

RESPUESTA SÍSMICA DE ESTRUCTURAS DE EDIFICACIÓN CIMENTADAS SOBRE PILOTES INCLINADOS

Cristina Medina*, Luis A. Padrón, Juan J. Aznárez y Orlando Maeso

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

Palabras clave: Grupo de Pilotes, Pilotes Inclınados, Interacción Suelo-Estructura, Subestructuración, Respuesta Sísmica

Resumen. *El uso de pilotes inclinados en áreas activas sísmicamente suele evitarse debido al desconocimiento de su comportamiento bajo cargas sísmicas, así como a la respuesta poco satisfactoria que han presentado en algunos terremotos acontecidos a finales de los años ochenta y principios de los noventa. Sin embargo, varios autores han proporcionado resultados que muestran los beneficios potenciales que la utilización de pilotes inclinados tiene sobre la respuesta sísmica, tanto de la superestructura como de la cimentación. Por lo tanto, el efecto beneficioso o perjudicial de los pilotes inclinados sobre la respuesta dinámica de cimentaciones pilotadas es una cuestión que sigue estando abierta y que requiere de mayor investigación. Con el objetivo de abordar esta cuestión, se ha empleado un procedimiento basado en un modelo de subestructuración que permite obtener, teniendo en cuenta la interacción suelo-estructura, la respuesta sísmica de la superestructura y analizar la influencia que el ángulo de inclinación de los pilotes tiene sobre ella. Esta influencia se muestra en términos del periodo en base flexible y el esfuerzo cortante máximo en la base de la estructura. Los resultados obtenidos indican que, en general, el aumento del ángulo de inclinación tiende a reducir los esfuerzos cortantes inducidos en la base de estructuras no esbeltas. Por el contrario, en el caso de estructuras esbeltas, los esfuerzos cortantes aumentan a medida que lo hace el ángulo de inclinación.*

1. INTRODUCCIÓN

Por lo general, el uso de pilotes inclinados como cimentación suele evitarse en áreas sísmicamente activas. Esto se debe a la falta de comprensión en lo que respecta a la respuesta sísmica de pilotes inclinados y cimentaciones pilotadas con elementos inclinados, así como al mal comportamiento de estos sistemas en terremotos que tuvieron lugar a

finales de los años 80 y principios de los 90 [1]. Por otra parte, en el ámbito europeo, la nota que figura en la parte 5 del Eurocódigo 8 [2] desaconseja el uso de pilotes inclinados para transmitir cargas laterales al suelo cuando el diseño se realiza para resistir los movimientos sísmicos. La escasa información disponible en la literatura, así como en los distintos códigos de edificación, acerca de los diferentes aspectos del uso de este tipo de cimentación señala la necesidad de llevar a cabo más investigación en este área. Este hecho, unido a los estudios que sugieren un papel beneficioso de los pilotes inclinados [1, 3], explica el hecho de que la investigación sobre este tema haya aumentado en los últimos años [1, 4–12].

Además, cabe mencionar que la respuesta sísmica de la cimentación no sólo afecta a la cimentación en sí misma sino también a la superestructura, ya que sus características dinámicas se ven alteradas, así como los desplazamientos y esfuerzos internos que experimenta, en aquellos casos en que la interacción suelo-estructura tiene un papel relevante. Hasta donde saben los autores, sólo Gerolymos et al. [1] y Giannakou et al. [7] han analizado de forma numérica la influencia que tiene el uso de cimentaciones con pilotes inclinados en la respuesta dinámica de la estructura que soporta. Con el ánimo de contribuir a esclarecer el papel beneficioso o perjudicial de los pilotes inclinados sobre la respuesta dinámica tanto de la cimentación como de la superestructura, en este artículo, se estudia la influencia del ángulo de inclinación de los pilotes sobre la respuesta dinámica de estructuras a cortante cimentadas sobre distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotes embebidos en un semiespacio homogéneo, isotrópico y viscoelástico y sometidos a trenes de ondas sísmicas S con incidencia vertical. En el estudio de estos efectos, las metodologías de subestructuración constituyen una herramienta de gran interés debido a su sencillez y su reducido coste computacional. En este artículo, se ha utilizado un procedimiento basado en una metodología de subestructuración [13] para la obtención de la respuesta dinámica de la estructura en términos de periodo efectivo y cortante máximo en la base. En el caso del problema que se plantea, la aplicación de este procedimiento requiere de la determinación previa de las impedancias y los factores de interacción cinemática. En este estudio, dichos valores se han obtenido mediante el uso de una formulación acoplada de elementos de contorno y elementos finitos (MEC-MEF) [8, 12, 14, 15].

2. DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

Este estudio se centra en el análisis lineal de los efectos de la variación del ángulo de inclinación de los pilotes 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 se muestra en la Figura 1.

El modelo de la superestructura consta de pilares inextensibles sin masa que sustentan la masa estructural m , situada a una altura h , determinada como la altura de la resultante de las fuerzas de inercia para el modo de vibración objeto de estudio. Esta masa se considera uniformemente distribuida en un área cuadrada e I representa su momento de inercia. El comportamiento dinámico de la estructura en base rígida está caracterizado por la rigidez estructural k , su periodo fundamental T y su ratio de amortiguamiento ξ .

Por otra parte, se considera que esta superestructura se sustenta sobre una cimentación pilotada de base cuadrada embebida en un semiespacio homogéneo, isotrópico y viscoelástico. El conjunto está sometido a trenes de ondas sísmicas S con incidencia vertical. Todas las configuraciones de cimentaciones pilotadas que se analizan en este artículo son simétricas con respecto a los planos xz y yz y están formadas por grupos de pilotes del mismo material y con las mismas propiedades geométricas. El movimiento de las cabezas de los pilotes está restringido por un encepado rígido y cuadrado de espesor despreciable, masa m_o y momento de inercia I_o , que no está en contacto con la superficie del suelo. Los parámetros geométricos que caracterizan cada configuración están definidos en la Figura 2. Estos parámetros son el semiancho del encepado b , la distancia entre centros de pilotes adyacentes s , la longitud L y el diámetro de la sección transversal d de los pilotes, el número de pilotes y el ángulo de inclinación de los mismos θ . Se considera que la dirección de excitación de las ondas incidentes está contenida en el plano en el que se inclinan los pilotes.

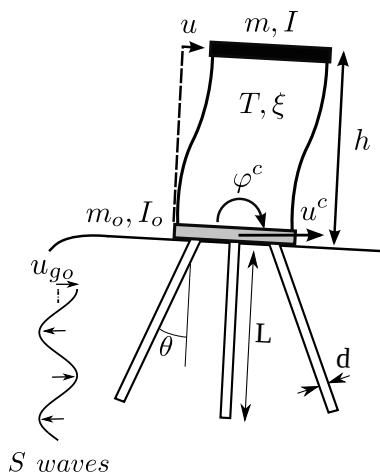


Figura 1: Definición del problema.

3. METODOLOGÍA

En este caso, la respuesta del sistema puede aproximarse como la de un sistema de tres grados de libertad (3GDL) definido por el desplazamiento horizontal de la planta u unido al desplazamiento horizontal u^c y el giro φ^c de la cimentación. La metodología de subestructuración [16] permite subdividir el sistema en el sistema *estructura-cimiento* y el sistema *suelo-cimiento* cuya rigidez y amortiguamiento en los modos de vibración horizontal (k_{xx}, c_{xx}), de cabeceo ($k_{\theta\theta}, c_{\theta\theta}$) y modo cruzado horizontal-balanceo ($k_{x\theta}, c_{x\theta}$) están representados por resortes y amortiguadores en la Figura 3a. De este modo, el problema puede resolverse en tres pasos:

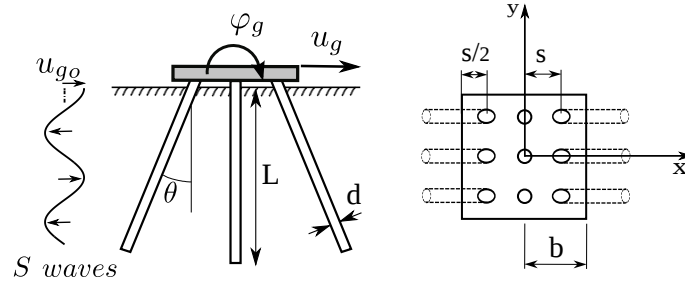


Figura 2: Geometría de la cimentación.

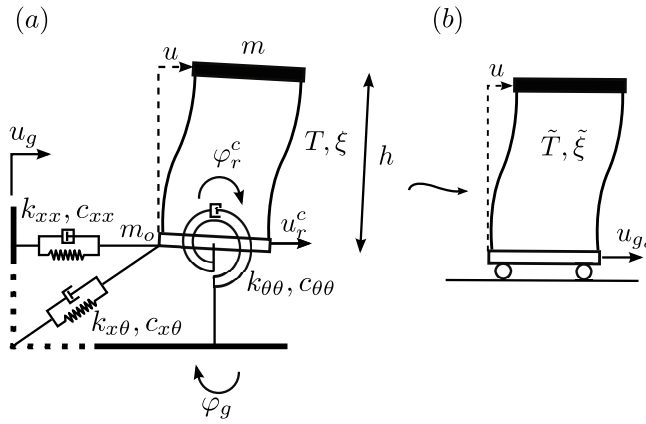


Figura 3: (a) modelo de subestructuración de una estructura de una planta y (b) oscilador equivalente de un grado de libertad.

1. Determinar los factores de interacción cinemática traslacional $I_u = u_g/u_{g0}$ y rotacional $I_\varphi = \varphi_g b/u_{g0}$; donde u_g y φ_g representan, respectivamente, el desplazamiento horizontal y el giro del encepado sin masa sometido a unas determinadas ondas sísmicas (ondas S de incidencia vertical, en este caso). u_{g0} es el desplazamiento en campo libre en la superficie.
2. Calcular las impedancias que caracterizan los resortes y amortiguadores sobre los que se apoya la superestructura, tal y como se observa en la Figura 3a. Estos valores representan la rigidez y el amortiguamiento del suelo para los distintos modos de vibración.
3. Obtener la respuesta de la estructura apoyada sobre los resortes y amortiguadores del paso 2 y sometida al movimiento calculado en el paso 1 para cada frecuencia.

Las impedancias y los factores de interacción cinemática son funciones complejas dependientes de la frecuencia. En este caso, sus valores se han obtenido mediante el uso de una

formulación acoplada de elementos de contorno y elementos finitos (MEC-MEF) [8,12,14,15].

Utilizando el procedimiento, previamente descrito y validado en [13], se determinan las características dinámicas de un oscilador equivalente de un grado de libertad (1GDL), como el que se muestra en la Figura 3b, que reproduce, con la mayor precisión posible, la respuesta del sistema de 3GDL que se muestra en la Figura 3a dentro del rango en el que se produce la respuesta máxima. Este sistema equivalente está definido por su coeficiente de amortiguamiento $\tilde{\xi}$ y el periodo natural del sistema no amortiguado \tilde{T} . La respuesta dinámica de la estructura se expresa en términos Q que representa el cociente entre el cortante en la base de la estructura y la fuerza sísmica efectiva unitaria, tal y como se escribe en la siguiente ecuación.

$$Q = \left| \frac{\tilde{\omega}_n^2 u}{\omega^2 u_{g_o}} \right| \quad (1)$$

donde $\tilde{\omega}_n^2 = 2\pi/\tilde{T}$.

3.1. Parámetros adimensionales

En la línea de trabajos anteriores [17–20] y con el propósito de definir el sistema suelo-cimiento-estructura, se han utilizado una serie de parámetros adimensionales que abarcan las principales características de los problemas de interacción suelo-estructura. La definición de estos parámetros se especifica a continuación:

- Ratio de esbeltez de la superestructura h/b .
- Coeficiente de amortiguamiento de la estructura en base rígida ξ .
- Frecuencia natural adimensional de la estructura en base rígida $\lambda = \omega_n/\omega$.
- Relación entre la masa del encepado y la masa de la estructura m_o/m .
- Parámetro de onda $\sigma = c_s T/h$. Este parámetro mide la rigidez relativa entre el suelo y la estructura. $c_s = \sqrt{\mu_s/\rho_s}$ es la velocidad de propagación de las ondas S en el semiespacio, donde μ_s representa el módulo de elasticidad transversal de suelo.
- Densidad de masa relativa entre la estructura y el suelo $\delta = m/(4\rho_s b^2 h)$, donde ρ_s representa la densidad del suelo.
- Coeficiente de Poisson del suelo ν_s .
- Coeficiente de amortiguamiento del suelo ξ_s . En este estudio, se ha utilizado un modelo de amortiguamiento histerético del tipo $\mu_s = Re[\mu_s](1+2i\xi_s)$ para el material del suelo.

Los siguientes parámetros adimensionales se han empleado para caracterizar la cimentación:

- Relación entre la separación entre centros de pilotes adyacentes y el diámetro de los mismos s/d .
- Relación entre los módulos de elasticidad de los pilotes y el suelo E_p/E_s .
- Número de pilotes.
- Coeficiente de embebimiento L/b .
- Ratio de esbeltez de los pilotes L/d .
- Relación entre las densidades del suelo y los pilotes ρ_s/ρ_p .
- Ángulo de inclinación de los pilotes θ .

El parámetro $a_o = \omega b/c_s$ representa la frecuencia adimensional, siendo ω la frecuencia angular de la excitación.

4. RESULTADOS

En esta sección se exponen los resultados correspondientes a la respuesta sísmica de las distintas configuraciones de cimentación objeto de estudio expresada en términos del periodo efectivo del sistema \tilde{T}/T , el cociente entre el cortante máximo en la base de la estructura y la fuerza sísmica efectiva unitaria Q_m y el espectro de respuesta elástica. En la Tabla 1 se recogen los valores que adoptan los parámetros adimensionales que definen la cimentación para las distintas configuraciones objeto de estudio.

Cuadro 1: Configuraciones de grupos de pilotes

L/b	L/d	s/d	
		2×2	3×3
	7,5	3,75	2,5
2	15	7,5	5
	30	15	10

Se ha analizado la influencia del ángulo de inclinación de los pilotes sobre la respuesta sísmica de superestructuras cuyo ratio de esbeltez toma los valores $h/b = 1$ y 10 . Estos valores se encuentran en el mismo rango que los considerados en otros estudios previos [7, 13, 17, 20]. Asimismo, el rango de frecuencia en el que se presentan los resultados se corresponde con el rango de interés para carga sísmica según Gazetas et al. [21].

Por otra parte, los valores del parámetro s/d se han escogido de forma que el semiancho del encepado b sea el mismo para configuraciones con distinto número de pilotes. Esto permite que los resultados sean comparables entre ellos.

En este estudio, se ha considerado que $\delta = 0,15$; $m_o/m = 0$; $0 < 1/\sigma < 0,5$; $h/b = 1, 10$; $\xi = 0,05$; $\xi_s = 0,05$; $\nu_s = 0,4$, $E_p/E_s = 10^3$ y $\rho_s/\rho_p = 0,7$. Los resultados que se presentan corresponden a cuatro valores distintos del ángulo de inclinación de los pilotes: $\theta = 0^\circ$ (pilotes verticales), 10° , 20° and 30° .

La elección del rango de valores del parámetro de onda σ se ha realizado teniendo en cuenta los resultados empíricos presentados por Stewart et al. [22]. Dichos resultados muestran los efectos de interacción suelo-estructura para 57 edificaciones que cubren un amplio rango de condiciones geotécnicas y estructurales representativas de la realidad.

4.1. Periodo efectivo

En la Figura 4 se muestran las curvas de impedancia horizontal y de cabeceo para grupos de 2×2 y 3×3 pilotes con ratios de esbeltez $L/d = 7,5, 15$ and 30 . Las líneas de trazo continuo corresponden a los valores de las rigideces (k_{xx} y $k_{\theta\theta}$) que se leen en el eje izquierdo, mientras que los valores del amortiguamiento (c_{xx} y $c_{\theta\theta}$) se han representado con trazo discontinuo y se leen en el eje derecho. En el caso de pilotes inclinados, la rigidez axial del pilote contribuye a soportar las cargas laterales, lo cual supone un aumento de la rigidez horizontal con el ángulo de inclinación θ . La repercusión que esto tiene sobre la superestructura puede observarse en la Figura 5. Esta figura permite analizar la influencia del ángulo de inclinación de los pilotes sobre la respuesta dinámica, en términos de \tilde{T}/T en función de $1/\sigma$, de edificios sustentados por distintas configuraciones de grupos de 2×2 y 3×3 pilotes. En aquellos casos en los que se precisa una vista ampliada puede recurrirse a las líneas de puntos que se leen en el eje derecho de cada área gráfica. A la vista de los resultados, en el caso de estructuras no esbeltas ($h/b = 1$) en las que el desplazamiento horizontal es el factor determinante, un aumento del ángulo de inclinación de los pilotes supone una disminución del periodo del sistema.

La influencia del ángulo de inclinación sobre el periodo del sistema en el caso de estructuras esbeltas ($h/b = 10$) depende de la variación de la rigidez de cabeceo. Tal y como se observa en la Figura 4, por lo general, un aumento del ángulo θ implica una disminución de la rigidez a cabeceo. Esto ocurre como consecuencia de la reducción de la rigidez vertical que experimenta cada pilote cuando estos se inclinan. De manera excepcional, en aquellos casos en los que la distancia entre centros de pilotes adyacentes es pequeña (columna izquierda en la Figura 4) el efecto de la interacción pilote-suelo-pilote predomina sobre el efecto de la inclinación de los pilotes. En este caso, la rigidez vertical de cada pilote aumenta con el ángulo de inclinación dado que la distancia entre la punta de los pilotes aumenta con la profundidad. La dos filas inferiores de la Figura 5 muestran el periodo efectivo \tilde{T}/T de estructuras esbeltas ($h/b = 10$) en función de $1/\sigma$ para varios valores del ángulo de inclinación y distintas configuraciones de 2×2 y 3×3 pilotes. En ellas se puede observar que el periodo efectivo del sistema experimenta un aumento con θ en aquellos casos en los que el aumento del ángulo de inclinación implica una reducción de la impedancia de cabeceo ($L/d = 15$ and $L/d = 30$). Por otra parte, en los casos en que $L/d = 7,5$ el aumento del ángulo de inclinación supone una disminución de \tilde{T}/T debido

al aumento de la rigidez de cabeceo.

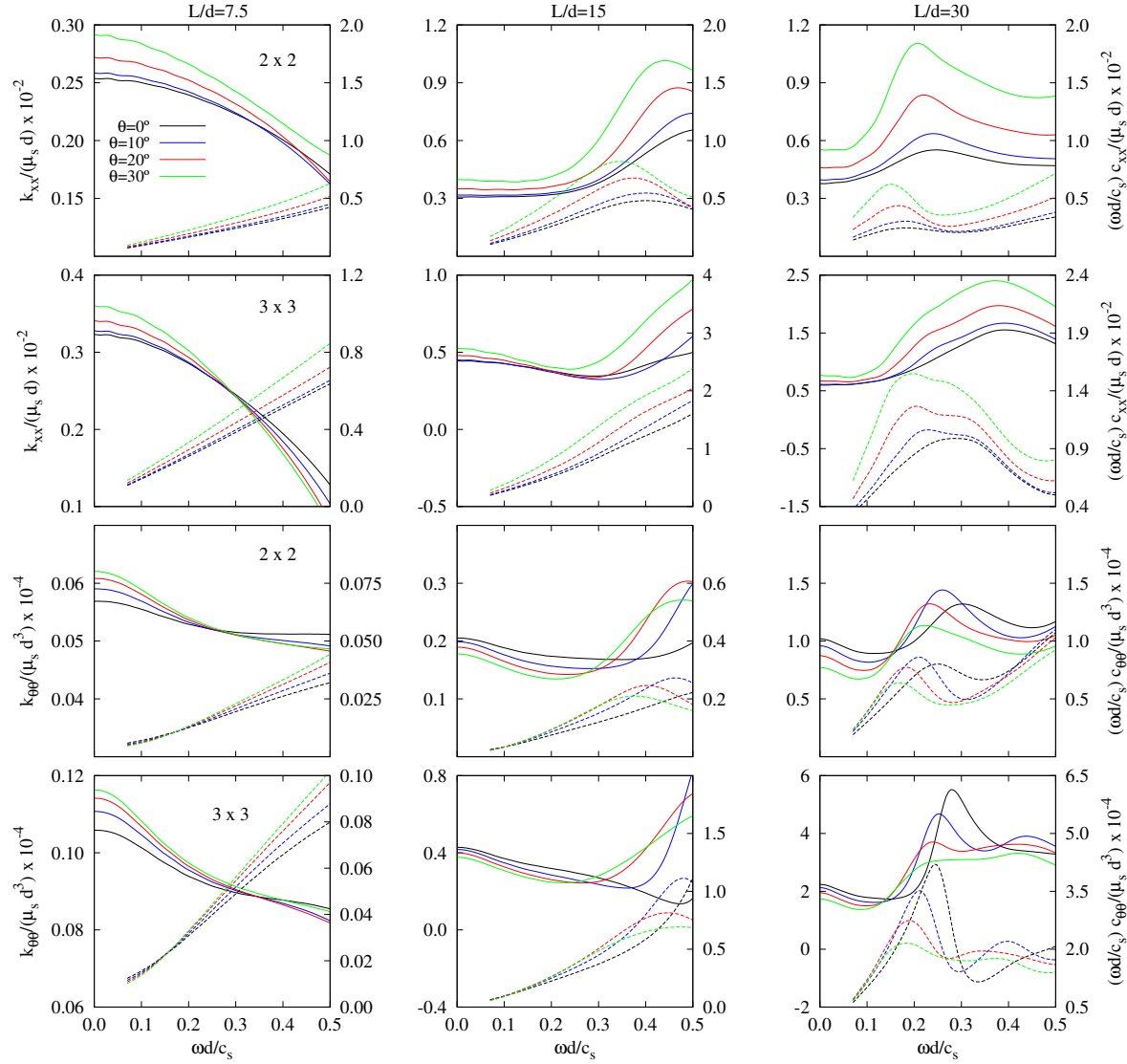


Figura 4: Impedancias horizontales y de cabeceo de grupos de 2×2 y 3×3 pilotes con $L/d = 7,5, 15$ y 30 . $E_p/E_s = 1000$ y $\xi_s = 0,05$.

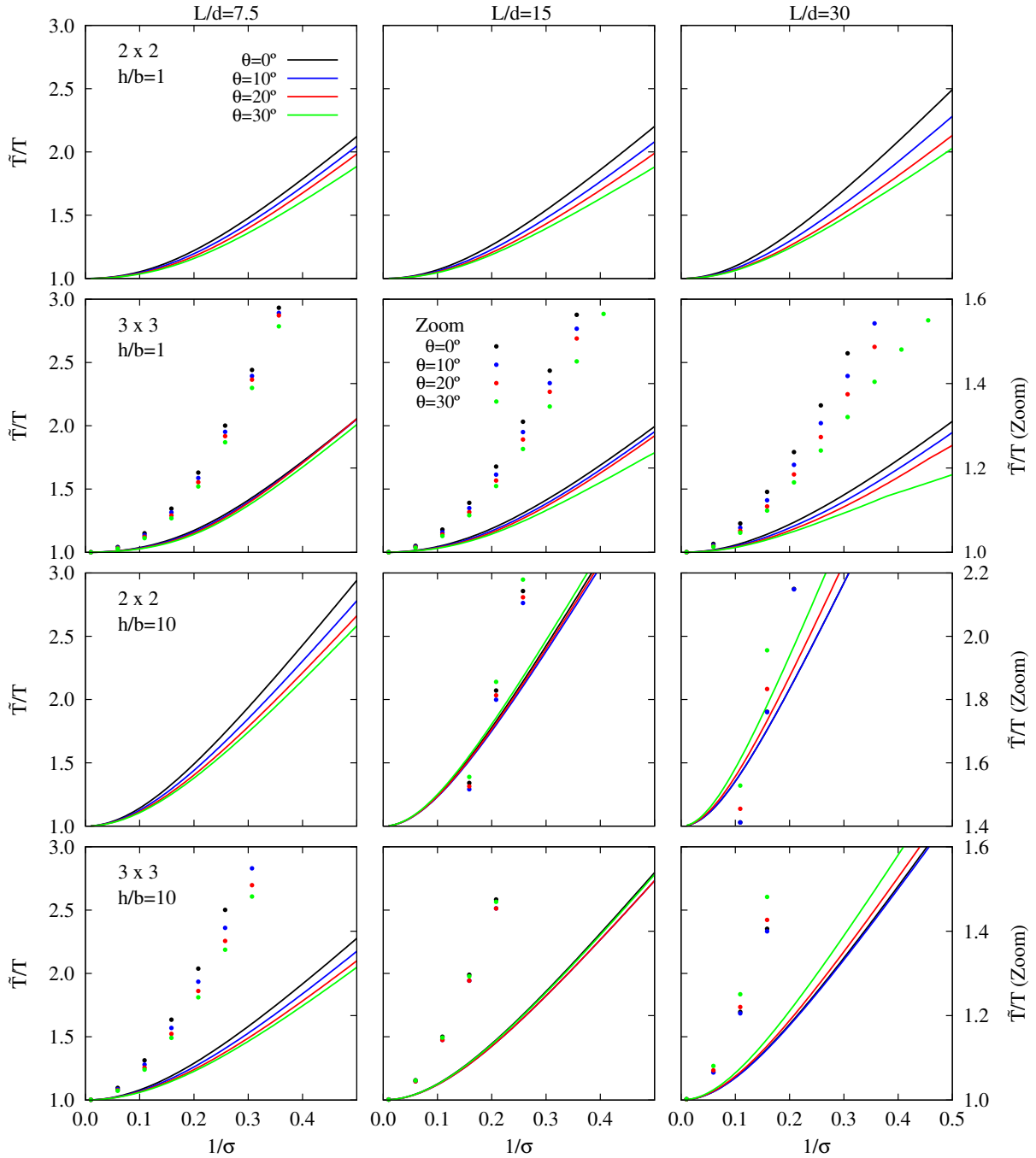


Figura 5: Periodo efectivo \tilde{T}/T para distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotos. $E_p/E_s = 1000$ y $\xi_s = 0,05$. $L/d = 7,5, 15, 30$. $h/b = 1, 10$. Las líneas de trazo continuo se leen en el eje izquierdo. Las líneas de puntos se leen en el eje derecho en los casos en los que se precisa una vista ampliada.

4.2. Cortante máximo

La Figura 6 muestra la respuesta dinámica en términos del cociente entre el cortante máximo en la base de la estructura y la fuerza sísmica efectiva unitaria Q_m para estructuras esbeltas ($h/b = 10$) y no esbeltas ($h/b = 1$). En aquellos casos en los que se precisa una vista ampliada puede recurrirse a las líneas de puntos que se leen en el eje derecho de cada área gráfica.

En el caso de edificios no esbeltos ($h/b = 1$), el incremento del ángulo de inclinación conduce a menores valores del cortante máximo en la base de la estructura. Este efecto se debe a varios factores concurrentes: a) un aumento del amortiguamiento horizontal c_{xx} (véase la Figura 4); b) un aumento de la rigidez horizontal de la cimentación, lo cual conduce a una reducción del periodo efectivo y, consecuentemente, a un incremento de la energía disipada lo que a su vez contribuye a reducir el valor de Q_m ; y c) una disminución del factor de interacción cinemática traslacional I_u (que predomina en el caso de estructuras no esbeltas). Dicha disminución puede observarse en la Figura 7, que muestra los valores de I_u para distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotes con $L/d = 7,5, 15$ y 30 .

En el caso de estructuras esbeltas ($h/b = 10$), un aumento del ángulo de inclinación tiene como consecuencia un ligero aumento de Q_m debido a la disminución del amortiguamiento de cabeceo $c_{\theta\theta}$ así como al aumento del momento de vuelco, que es el factor determinante en estos casos.

La Figura 8 muestra los valores del factor de interacción cinemática rotacional I_φ para distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotes con $L/d = 7,5, 15$ y 30 . En los casos en los que la separación entre pilotes adyacentes es pequeña ($L/d = 7,5$ y $s/d = 2,5$ ó $s/d = 3,75$), el factor de interacción cinemática rotacional de los pilotes inclinados es menor que el correspondiente a pilotes verticales, para los valores del ángulo θ contemplados en este trabajo. Sin embargo, para valores mayores de la relación entre la separación entre centros de pilotes adyacentes y el diámetro, tales como $s/d = 5, 7,5, 10, 15$, el valor de I_φ aumenta de forma significativa con θ , salvo ángulos de inclinación pequeños tales como $\theta = 1^\circ$ ó $\theta = 3^\circ$ [12]. Podría pensarse que una rotación mínima del encepado implicaría valores mínimos del cortante en la base de la estructura Q_m para estos valores de θ . Sin embargo, tal y como puede observarse en la Figura 9, esto no sucede debido a que también se produce un aumento del amortiguamiento horizontal c_{xx} (véase la Figura 4), y esto provoca una disminución de Q_m a medida que el ángulo de inclinación de los pilotes aumenta.

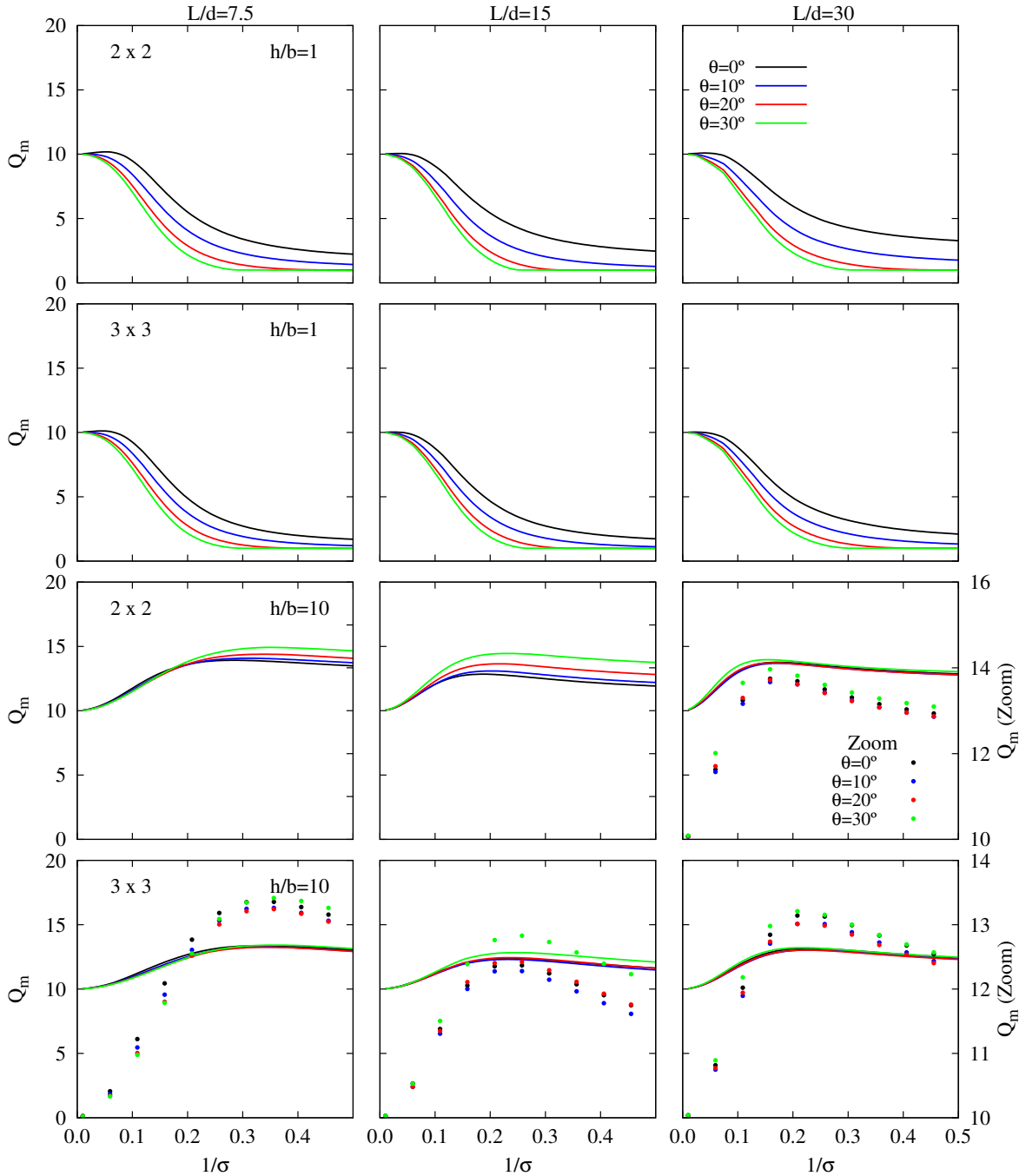


Figura 6: Valor máximo de la respuesta estructural Q_m para distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotos. $E_p/E_s = 1000$ y $\xi_s = 0,05$. $L/d = 7,5, 15, 30$. $h/b = 1, 10$.

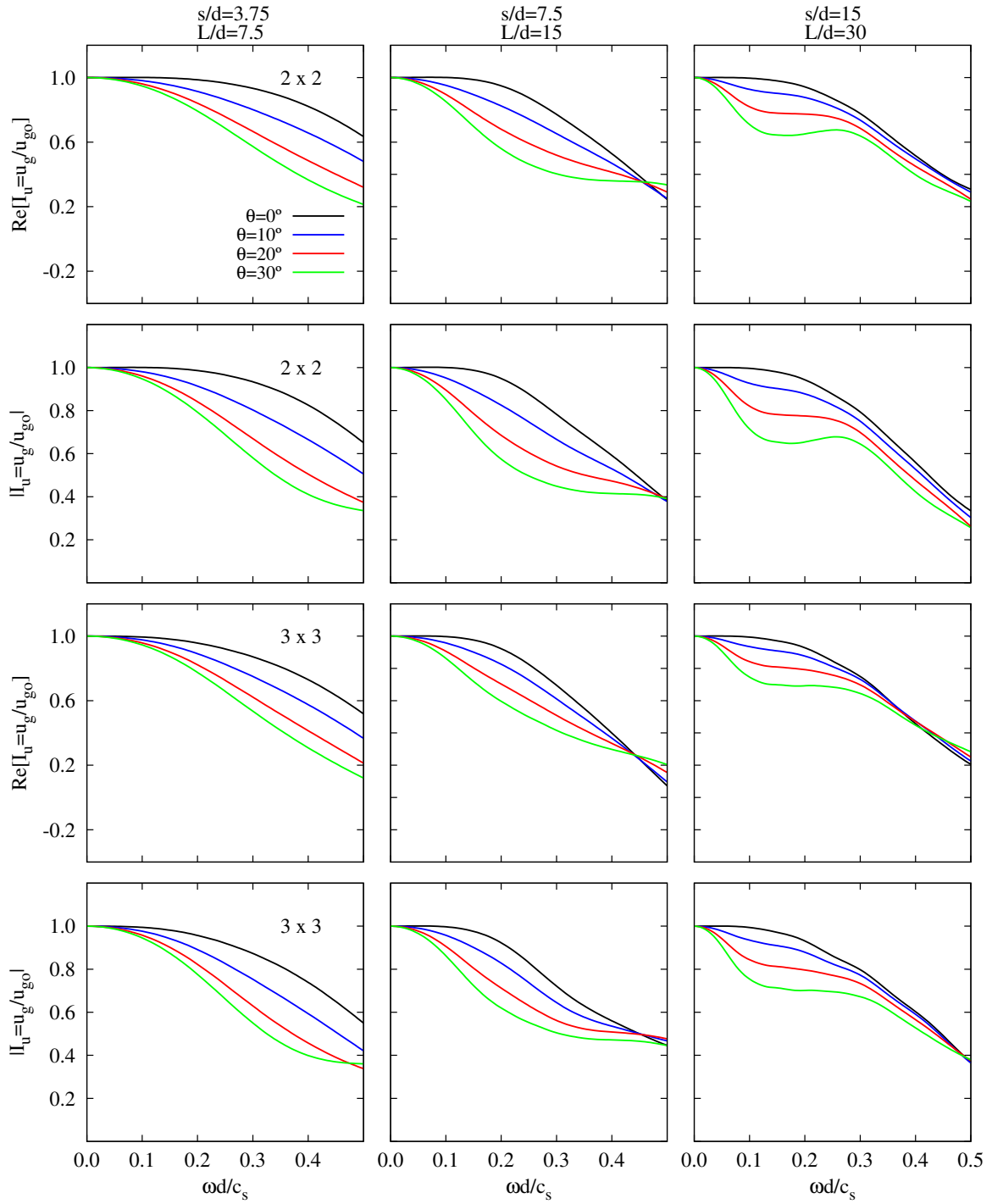


Figura 7: Factores de interacción cinemática traslacional I_u de distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotes con $L/d = 7,5, 15$ y 30 . $E_p/E_s = 1000$ y $\xi_s = 0,05$.

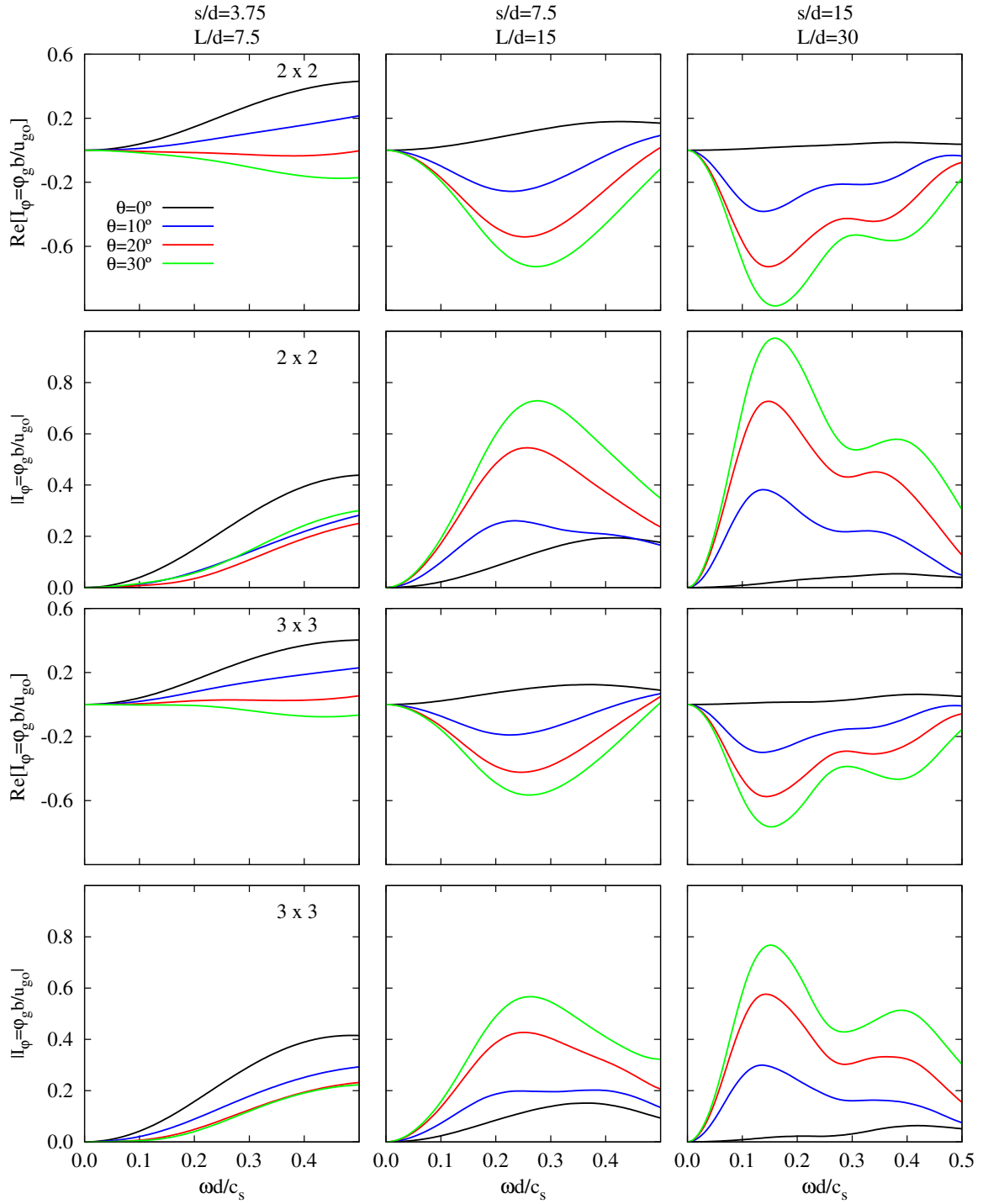


Figura 8: Factores de interacción cinemática rotacional I_{φ} de distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotes con $L/d = 7,5, 15$ y 30 . $E_p/E_s = 1000$ y $\xi_s = 0,05$.

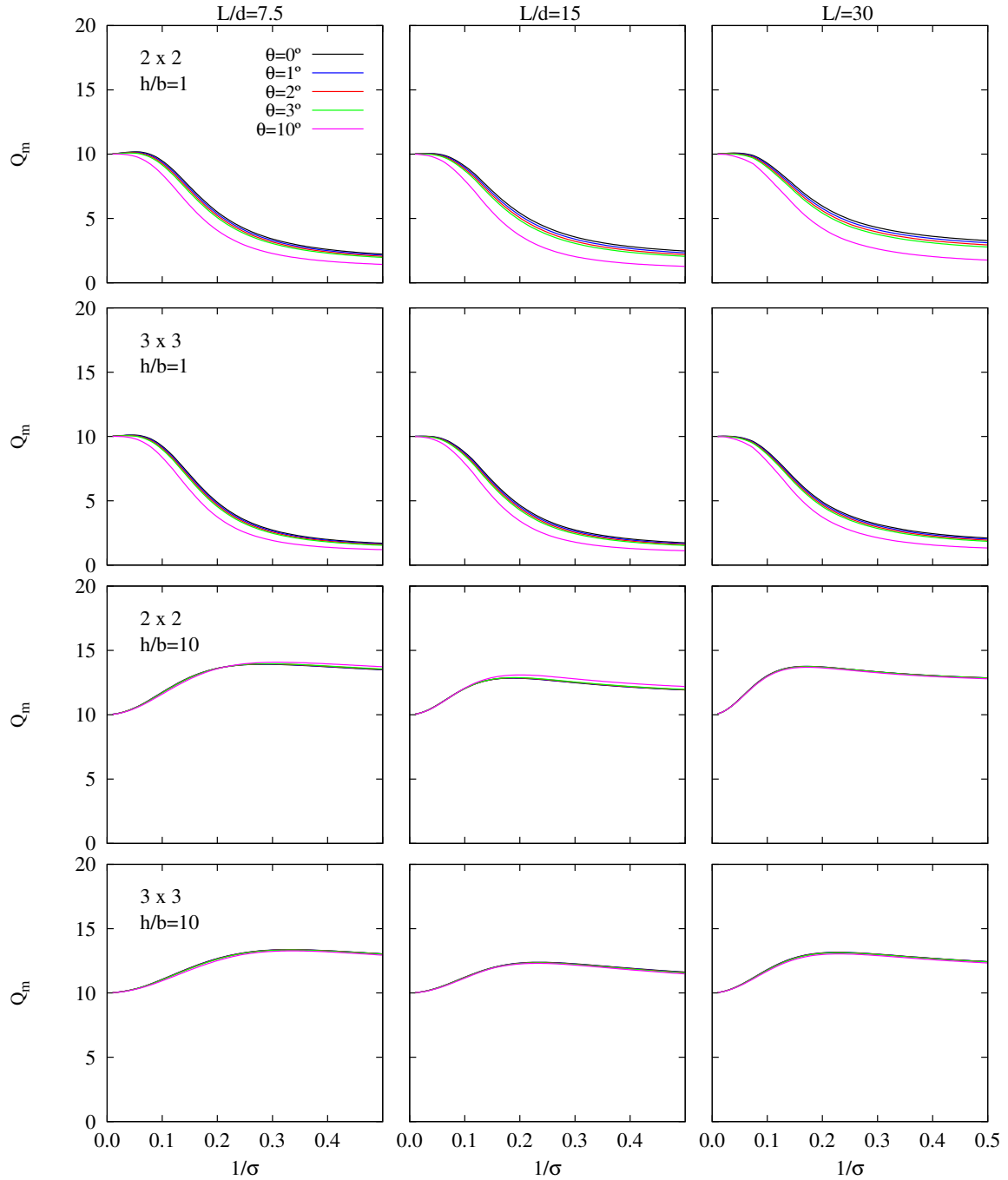


Figura 9: Valor máximo de la respuesta estructural Q_m para distintos grupos de 2×2 y 3×3 pilotos. $E_p/E_s = 1000$ y $\xi_s = 0,05$. $L/d = 7,5, 15, 30$. $h/b = 1$

4.3. Espectros de respuesta elástica

Los resultados obtenidos para la respuesta dinámica del sistema expresada en términos de periodo \tilde{T}/T y amortiguamiento $\tilde{\xi}$ efectivos, permiten corregir los espectros de respuesta elástica teniendo en cuenta la influencia del ángulo de inclinación de los pilotes. Esta manera de representar la respuesta estructural ha sido utilizada con anterioridad por otros autores tales como Veletsos y Meek [17] o Avilés et al. [20].

La Figura 10 muestra espectros de respuesta elástica para distintas configuraciones de grupos de 2×2 pilotes con elementos inclinados. Los ejes vertical y horizontal representan la pseudoaceleración estructural normalizada con respecto a la aceleración máxima del suelo S_e/a_g y el periodo fundamental de la estructura en base rígida T , respectivamente. Todos los casos representados en una misma fila de esta figura comparten los mismos valores de semiancho del encepado b , ratio de esbeltez de los pilotes L/d y la misma relación entre la separación entre centros de pilotes adyacentes y el diámetro s/d . Las distintas columnas corresponden a superestructuras con ratios de esbeltez $h/b = 10 \cdot (1/\sigma) = 1, 2$ y 3 , respectivamente. Lo anterior implica que la velocidad de propagación de las ondas S en el semiespacio c_s es una función de T común a los tres espectros de una misma fila ($b = cte$, $L/d = cte$, $s/d = cte$). Puede observarse que la diferencia entre los espectros de respuesta en base rígida y los de base flexible aumenta a medida que lo hace el periodo de la estructura en base rígida T . Esto ocurre porque un incremento de T corresponde en este caso a una disminución de c_s , lo cual implica suelos más blandos. Del análisis de esta figura se desprende el hecho de que en los casos en que $L/d = 7,5$, la influencia del ángulo de inclinación aumenta con el ratio de esbeltez h/b . Sin embargo, cuando $L/d = 30$ la influencia del ángulo de inclinación es más apreciable a medida que h/b disminuye. Por otra parte, la pseudoaceleración estructural tiende a disminuir para ángulos de inclinación crecientes. Esta afirmación es rigurosamente cierta a lo largo de todo el espectro para $h/b = 10 \cdot (1/\sigma) = 1$ y $L/d = 7,5$ y 15 . Sin embargo, en el resto de los casos, existen valores del periodo fundamental de la estructura en base rígida para los cuales la inclinación de los pilotes puede ser perjudicial. Tal y como era de esperar, a la vista de los resultados mostrados en los epígrafes anteriores, los efectos beneficiosos del ángulo de inclinación de los pilotes sobre la respuesta estructural son menos significativos a medida que aumenta la esbeltez de la superestructura.

5. CONCLUSIONES

En este artículo se aborda la influencia del ángulo de inclinación sobre la respuesta sísmica de estructuras cimentadas con grupos de pilotes que incluyen pilotes inclinados. Los valores máximos de la respuesta dinámica de estructuras esbeltas y no esbeltas sustentadas por distintas configuraciones de grupos de pilotes se han calculado utilizando un procedimiento [13] basado en una metodología de subestructuración. Por otra parte, las impedancias y los factores de interacción cinemática se han obtenido mediante el uso de una formulación acoplada de elementos de contorno y elementos finitos (MEC-MEF) [8, 12, 14, 15].

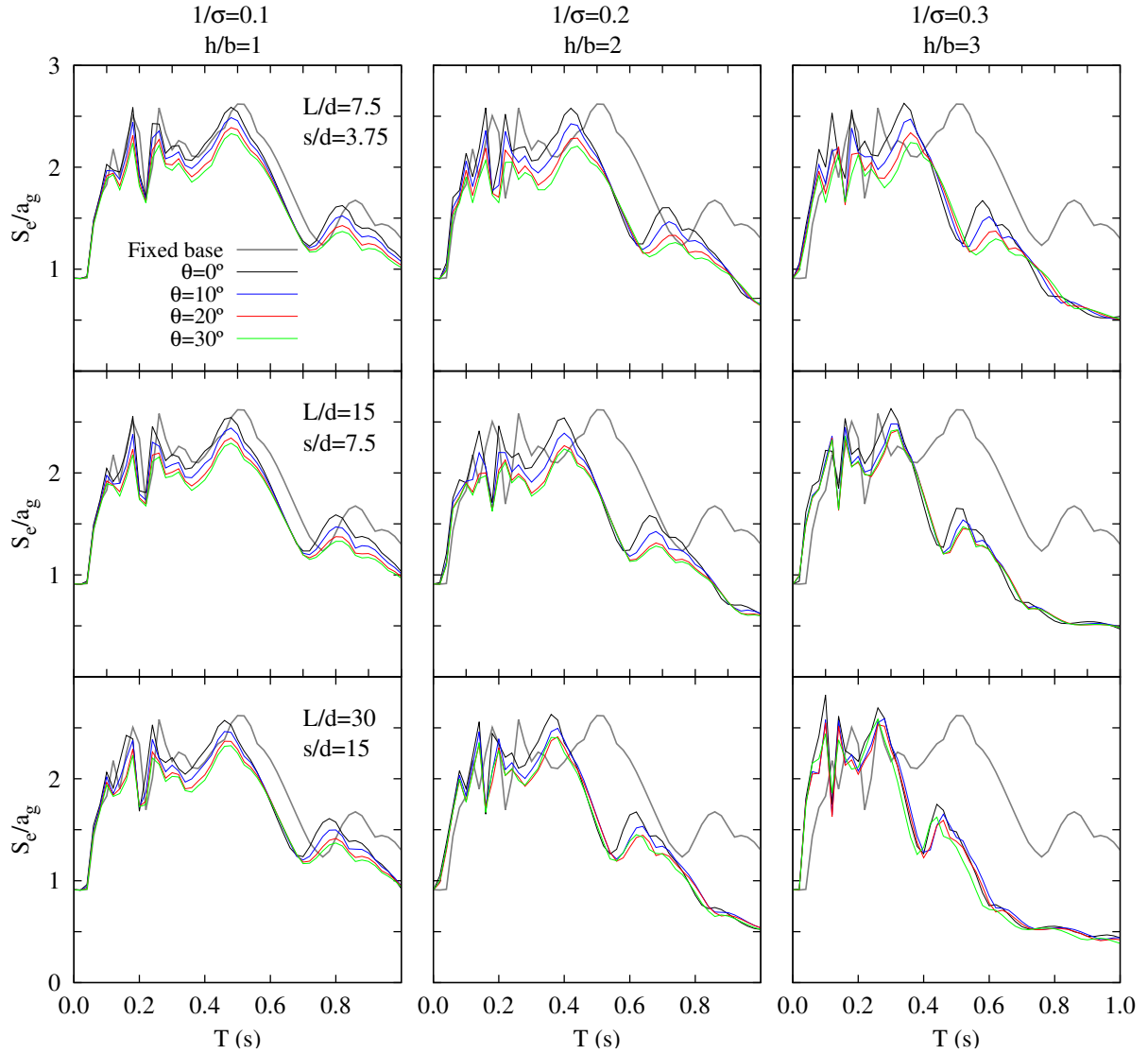


Figura 10: Espectro de respuesta elástica correspondiente al terremoto de El Centro de 1940 para distintos grupos 2×2 pilotes. $E_p/E_s = 1000$ y $\xi_s = 0,05$. $L/d(s/d) = 7,5(3,75), 15(7,5), 30(15)$ y $h/b = 1, 2, 3$.

A continuación se resumen las principales conclusiones extraídas de los resultados obtenidos.

- En el caso de estructuras no esbeltas ($h/b = 1$), el periodo efectivo \tilde{T}/T disminuye a medida que aumenta el ángulo de inclinación de los pilotes debido al incremento de la rigidez horizontal. Sin embargo, en el caso de estructuras esbeltas ($h/b = 10$), \tilde{T}/T generalmente aumenta con el ángulo de inclinación debido a la disminución que experimenta la rigidez a cabeceo, salvo en aquellos casos en que los pilotes están

muy juntos.

- La inclinación de los pilotes puede tener un efecto beneficioso o perjudicial sobre el cortante máximo en la base de la estructura dependiendo del ratio de esbeltez de la misma. El caso de estructuras no esbeltas, un aumento del ángulo de inclinación supone una reducción del máximo de la respuesta estructural Q_m . Por el contrario, en el caso de edificios esbeltos, esta tendencia se invierte.
- En la mayoría de los casos, puede observarse una disminución de la aceleración espectral a medida que el ángulo de inclinación aumenta. Sin embargo, los efectos beneficiosos del ángulo de inclinación de los pilotes sobre la respuesta de la estructura son menos significativos a medida que aumenta la esbeltez de la misma.

6. AGRADECIMIENTOS

Este trabajo está vinculado al proyecto de investigación BIA 2010-21399-C02-01, financiado por la Subdirección General de Proyectos de Investigación (MICINN) y FEDER, así como al proyecto ProID20100224 financiado por la Agencia Canaria de Investigación Innovación y Sociedad de la Información (ACIISI) del Gobierno de Canarias y FEDER. Por otra parte, Cristina Medina López es beneficiaria del programa de becas predoctorales de la Universidad de Las Palmas de Gran Canaria (ULPGC). Los autores agradecen este apoyo.

REFERENCIAS

- [1] N. Gerolymos, A. Giannakou, I. Anastasopoulos, G. Gazetas, Evidence of beneficial role of inclined piles: observations and summary of numerical analyses, *Bulletin of Earthquake Engineering* 6(4) (2008) 705–722.
- [2] Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance. part 5: Foundations, retaining structures and geotechnical aspects (2003).
- [3] G. Gazetas, G. Mylonakis, Seismic soil-structure interaction: new evidence and emerging issues, *Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics III ASCE, Geotechnical Special Publication II* (1998) 1119–1174.
- [4] I. Juran, A. Bensimane, S. Hanna, Engineering analysis of dynamic behavior of micropile systems, *Transportation Research Record* 1772 (2001) 91–106.
- [5] M. Sadek, I. Shahrour, Three-dimensional finite element analysis of the seismic behavior of inclined micropiles, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 24(6) (2004) 473–485.
- [6] H. G. Poulos, Raked piles – virtues and drawbacks, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 132(6) (2006) 795–803.

- [7] A. Giannakou, N. Gerolymos, G. Gazetas, T. Tazoh, I. Anastasopoulos, Seismic behaviour of batter piles: elastic response, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE 136(9) (2010) 1187–1199.
- [8] L. A. Padrón, J. J. Aznárez, O. Maeso, A. Santana, Dynamic stiffness of deep foundations with inclined piles, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 39(12) (2010) 1343–1367.
- [9] L. A. Padrón, J. J. Aznárez, O. Maeso, M. Saitoh, Impedance functions of end-bearing inclined piles, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 38 (2012) 97–108.
- [10] S. Escoffier, Experimental study of the effect of inclined pile on the seismic behavior of pile group, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 42 (2012) 275–291.
- [11] C. S. Goit, M. Saitoh, Model tests and numerical analyses on horizontal impedance functions of inclined single piles embedded in cohesionless soil, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration* 13 (2013) 143–154.
- [12] C. Medina, L. A. Padrón, J. J. Aznárez, A. Santana, O. Maeso, Kinematic interaction factors of deep foundations with inclined piles, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* doi: 10.1002/eqe.2435.
- [13] C. Medina, J. J. Aznárez, L. A. Padrón, O. Maeso, Effects of soil-structure interaction on the dynamic properties and seismic response of piled structures, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 53 (2013) 160–175.
- [14] L. A. Padrón, J. J. Aznárez, O. Maeso, BEM-FEM coupling model for the dynamic analysis of piles and pile groups, *Engineering Analysis with Boundary Elements* 31 (2007) 473–484.
- [15] L. A. Padrón, J. J. Aznárez, O. Maeso, 3-D boundary element - finite element method for the dynamic analysis of piled buildings, *Eng Anal Bound Elem* 35 (2011) 465–477.
- [16] E. Kausel, J. M. Roëssel, Soil-structure interaction for nuclear containment, in: *Power division specialty conference on electric power and civil engineer*, Boulder, Colorado, 1974, pp. 469–498.
- [17] A. S. Veletsos, J. W. Meek, Dynamic behaviour of building-foundation systems, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 3 (1974) 121–138.
- [18] A. S. Veletsos, V. V. D. Nair, Seismic interaction of structures on hysteretic foundations, *Journal of the Structural Division*, ASCE 101 (1975) 109–129.
- [19] J. Avilés, L. E. Pérez-Rocha, Evaluation of interaction effects on the system period and the system damping due to foundation embedment and layer depth, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 15 (1996) 11–27.

- [20] J. Avilés, L. E. Pérez-Rocha, Effects of foundation embedment during building-soil interaction, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 27 (1998) 1523–1540.
- [21] G. Gazetas, K. Fan, T. Tazoh, K. Shimizu, M. Kavvadas, N. Makris, Seismic pile-group-structure interaction, *Geotechnical Specialty Publication, ASCE* 34 (1992) 56–93.
- [22] J. P. Stewart, R. B. Seed, G. L. Fenves, Seismic soil-structure interaction in buildings. ii: Empirical findings., *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE* 125(1) (1999) 38–48.