forma menos vertical experimentan un mayor grado de filtrado por parte de la cimentación a frecuencias bajas y medias. Por otra parte, puede comprobarse que a medida que aumenta la distancia entre pilotes y la esbeltez de los mismos también lo hace la influencia de la variación del ángulo de incidencia sobre  $I_u$ , como puede observarse en la Figura 7. Sin embargo, la influencia de la variación del ángulo de incidencia sobre el factor de interacción cinemática asociado al giro  $I_\varphi$  disminuye a medida que aumenta la distancia entre pilotes y la esbeltez de los mismos, tal y como se muestra en la Figura 8.



**Figura 7:** Factor de interacción cinemática traslacional  $I_u$  para grupos de  $3 \times 3$  pilotes con  $L/b = 2$ ,  $L/d(s/d) = 7.5$  (2.5), 15 (5) y 30 (10),  $E_p/E_s = 10^3$  y  $\xi_s = 0.05$ .



**Figura 8:** Factor de interacción cinemática rotacional  $I_\varphi$  para grupos de  $3 \times 3$  pilotos con  $L/b = 2$ ,  $L/d(s/d) = 7.5$  (2.5), 15 (5) y 30 (10),  $E_p/E_s = 10^3$  y  $\xi_s = 0.05$ .

### 4.3. Respuesta dinámica de la estructura

En las Figuras 9 y 10 se representa, respectivamente, la respuesta dinámica de estructuras no esbeltas ( $h/b = 1$ ) y estructuras esbeltas ( $h/b = 10$ ) soportadas por tres configuraciones distintas de grupos de  $3 \times 3$  pilotes sometidos a ondas SH con valores del ángulo de incidencia  $\theta_o = 0^\circ, 30^\circ, 50^\circ, 70^\circ$  y  $90^\circ$ . Además se ha representado superpuesta en cada caso la respuesta del sistema considerando únicamente interacción inercial, es decir, sin tener en cuenta la interacción cinemática. Cada una de las columnas presenta resultados correspondientes a una configuración de grupos de pilotes con  $L/d = 7.5, 15$  y  $30$ , respectivamente. En la primera fila se representan los resultados en términos de periodo efectivo del sistema  $\tilde{T}/T$ . En la segunda fila se muestran los resultados obtenidos en términos de amortiguamiento efectivo  $\tilde{\xi}$ . Por último, la tercera fila recoge los resultados obtenidos en términos de cortante máximo en la base de la estructura por unidad de fuerza sísmica efectiva  $Q_m$ . En el eje de abscisas se leen los valores correspondientes a la inversa del parámetro de onda  $1/\sigma$  en cada caso.

Puede observarse en ambas figuras que el periodo efectivo del sistema  $\tilde{T}/T$  no se ve afectado por las variaciones del ángulo de incidencia de la onda SH. Esto era de esperar ya que el procedimiento utilizado obtiene este valor de forma que la interacción cinemática no interviene, tal y como puede comprobarse en la ecuación (2).

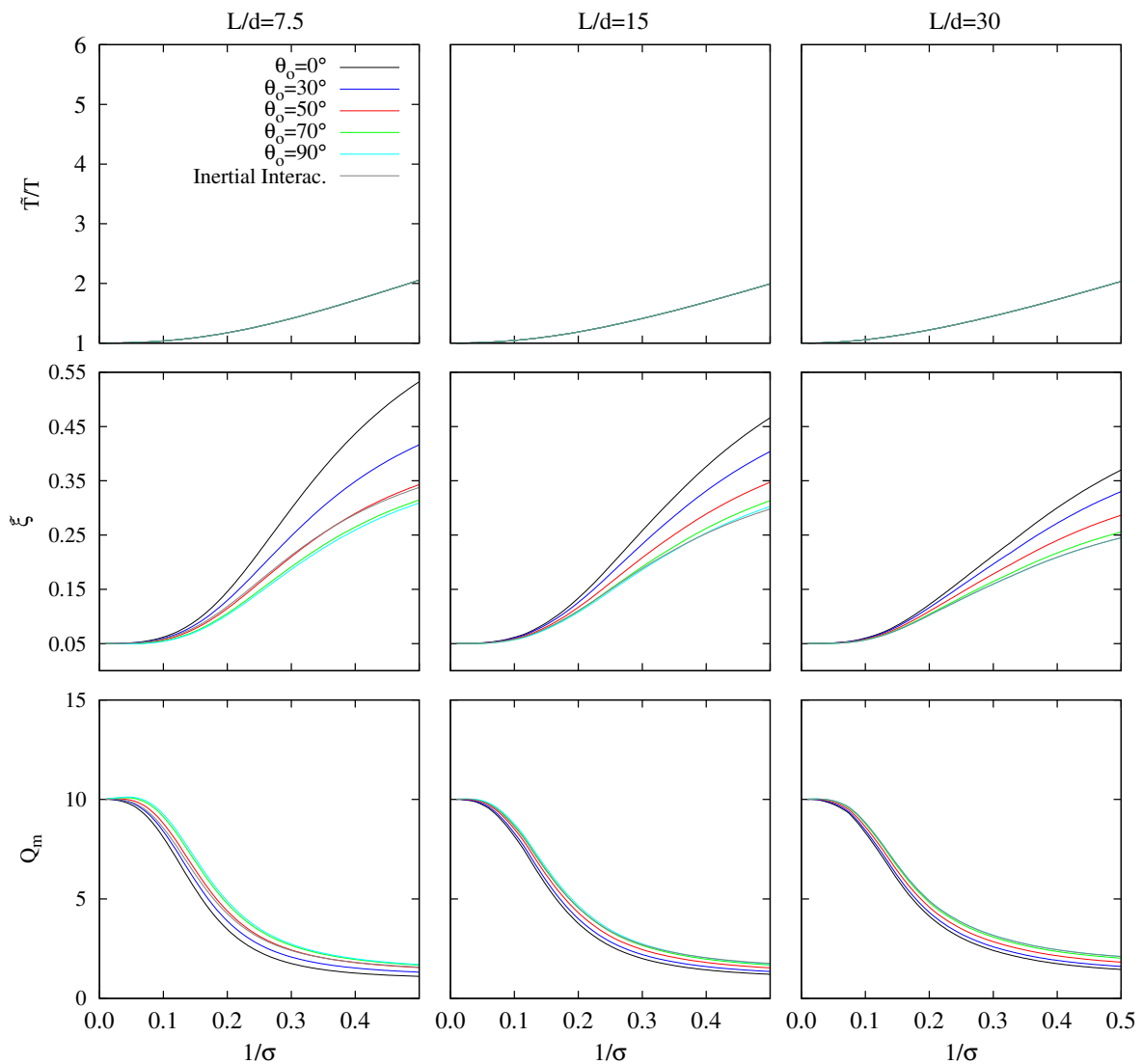
En lo que respecta al amortiguamiento efectivo  $\tilde{\xi}$  cabe señalar que, en el caso de edificios no esbeltos ( $h/b = 1$ ), este disminuye a medida que el ángulo de incidencia de la onda SH se aproxima más al ángulo de incidencia vertical ( $\theta_o = 90^\circ$ ), tal y como se observa en la Figura 9, y alcanza valores superiores al correspondiente a la condición de base rígida. Sin embargo, la influencia de las variaciones del ángulo de incidencia de la onda SH sobre  $\tilde{\xi}$  se reduce a medida que aumenta la esbeltez del edificio siendo inapreciable para edificios con un ratio de esbeltez  $h/b = 10$ , como queda reflejado en la Figura 10, y toma valores inferiores al amortiguamiento en base rígida.

Por otra parte, tal y como se muestra en la Figura 9, los valores obtenidos para el amortiguamiento efectivo teniendo en cuenta la interacción cinemática pueden ser superiores o inferiores a aquellos obtenidos considerando únicamente la interacción inercial en función del ángulo de inclinación de la onda incidente así como de la esbeltez de los pilotes. Esto implica que el valor de  $\tilde{\xi}$  obtenido sin contemplar la influencia de la interacción cinemática puede estar sobrestimado, lo cual supone que los cálculos de la respuesta dinámica de la estructura no estarían del lado de la seguridad. Por ejemplo, analizando los resultados obtenidos para el caso de un grupo de  $3 \times 3$  pilotes con un ratio de esbeltez  $L/d = 30$  puede observarse que el valor de  $\tilde{\xi}$  calculado teniendo en cuenta los efectos de la interacción cinemática para una onda SH con incidencia vertical ( $\theta_o = 90^\circ$ ) coincide con aquel determinado considerando únicamente interacción inercial. Sin embargo, a medida que se reduce el ratio de esbeltez de los pilotes  $L/d$  y la separación entre los mismos  $s/d$  se reduce también el valor del ángulo de inclinación  $\theta_o$  de la onda SH para el que se produce esta coincidencia.

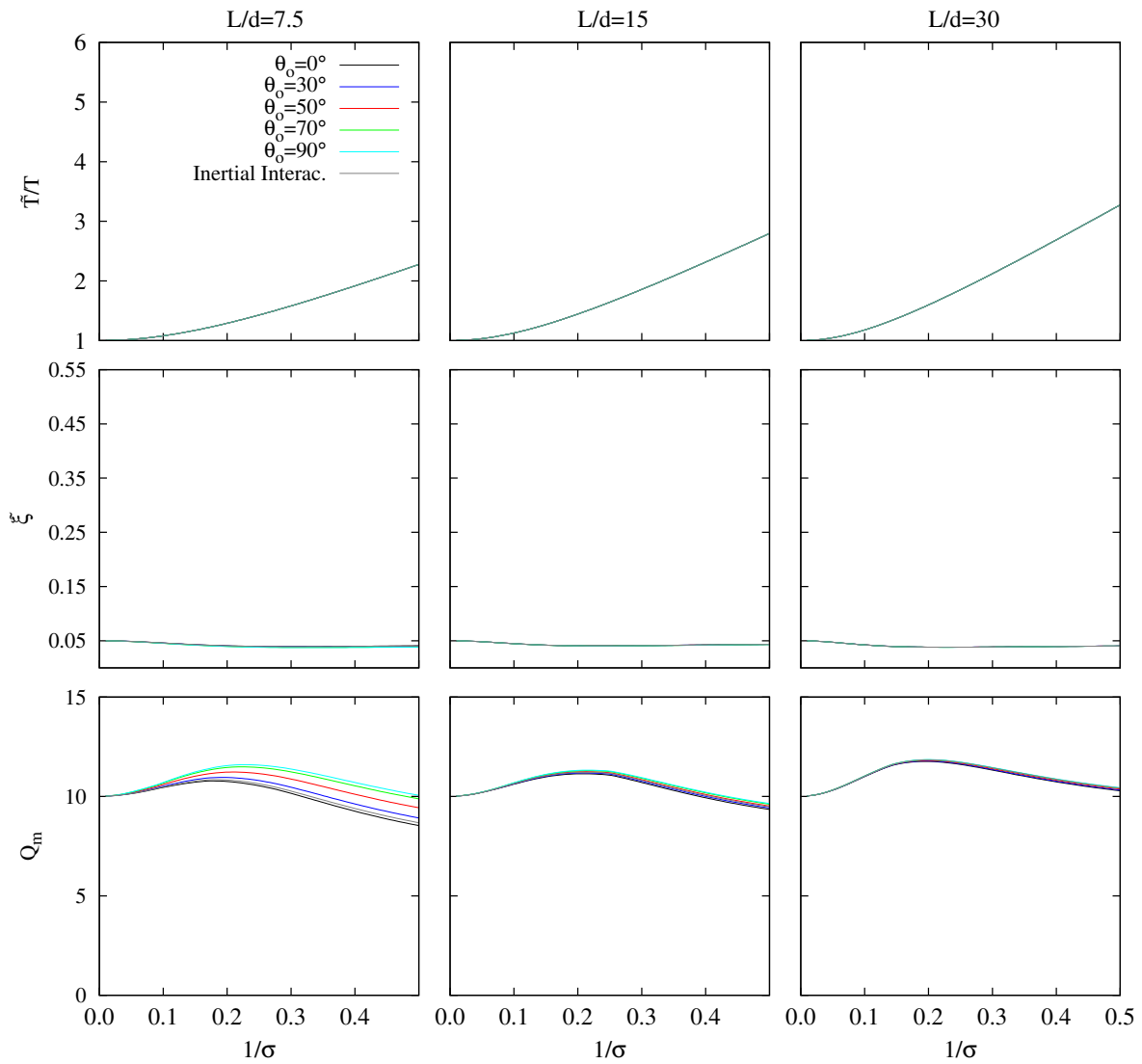
Dado que el amortiguamiento efectivo del sistema alcanza sus valores mínimos cuando la onda SH incide de forma vertical, abordar el análisis del comportamiento dinámico de estructuras pilotadas asumiendo que el campo incidente es vertical arroja resultados conservadores ya que



el cortante máximo en la base de la estructura  $Q_m$  estaría sobrestimado. Sin embargo, esto no tiene por qué ser así para otros tipos de ondas volumétricas como las ondas P o las ondas SV.



**Figura 9:** Periodo  $\tilde{T}/T$  y amortiguamiento  $\tilde{\xi}$  efectivos y respuesta máxima estructural  $Q_m$  de estructuras no esbeltas  $h/b = 1$  cimentadas sobre distintas configuraciones de grupos de  $3 \times 3$  pilotes con  $L/b = 2$ ,  $L/d(s/d) = 7.5$  (2.5), 15 (5) y 30 (10),  $E_p/E_s = 10^3$  y  $\xi_s = 0.05$ .



**Figura 10:** Periodo  $\tilde{T}/T$  y amortiguamiento  $\tilde{\xi}$  efectivos y respuesta máxima estructural  $Q_m$  de estructuras no esbeltas  $h/b = 10$  cimentadas sobre distintas configuraciones de grupos de  $3 \times 3$  pilotes con  $L/b = 2$ ,  $L/d(s/d) = 7.5$  (2.5), 15 (5) y 30 (10),  $E_p/E_s = 10^3$  y  $\xi_s = 0.05$ .

## 5. CONCLUSIONES

En este trabajo se estudian los efectos que tiene la variación del ángulo de incidencia de las ondas SH sobre la respuesta dinámica de estructuras esbeltas y no esbeltas soportadas por grupos de  $3 \times 3$  pilotes verticales embebidos en un semiespacio homogéneo, isotrópico y viscoelástico. Se ha empleado el procedimiento propuesto por C. Medina *et al.* [1] para obtener las características dinámicas de un oscilador de un grado de libertad que reproduce de la manera más precisa posible la respuesta dinámica del sistema objeto de estudio en cada caso. Dicho procedimiento se basa en una metodología de subestructuración y por ello requiere de la obtención previa de los valores de las impedancias y los factores de interacción cinemática para lo que se ha empleado una formulación acoplada de elementos de contorno y elementos finitos [5, 6]. A continuación se resumen las principales conclusiones extraídas del análisis de los resultados obtenidos:

- El periodo efectivo  $\tilde{T}/T$  no se ve afectado por las variaciones del ángulo de incidencia de la onda.
- El amortiguamiento efectivo  $\tilde{\xi}$  disminuye cuando la dirección de propagación de la onda se aproxima más a la vertical. Por lo tanto, la consideración de incidencia vertical tiende a producir resultados conservadores en el caso de ondas SH. Sin embargo, no tiene por qué ocurrir lo mismo para otras ondas volumétricas como las ondas P o las ondas SV.
- Las variaciones del amortiguamiento efectivo estructural  $\tilde{\xi}$  con el ángulo de la onda incidente se reducen a medida que aumenta la esbeltez del edificio.
- Los valores obtenidos para el amortiguamiento efectivo estructural  $\tilde{\xi}$  considerando la interacción cinemática pueden estar tanto por encima como por debajo de aquellos obtenidos considerando únicamente interacción inercial dependiendo del ángulo de inclinación de la onda incidente así como de la esbeltez de los pilotes. Ello implica que la magnitud de la respuesta estimada ignorando los efectos de la interacción cinemática puede no estar del lado de la seguridad.

## 6. AGRADECIMIENTOS

Este trabajo está vinculado al proyecto de investigación BIA 2014-57640-R, financiado por la Subdirección General de Proyectos de Investigación (MICINN) y FEDER. Los autores agradecen este apoyo.

## REFERENCIAS

- [1] C. Medina, J.J. Aznárez, L.A. Padrón and O. Maeso, “Effects of soil-structure interaction on the dynamic properties and seismic response of piled structures” *Soil Dyn. Earthq. Eng.*, Vol. **53**, pp. 160-175, (2013).
- [2] L.A. Padrón, J.J. Aznárez and O. Maeso, “3-D boundary element - finite element method for the dynamic analysis of piled buildings” *Eng. Anal. Bound. Elem.*, Vol. **35** (3), pp. 465-477, (2011).

- [3] A.M. Kaynia and M. Novak, “Response of pile foundations to rayleigh waves and obliquely incident body waves” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, Vol. **21** (4), pp. 303-318, (1992).
- [4] C. Medina, L.A. Padrón, J.J. Aznárez, A. Santana and O. Maeso, “Kinematic interaction factors of deep foundations with inclined piles” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, Vol. **43** (13), pp. 2035-2050, (2014).
- [5] L.A. Padrón, J.J. Aznárez and O. Maeso, “BEM-FEM coupling model for the dynamic analysis of piles and pile groups” *Eng. Anal. Bound. Elem.*, Vol. **31** (6), pp. 473-484, (2007).
- [6] J.M. Zarzalejos, J.J. Aznárez, L.A. Padrón and O. Maeso, “Influences of type of wave and angle of incidence on seismic bending moments in pile foundations” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, Vol. **43** (1), pp. 41-59, (2014).
- [7] A.S. Veletsos and J.W. Meek, “Dynamic behaviour of building-foundation systems” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, Vol. **3**, pp. 121-138, (1974).
- [8] J. Avilés and L.E. Pérez-Rocha, “Effects of foundation embedment during building-soil interaction” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, Vol. **27**, pp. 1523-1540, (1998).