

Modelización geotécnica de pilotes en centrífuga

Centrifuge Modelling of Piles

María Gema Urraca Lara^{1*}, Svetlana Melentijevic²

Resumen

La modelización en centrífuga es una técnica que permite reproducir las condiciones tenso-deformacionales de una estructura geotécnica prototipo (escala real) en un modelo (centrífuga) a escala $1/N$. Esto se consigue mediante la aceleración del campo de gravedad en la centrífuga, aumentado por el mismo factor geométrico N relativo al campo gravitatorio terrestre (referido como $1 g$).

En este artículo se presentan algunas consideraciones generales de la modelización geotécnica en centrífuga, enfocada en su aplicación a pilotes. Se exponen detalladamente 4 ejemplos representativos de estudios y ensayos llevados a cabo en diferentes centrífugas, explicándose el proceso desde la preparación de la muestra hasta la obtención de resultados.

Palabras clave: centrífuga, modelización, pilotes, ingeniería geotécnica.

Abstract

Centrifuge modelling is a technique that allows for the reproduction of the stress-strain conditions of a geotechnical structure (full scale) prototype using a model (centrifuge) at $1/N$ scale. This is achieved by increasing the gravitational field in the centrifuge by the same geometric factor N relative to the normal earth's gravity field (referred to as $1 g$).

This paper presents some general considerations of the geotechnical modelling in centrifuge, focused on its application to piles. Four representative examples of studies and tests carried out in different centrifuges are presented in detail, explaining the process from sample preparation to results.

Keywords: centrifuge, modelling, piles, geotechnical engineering.

1. INTRODUCCIÓN

El proceso de diseño de las estructuras geotécnicas suele comenzar con la recopilación de información geológica-geotécnica del terreno en el cual se van a proyectar. Dicha información puede obtenerse mediante la realización de ensayos in situ o mediante ensayos de laboratorio posteriores. Tras este proceso, se consigue tener identificado el terreno y conocer sus parámetros resistentes y rigidez con el fin de predecir su comportamiento.

Para la elección de la cimentación adecuada, además, se deben conocer las cargas que la estructura va a transmitir y las deformaciones tolerables. En base a éstas y a las características del suelo, se diseña la cimentación según los códigos de diseño correspondientes.

En la mayoría de los casos, se sigue el proceso descrito anteriormente, pero existen ciertas situaciones en las que es necesario un análisis a partir de técnicas más complejas o realizar contrastes de resultados entre diferentes metodologías de diseño. En las situaciones en las que no se conoce el modelo constitutivo del suelo, sus características geotécnicas son pobres o las cargas de la estructura a proyectar son inusuales o extremas, la modelización en centrífuga

ofrece una alternativa para estudiar el comportamiento del suelo y la estructura. Los resultados obtenidos pueden ser comparados posteriormente con los de programas de análisis numérico.

En el caso particular de diseño de pilotes, la necesidad de métodos de diseño más eficientes, la dificultad y elevado coste de los modelos a escala real y la creciente demanda de cimentaciones mediante pilotes de gran diámetro así como de cimentaciones profundas con solicitaciones de carga particulares ha llevado a la realización de numerosas investigaciones y estudios de ensayos en centrífuga (Bruno, 1999; De Nicola y Randolph, 1999; Fioravante, 2002; Klinkvort *et al.*, 2016), obteniéndose resultados fiables contrastados con ensayos a escala real y con modelización numérica.

2. ASPECTOS GENERALES DE LA MODELIZACIÓN EN CENTRÍFUGA

En la modelización geotécnica en centrífuga, una muestra del suelo se prepara en un contenedor que, a su vez, se coloca al final de un brazo giratorio que gira en un plano horizontal (centrífugas de brazo giratorio) o directamente en el perímetro de un tambor giratorio (centrífugas de tambor). En la figura 1, se puede ver la preparación de la muestra en el contenedor y el extremo del brazo donde se coloca de la centrífuga de brazo giratorio de la DTU (Universidad Técnica de Dinamarca).

El principio físico en el cual se basa la modelización en centrífuga es el siguiente: si un cuerpo de masa m , está

* Autora de contacto: gemaurraca@hotmail.com

¹ Ingeniera Geóloga (UCM). Máster en Mecánica de Suelos e Ingeniería Geotécnica (CEDEX). GEOINTEC, Geotecnia e Ingeniería del Terreno, S.L.

² Dr. Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Facultad de Ciencias Geológicas. Universidad Complutense de Madrid (UCM).

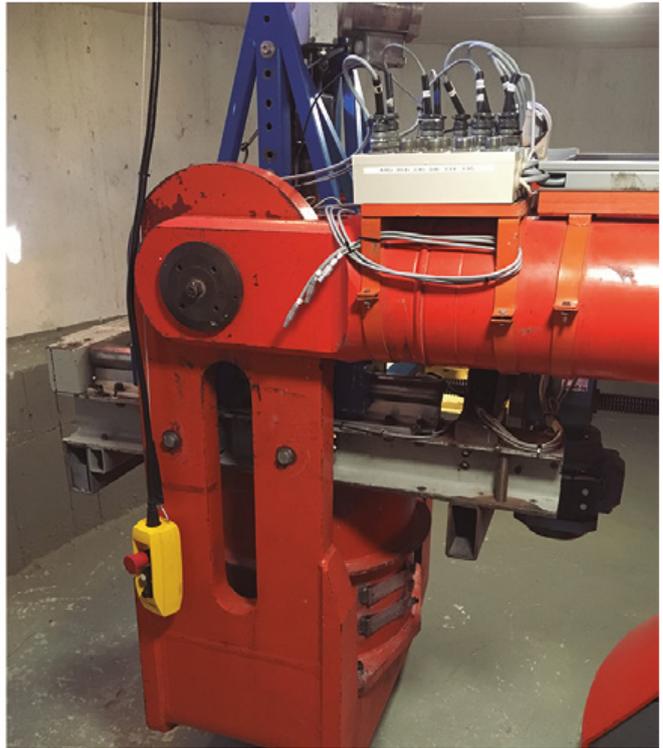


Figura 1. Preparación de muestra en el contenedor (a), contenedor con la muestra colocado en el extremo de la centrifuga (b). (Foto tomada por Gema Urraca en la Universidad Técnica de Dinamarca, DTU).

girando con un radio constante r y una velocidad constante v , alrededor de un eje, dicho cuerpo tendrá que estar sometido a una aceleración centrípeta radial (a_{cp}) constante para mantenerse en esa órbita circular. Siendo ω la velocidad angular, esta aceleración centrípeta radial se define como:

$$a_{cp} = v^2/r = r \cdot \omega^2$$

Para producir esta aceleración, el cuerpo debe experimentar una fuerza radial, denominada fuerza centrípeta, dirigida hacia el eje:

$$F_{cp} = m \cdot r \cdot \omega^2$$

Muir Wood (2014) expone que se puede normalizar la aceleración centrípeta con la aceleración de la gravedad (g) y afirmar que el cuerpo está siendo sometido a una aceleración:

$$a = N \cdot g$$

Donde:

$$N = r \cdot \omega^2 / g$$

En la figura 2 se muestra un esquema del movimiento explicado:

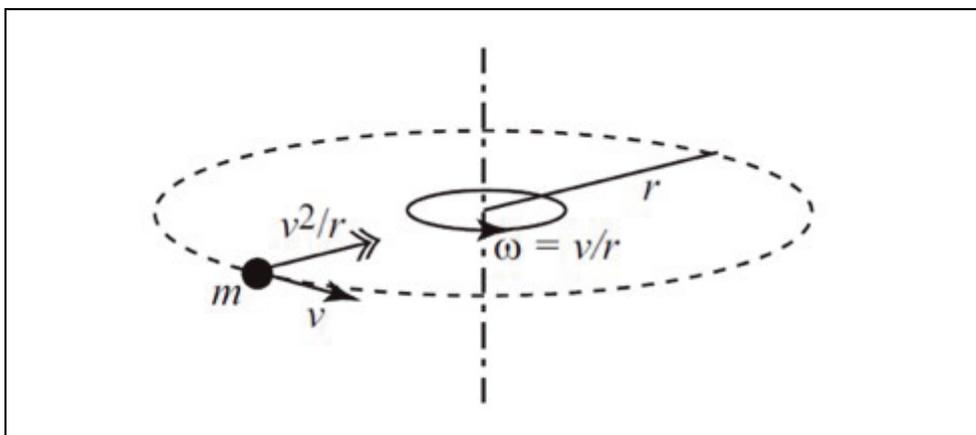


Figura 2. Cuerpo de masa m moviéndose en una órbita circular constante (Muir Wood, 2014).

De acuerdo con la tercera ley de Newton, existe otra fuerza igual a la fuerza centrípeta que actúa en sentido contrario denominada fuerza centrífuga. Esta fuerza causa una aceleración centrífuga que actúa hacia el exterior respecto

del eje de rotación. La aceleración centrífuga creada en el modelo de suelo a medida que gira en la centrifuga geotécnica es la que resulta de interés en la modelización (Maddhushi, 2015). A la vez que la velocidad de rotación en

la centrífuga aumenta, mayor será la aceleración centrífuga y por tanto, aumentarán las fuerzas en el interior del suelo del modelo para poder reproducir de esta forma las existentes en el prototipo.

Los aspectos generales de la modelización física y la modelización en centrífuga y ejemplos de aplicación para las técnicas de mejora del terreno están recogidos en Jiménez y Melentijevic, 2015 a y b. En este artículo se presentan ejemplos de la modelización centrífuga aplicada a los pilotes.

3. MODELIZACIÓN CENTRÍFUGA APLICADA A PILOTES

La modelización del comportamiento de las cimentaciones es el principal objetivo de muchos de los estudios en centrífuga realizados. Según Taylor (1995), los principales objetivos de la modelización en centrífuga para el estudio del comportamiento en cimentaciones son los siguientes:

- Establecer las curvas carga-asiento a partir de las cuales se puede determinar la capacidad de carga máxima de las cimentaciones y su rigidez.
- Estudiar la distribución de tensiones alrededor de las cimentaciones y en el interior de éstas.
- Conocer el comportamiento de las cimentaciones bajo cargas de trabajo normales y bajo condiciones extremas de carga como pueden ser terremotos o tormentas.

La secuencia constructiva tiene escasa influencia en el comportamiento de las cimentaciones superficiales, sin embargo, el método de instalación afecta significativamente al comportamiento de las cimentaciones profundas. En la modelización centrífuga de cimentaciones profundas es necesario prestar atención a los cambios de tensiones que se producen en el suelo del modelo durante la instalación. Por consiguiente, el desarrollo de sistemas

que simulan el proceso de instalación es también una parte importante en la modelización de cimentaciones profundas (Taylor, 1995).

Una explicación detallada de las consideraciones a tener en cuenta en la modelización en centrífuga de pilotes sometidos a diferentes tipos de cargas así como distintos ejemplos se puede encontrar en Urraca (2018).

4. EJEMPLOS DE APLICACIÓN

A continuación se presentan 4 ejemplos de ensayos en centrífuga realizados en diferentes centrífugas geotécnicas del mundo para el estudio del comportamiento de pilotes en diferentes tipos de suelos y bajo diferentes condiciones de carga. En ellos se expone el tipo de centrífuga empleada, la preparación del modelo y los materiales empleados.

4.1. Pilotes sometidos a rozamiento negativo y carga axial

4.1.1. Introducción

Leung *et al.*, (2004) realizaron una serie de ensayos de modelización en centrífuga para estudiar el efecto del rozamiento negativo en pilotes instalados en arcillas blandas que apoyan su punta en una capa subyacente de arena densa.

En primer lugar, realizaron ensayos en pilotes sometidos únicamente a la acción del rozamiento negativo (ensayos N1 y N2) para poder compararlos con estudios previos semejantes (por ejemplo, Lee *et al.*, 1998; Tomas *et al.*, 1998 y Tomisawa y Nishikawa, 2000). Sin embargo, en la práctica, los pilotes se encuentran afectados simultáneamente por la carga axial a compresión aplicada y la carga causada por el rozamiento negativo. En la segunda serie de ensayos, estudiaron el comportamiento de los pilotes debido a los efectos coexistentes de una carga axial y de rozamiento negativo (ensayos A1, A2, A3 y A4). Las configuraciones de los ensayos se exponen en la tabla 1:

Tabla 1. Resumen de la configuración de los ensayos efectuados (Leung *et al.*, 2004)

ID Muestra	Espesor de suelo		Empotramiento del pilote en arena (m)	Condición de carga
	Arcilla (m)	Capa de arena subyacente (m)		
Ensayos. Serie 1				
N1	16	8	2.5	Sólo rozamiento negativo
N2	20	0	0	Sólo rozamiento negativo (pilote columna)
Ensayos. Serie 2				
A1	16	8	2.5	Rozamiento negativo más carga axial de 4750 kN
A2	16	8	2.5	Rozamiento negativo más carga axial de 8000 kN
A3	16	8	2.5	Rozamiento negativo más carga axial de 3350 kN
A4	16	8	6	Rozamiento negativo más carga axial de 4750 kN

Nota: Todos los pilotes modelo fueron instalados a 1g y ensayados a 100 g.

4.1.2. Centrifuga geotécnica

Los ensayos se realizaron en la centrifuga geotécnica de la Universidad Nacional de Singapur con una aceleración de 100 g. Se llevaron a cabo en una centrifuga de 2 m de diámetro y una capacidad de 40 g-ton. En la figura 3 se observa el modelo en la centrifuga.

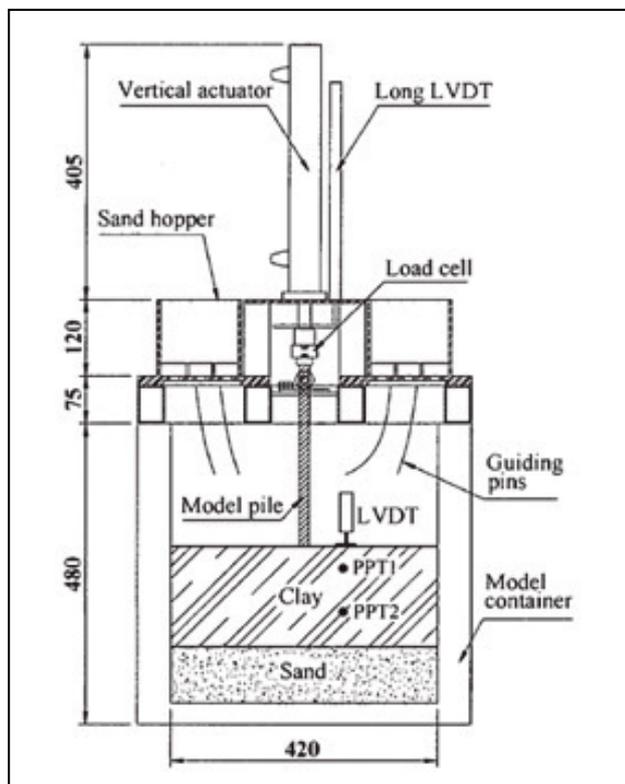


Figura 3. Modelo en la centrifuga (unidades en mm) (Leung *et al.*, 2004).

4.1.3. Preparación del modelo y materiales

El pilote modelo consistía en un tubo cilíndrico de aluminio de 270 mm de longitud con un diámetro externo de 12 mm y un diámetro interno de 10 mm.

Nueve grupos de medidores de deformación, semiconductores, se encontraban unidos en la superficie externa del pilote para medir la transferencia de carga a través de su eje durante los ensayos. Los medidores estaban protegidos por una fina capa de resina epoxi, lo que hacía que el pilote modelo final tuviera un diámetro externo de 16 mm. De esta forma, el pilote modelo instrumentado simulaba un pilote prototipo de 27 m de longitud con un diámetro externo de 1,6 m.

Para la preparación del modelo en primer lugar se dejó caer, en forma de lluvia, arena silíceica dentro del contenedor hasta formar una capa de 80 mm de espesor, medida desde la base del contenedor. A continuación, se introdujo un lodo de caolín con un contenido en agua 1,5 veces su límite líquido. El contenedor se dispuso sobre la plataforma basculante de la centrifuga, la cual comenzó a girar hasta alcanzar una aceleración de 100 g para conseguir la consolidación de la arcilla. Ésta se produjo durante 6 horas (aproximadamente 83,33 meses en el prototipo), dando como resultado un perfil de suelo compuesto por una capa de 160 mm de espesor de

arcilla blanda sobre una capa de 80 mm de espesor de arena densa.

A continuación, se paró la centrifuga para colocar el acoplamiento con el actuador vertical y las tolvas de arena. El pilote instrumentado fue introducido a través de la capa de arcilla blanda y empotrado en la arena densa. En los casos en los cuales se modelizaron pilotes columna, la capa de arena densa inferior se sustituyó por una placa acrílica.

Una vez completado el modelo, éste fue transportado a la plataforma basculante de la centrifuga, la cual se llevó hasta una aceleración de 100 g. En esta etapa, la arcilla se encuentra sometida a una reconsolidación debida al peso propio ya que experimentó cierto hinchamiento debido al alivio de tensión producido durante el paro de la centrifuga comentado anteriormente, en el cual se pasó de 100 g a 1 g. Después de la reconsolidación, se activó el actuador horizontal que permite alinear los agujeros de las tolvas de arena y de la placa subyacente, haciéndolos coincidir para que la arena pueda caer sobre la capa de arcilla. De esta manera, la arcilla experimentó un asiento adicional debido a la consolidación producida por la sobrecarga generada por la arena.

En la segunda serie de ensayos, la carga axial se aplicaba mediante el actuador vertical antes de colocar la capa de arena que actuaba como sobrecarga.

Las respuestas del pilote modelo instrumentado, la presión de poros y el asiento en superficie producido durante todo el proceso de los ensayos se monitorizó mediante un sistema de adquisición de datos en la sala de control de la centrifuga a intervalos regulares.

Posteriormente al proceso de reconsolidación, el peso aparente de la arcilla era de 14,6 kN/m³ en la superficie. Éste aumentaba de manera prácticamente lineal con la profundidad hasta alcanzar los 16,4 kN/m³ a 160 mm de profundidad (16 m en el prototipo). Tras la consolidación producida por la sobrecarga, el peso aparente aumentó de forma lineal de 15,4 kN/m³ en la superficie hasta 17,4 kN/m³ a 16 m de profundidad. El nivel freático se mantuvo constante en la superficie de la arcilla.

4.1.4. Resultados

Pilote sometido a rozamiento negativo únicamente

En este caso el pilote fue sometido al peso de la arcilla y a la sobrecarga de la arena. No se aplicó una carga axial adicional en la cabeza del pilote.

Los resultados demuestran que el rozamiento negativo en el pilote aumenta con el incremento del asiento del suelo hasta que se alcanza un valor de éste significativamente alto como puede observarse en la figura 4c y d.

Al final de la reconsolidación debida al peso propio de la arcilla, se introduce en el modelo, con la centrifuga girando, una capa de arena que actúa como una sobrecarga de 70 kPa como se muestra en la figura 4a e inmediatamente la presión de poros comienza a crecer, observándose este incremento en la figura 4b.

El exceso de presión de poros generado durante el proceso de consolidación de la arcilla comienza a disiparse con el tiempo junto con el desarrollo del asiento del suelo. Además, este asiento adicional debido a la consolidación, incrementa la resistencia del suelo así como induce un incremento en la carga de arrastre en el pilote causando un asiento adicional en éste.

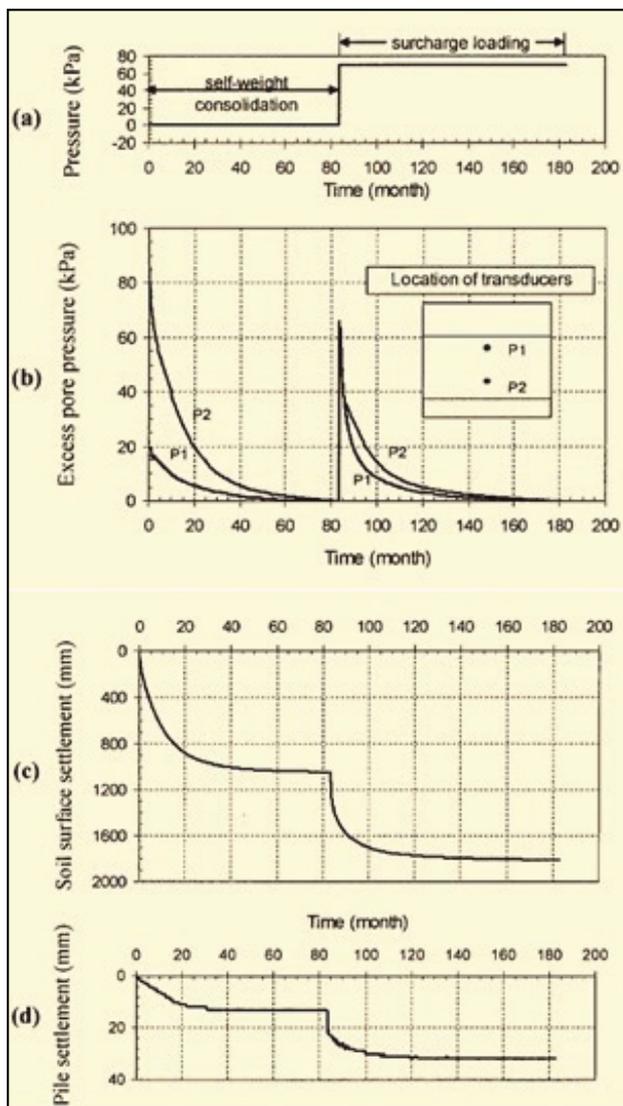


Figura 4. Aplicación de sobrecarga con el tiempo (a), disipación del exceso de presión de poro (b), evolución del asiento del suelo (c) y evolución del asiento de la cabeza del pilote (d) en el ensayo N1. (Ver tabla 1) (Leung *et al.*, 2004).

De manera similar a la etapa de reconsolidación, el asiento del pilote aumenta con el tiempo, estabilizándose a los 120 meses (36,5 meses después de la aplicación de la sobrecarga). En este tiempo, el suelo continúa asentando. El rozamiento negativo desarrollado a lo largo del eje del pilote también se estabiliza a los 120 meses como se deduce de las curvas situadas más a la derecha de la figura 5.

La figura 5 demuestra que la altura del plano neutro no sufre variaciones durante la consolidación del suelo. El plano neutro se sitúa a una profundidad de aproximadamente el 90% del espesor del estrato de arcilla (aproximadamente el 60% de la profundidad total).

Por tanto, el estudio realizado sugiere que la altura del plano neutro se desplaza desde la superficie del terreno, en la cual se encuentra antes de que se produzca la consolidación, hasta la profundidad final alcanzada en un periodo de tiempo relativamente corto.

Los perfiles de la fuerza axial a lo largo del eje del pilote durante la etapa de sobrecarga son similares a los de la de reconsolidación. La carga de rozamiento negativo a las diferentes alturas aumenta con el tiempo mientras está actuando la sobrecarga.

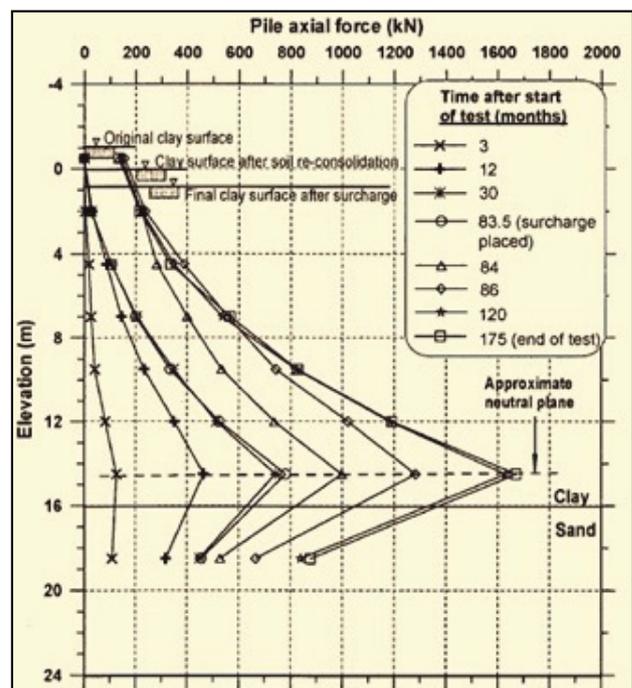


Figura 5. Transmisión de la fuerza axial con el tiempo. Tiempos referidos al prototipo (Leung *et al.*, 2004).

El rozamiento unitario por fuste a lo largo del eje del pilote se deriva de los perfiles mostrados en la figura 5. Los perfiles de resistencia del terreno para las dos etapas se presentan en la figura 6.

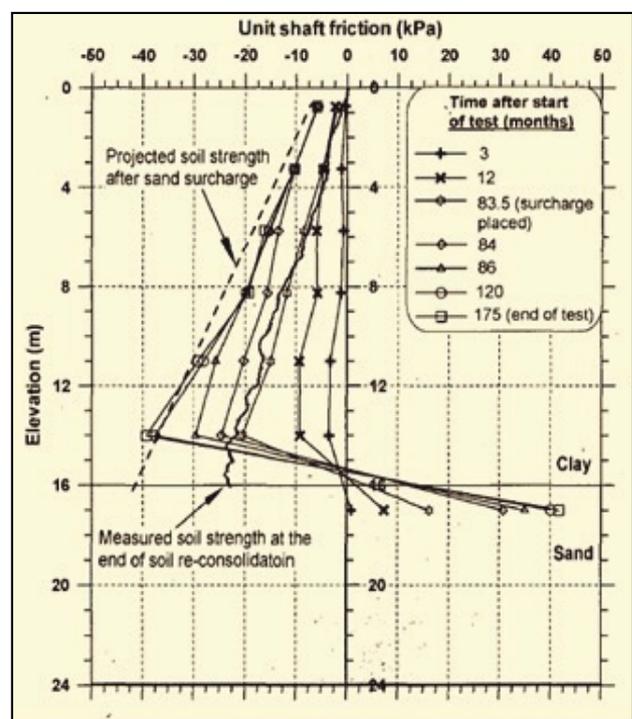


Figura 6. Rozamiento unitario por fuste a lo largo del eje del pilote en el ensayo N1 (Leung *et al.*, 2004).

La magnitud del rozamiento unitario por fuste aumenta con la profundidad hasta alcanzar el plano neutro. Asimismo, el valor del rozamiento unitario por fuste continúa creciendo con el tiempo tanto en la etapa de reconsolidación debida al peso propio como en la etapa en la que está actuando la sobrecarga.

Como se señaló anteriormente, con la disipación del exceso de presión de poros y el correspondiente incremento de tensiones efectivas, el suelo sigue ganando resistencia a medida que la arcilla consolida. Esto contribuye de manera directa al incremento de rozamiento unitario por fuste a lo largo del eje del pilote.

El efecto de las diferentes configuraciones de la punta del pilote también se estudió. En la figura 7 se muestra la evolución de la máxima carga de arrastre inducida en el pilote y el asiento de la cabeza del pilote a lo largo del tiempo.

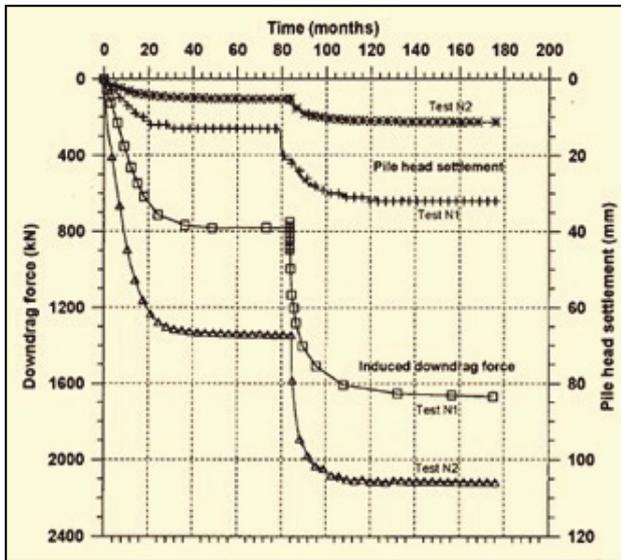


Figura 7. Evolución del asiento de la cabeza del pilote y máxima carga de arrastre para los ensayos N1 y N2 (Leung *et al.*, 2004).

Puesto que la punta del pilote columna del ensayo N2 está empotrada en un estrato duro (capa acrílica), el pilote experimenta un asiento considerablemente menor que el observado en el ensayo N1. Sin embargo, la carga de rozamiento negativo es mucho más significativo para el ensayo N2 ya que la altura de su plano neutro se encuentra en la base del pilote y considerablemente más abajo que en la prueba N1.

Pilote sometido a rozamiento negativo únicamente

En este caso se aplicó una carga axial adicional en la cabeza del pilote.

La curva situada más a la izquierda en la figura 8 muestra que al final de la etapa de reconsolidación debida al peso propio del suelo en el ensayo A1, la carga de rozamiento negativo es aproximadamente de 780 kN. Este valor es muy similar a los 788 kN obtenidos en el ensayo N1 presentados en la figura 5. Después de que la arcilla hubiera consolidado completamente, una carga axial de 4750 kN fue aplicada gradualmente al pilote. A medida que la carga axial aumenta, la carga de rozamiento negativo fija de 780 kN se supera gradualmente y el plano neutro se desplaza hacia arriba a lo largo del eje del pilote. Cuando la carga axial alcanza un valor de 2400 kN, es decir, unas tres veces la carga de rozamiento negativo desarrollada en el pilote antes de la aplicación de la carga axial, la carga causada por el rozamiento es superada totalmente. Después de una carga adicional, el pilote se desplaza hacia abajo más que el terreno circundante y la resistencia por fuste actúa hacia arriba con referencia

al pilote. Por tanto, la transferencia de carga en la interfaz suelo-pilote se convierte en positiva.

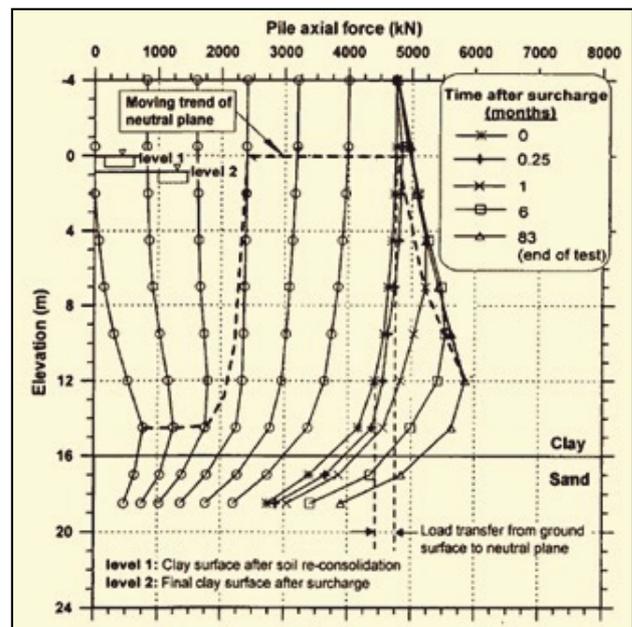


Figura 8. Efecto de la carga aplicada sobre el desplazamiento del plano neutro para el ensayo A1 (Leung *et al.*, 2004).

Estas observaciones hicieron sugerir a los autores del estudio que siempre que el asiento por consolidación del suelo se haya completado, no tiene porqué ser necesario tener en cuenta el rozamiento negativo en el diseño de pilotes si la carga aplicada es considerablemente mayor que la carga producida por el rozamiento negativo. Kog (1990) ya había enunciado postulados similares.

El plano neutro se desplaza paulatinamente hacia abajo a lo largo del pilote para estabilizarse aproximadamente 12 m por debajo de la superficie original del terreno. Esta observación es contraria a lo expuesto en el caso del pilote sometido únicamente a rozamiento negativo. En ese caso, la altura del plano neutro alcanzaba rápidamente su posición final, aproximadamente el 90 % de la profundidad de la capa de arcilla por encima de una magnitud pequeña de asiento debida a la consolidación del suelo.

La figura 9 exhibe los perfiles de asiento del suelo y del pilote en diferentes tiempos después de la aplicación de la sobrecarga. Los resultados representan de forma clara el movimiento relativo entre el pilote y el suelo y cómo el plano neutro se desplaza hacia abajo hasta estabilizarse a aproximadamente 12 m por debajo de la superficie de la arcilla. Estas observaciones son coincidentes con la altura del plano neutro representada en la figura 8.

Se realizaron los ensayos A2 y A3 para estudiar los efectos de la magnitud de la carga axial. Los ensayos fueron llevados a cabo con el mismo procedimiento que en el ensayo A1, variando exclusivamente los valores de la carga axial. En el ensayo A2 se aplicó una carga axial de 8000 kN (28% del valor de resistencia límite de rotura del pilote) y en el A3 una carga de 3350 kN (67% del valor de resistencia límite de rotura del pilote).

La figura 10 hizo sugerir que el proceso de transferencia de carga a lo largo del eje del pilote debido a la

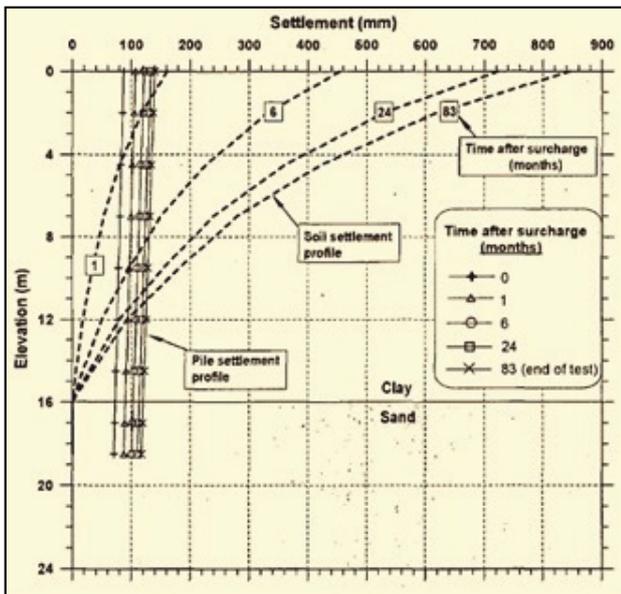


Figura 9. Comparación de los perfiles de asiento del suelo y el pilote en función del tiempo después de la aplicación de la sobrecarga (Leung *et al.*, 2004).

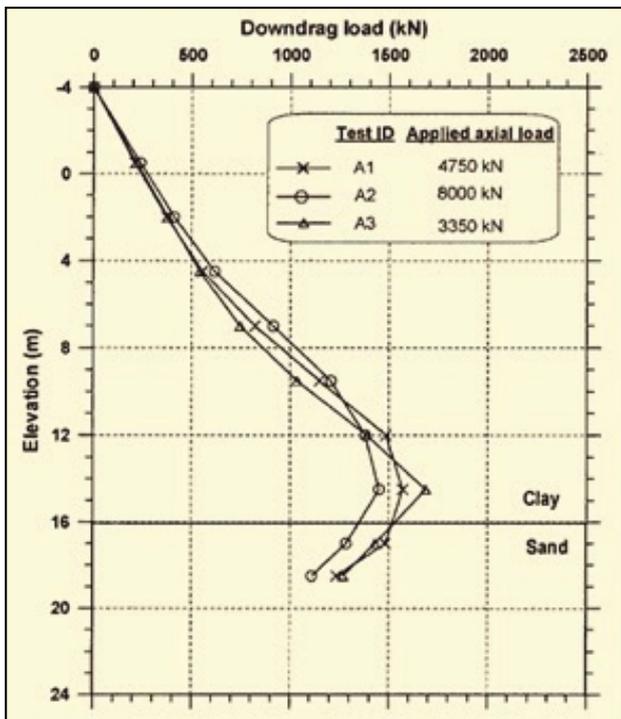


Figura 10. Carga de arrastre en los pilotes debido a la sobrecarga bajo diferentes cargas aplicadas (Leung *et al.*, 2004).

carga aplicada es independiente al desarrollo de la carga de arrastre debido al asiento del suelo. El proceso anterior depende de la magnitud de la carga aplicada y en última instancia de la magnitud del movimiento relativo pilote-suelo.

En consecuencia, la magnitud de la máxima carga en el pilote en condiciones similares debería ser la suma de la carga aplicada en la cabeza del pilote más la carga producida por el rozamiento negativo a la altura del plano neutro, menos la carga desarrollada y transferida al pilote debido a los procesos de consolidación y reconsolidación.

Para investigar el efecto de la longitud de empotramiento en el desarrollo del rozamiento negativo se efectuó

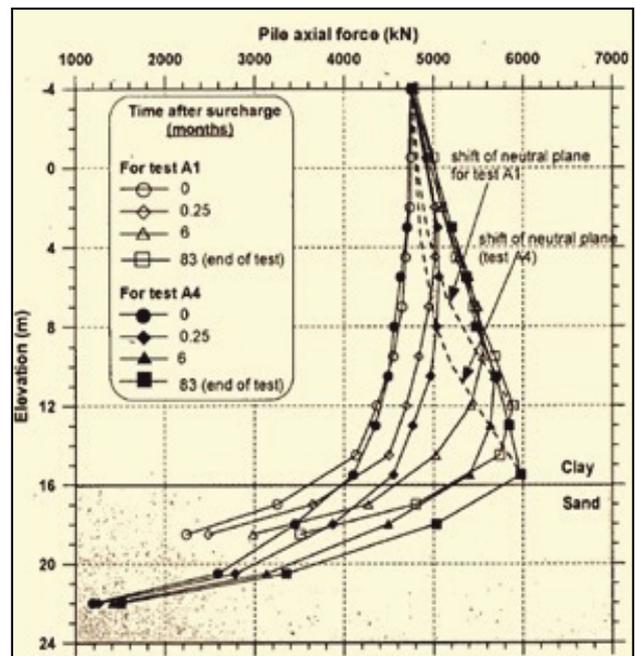


Figura 11. Efecto de la diferencia en la longitud de empotramiento en la transferencia de carga. Ensayos A1 y A4 (Leung *et al.*, 2004).

el ensayo A4 con una longitud de empotramiento en la capa arenosa de 6 m. La figura 11 muestra el desarrollo de la carga de rozamiento negativo con el tiempo después de la aplicación de la sobrecarga, comparando los ensayos A1 y A4. La carga máxima del pilote, en el ensayo A4, es de 5977 kN, un valor mayor que los 5850 kN registrados en el ensayo A1. Además, el plano neutro en el ensayo A4 se encuentra por debajo del observado en el ensayo A1.

La figura 12 muestra el desarrollo de asientos adicionales en el suelo y el pilote en los ensayos A1 y A4. El asiento del suelo en ambos ensayos es el mismo y el asiento adicional del pilote en el ensayo A4 es de 35 mm mientras que en

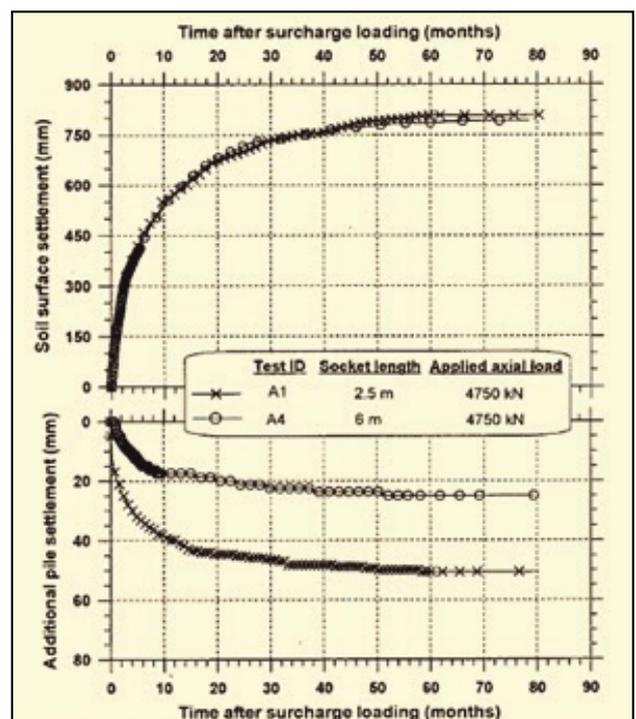


Figura 12. Desarrollo de asientos adicionales en el suelo y en el pilote. Ensayos A1 y A4 (Leung *et al.*, 2004).

el A1 es de 50 mm. La longitud de empotramiento menor del ensayo A1 conlleva a una elevación del plano neutro en comparación con el ensayo A4.

4.2. Pilotes rígidos en arcilla blanda

4.2.1. Introducción

En sus investigaciones, Klinkvort *et al.*, (2016) emplearon la modelización centrífuga para determinar las curvas p-y experimentales de pilotes rígidos empotrados en arcillas sobreconsolidadas blandas sometidos a carga lateral, poniendo especial atención en la rigidez inicial y en la resistencia lateral última.

Para este propósito, se realizaron ensayos a dos niveles diferentes de g . La relación longitud/diámetro del pilote prototipo en los dos niveles de g era de 6,0 y 9,4. Las medidas de las distribuciones de los momentos flectores se tomaron como base del cálculo de las curvas p-y experimentales.

4.2.2. Centrífuga geotécnica

Los experimentos se llevaron a cabo en la centrífuga geotécnica de la Universidad Técnica de Dinamarca (DTU). Se trata de una centrífuga de brazo giratorio con una capacidad de 75 g-ton que puede alcanzar aceleraciones de 75-85 g . Su brazo mide 1,7 m desde el eje de rotación hasta la bisagra del contenedor. El yugo con forma de "U" mide 0,93 m de alto, lo que hace que el radio de la plataforma sea de 2,63 m. La carga máxima de suelo que puede ser ensayada es de 450 kg. En la figura 13 se muestra una imagen de la centrífuga geotécnica de la DTU.



Figura 13. Centrífuga geotécnica de la DTU. (Foto tomada por Gema Urraca en DTU).

4.2.3. Preparación del modelo y materiales

Para la realización de los ensayos se usó un modelo compuesto por un monopilote con 15 niveles de medida de la deformación como el que se muestra en la figura 14.

Para reproducir la arcilla blanda se utilizó caolín. El polvo de caolín se mezcló con agua en una proporción 1:1 hasta conseguir una mezcla homogénea. A continuación, la mezcla se introdujo en el contenedor para inducir la consolidación. Se colocó un geotextil en el perímetro



Figura 14. Pilote prototipo con medidores de la deformación empleado en los ensayos. (Foto tomada por Gema Urraca en DTU).

del contenedor cilíndrico y una capa drenante en la superficie para facilitar así la expulsión del agua. La consolidación se llevó a cabo aplicando una presión constante a una tapa situada en la parte superior de la muestra. Para evitar la rotura del suelo, la carga fue aplicada en intervalos, asegurando que la consolidación se producía en cada uno de ellos, hasta alcanzar una presión de 250 kPa. Tras finalizar el proceso de consolidación, el contenedor se colocó en la centrífuga.

El modelo de monopilote usado en los ensayos es de acero hueco con un diámetro externo de 40 mm y un diámetro interno de 35 mm. El espesor del pilote era de 2,5 mm de los cuales 1 mm estaba formado por un revestimiento de resina epoxi para proteger los medidores de deformación. La profundidad de empotramiento del pilote ($l_L = 6D$) era representativa de las cimentaciones mediante monopilotes y la carga excéntrica ($l_E = 9D$) durante la carga lateral, se conseguía aplicando una carga con desplazamiento controlado en la parte superior. A continuación se presenta un esquema de las instalaciones del modelo en la centrífuga en la figura 15.

Todos los ensayos se realizaron mediante el mismo procedimiento. En primer lugar, el pilote se instaló en la arcilla al nivel de g correspondiente con la carga lateral planeada. Tras finalizar la instalación, la centrífuga se paró y la configuración se cambió para permitir la carga lateral del pilote. Previamente a la carga lateral, la aceleración en la centrífuga se mantuvo constante para asegurar la disipación del exceso de presión de poros generado por la aceleración rotacional y el incremento en el campo gravitatorio.

Posteriormente al ensayo de carga lateral citado, se ejecutaron 4 ensayos numerados del 2 al 5. Los ensayos 2 y 4

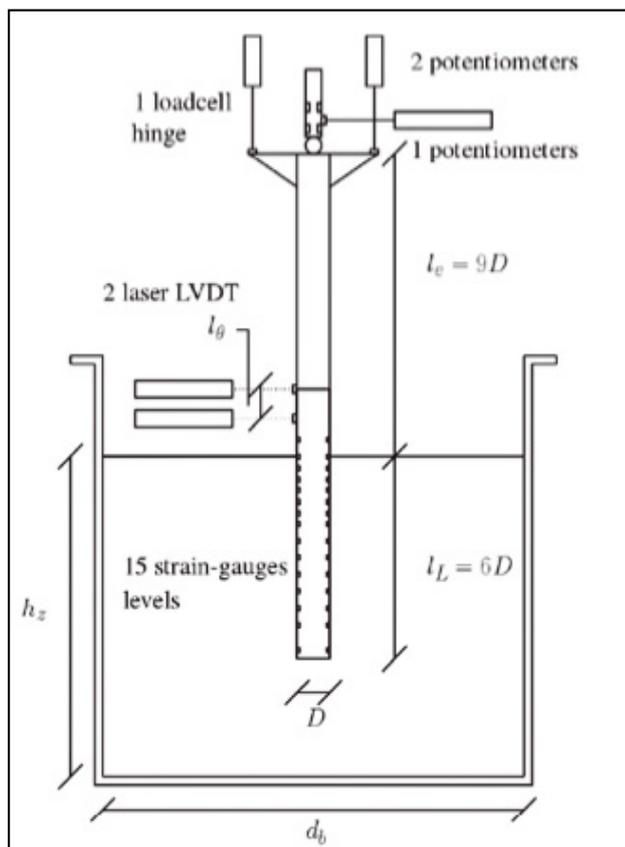


Figura 15. Esquema representativo de las instalaciones del ensayo (Klinkvort *et al.*, 2016).

se llevaron a cabo con una aceleración promedio de 40 g y los ensayos 3 y 5 a 70 g.

Las dimensiones en el pilote prototipo para los dos niveles de 40 g y 70 g fueron: diámetro externo 1,6 m y 2,1 m, espesor 60 mm y 105 mm y longitud 9,6 m y 19,8 m respectivamente.

4.2.4. Resultados

Para la interpretación de los ensayos de carga lateral fue necesario establecer el perfil de tensiones dentro del terreno. La distribución de la tensión con la profundidad se validó evaluando la fuerza de instalación de los monopilotes. Dicha fuerza fue registrada en todos los ensayos y puede verse en la figura 16.

Se realizó una estimación de la resistencia al corte sin drenaje, S_u , de la muestra de suelo mediante la formulación propuesta por Ladd y Foote, (1974). Esta estimación de la resistencia al corte sin drenaje fue usada junto con las formulaciones propuestas por Andersen *et al.*, (2008) para el cálculo de la carga de hundimiento. La predicción de la fuerza de instalación de los pilotes se muestra también en la figura 16 con el objeto de realizar una comparativa.

Se reconoce una considerable coincidencia entre las fuerzas de penetración predichas y las obtenidas en los ensayos número 2 y 4. En los ensayos 3 y 5, se observa esta coincidencia al inicio, hasta una profundidad de penetración de $4D$, sobreestimándose la fuerza de penetración al final de la instalación. La fuerza de instalación requerida en el ensayo 5 es elevada y fue necesario aplicar un coeficiente de rozamiento por fuste mayor para igualar los resultados. La discrepancia entre las fuerzas de instalación

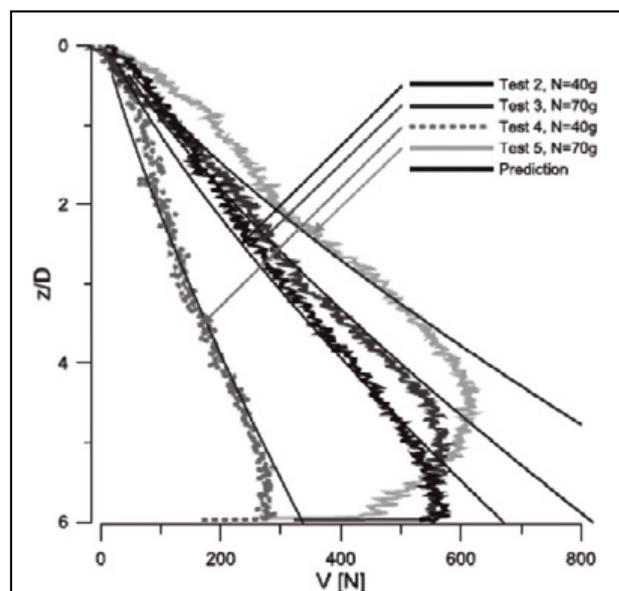


Figura 16. Fuerza de instalación del pilote en los diferentes ensayos (Klinkvort *et al.*, 2016).

medidas y las predichas en la zona cercana a la superficie es debida a la reducción de presión constante causada por el rozamiento lateral que se produce durante la consolidación. De esta manera se subestima el OCR y la resistencia al corte sin drenaje.

La respuesta lateral de los 4 ensayos se representa en la figura 17, en la cual la carga lateral está normalizada con la resistencia al corte sin drenaje promedio a $2/3$ de la longitud de empotramiento del pilote (l_L) y con el diámetro del mismo. El desplazamiento en la superficie de la arcilla se encuentra normalizado con el diámetro.

Tras la carga normalizada, el ensayo número 4 mostró una respuesta bastante diferente comparada con el resto de ensayos. Este hecho, junto con la baja fuerza de instalación obtenida, hizo que este ensayo no se considerase válido. De igual forma, la parte final del ensayo número 2 muestra una respuesta distinta.

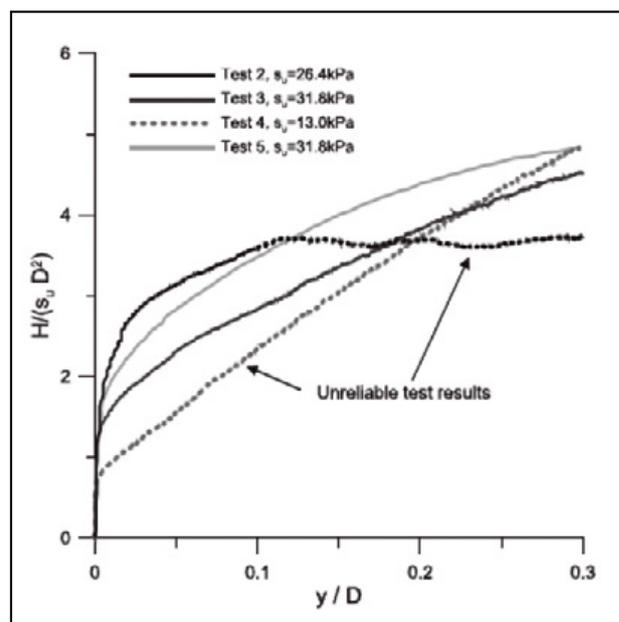


Figura 17. Curva carga lateral-desplazamiento en cada uno de los ensayos efectuados (Klinkvort *et al.*, 2016).

En la figura 18 se presentan los fallos observados en la arcilla después de efectuarse el ensayo de carga lateral. En todos los ensayos, excepto en el 4, se ha producido una abertura en la parte posterior del pilote mientras que la arcilla ha experimentado un abultamiento en la parte delantera en todas las pruebas. Esto podría explicar la respuesta dispar del ensayo 4 comentada anteriormente.

En lo que respecta al ensayo número 2, las grietas perpendiculares detectadas en la parte posterior del pilote podrían haber inducido el reblandecimiento deducido de la curva carga lateral-desplazamiento.

La figura 19 muestra el resultado típico de las curvas de interacción suelo-pilote obtenidas en los ensayos en centrífuga, presentando como ejemplo el ensayo número 5. La capacidad de las curvas es notoriamente función de la profundidad y todas las curvas hasta una profundidad de 3,5 D muestran una capacidad máxima clara. El punto de rotación se encuentra entre 4,0 D y 5,0 D. Por lo tanto, la curva con una profundidad $z = 4 \cdot D$ se encuentra cerca del punto de rotación y la máxima resistencia del suelo no se moviliza para pequeños desplazamientos.

Se generaron curvas de interacción suelo-pilote para todos los ensayos obteniéndose respuestas similares a las mostradas en la figura 19. Las curvas para los ensayos 2, 3 y 5 están representadas en la figura 20. Se normalizó la capacidad lateral (p) con $(N_p \cdot S_u \cdot D)$ y el desplazamiento lateral con (y_c) , siendo y_c el desplazamiento al cual la mitad de la resistencia del suelo se moviliza. De esta manera, se puede realizar una comparación con los modelos propuestos por Matlock (1970) y Jeanjean (2009) y con la normativa API (2011).

Las curvas muestran un comportamiento similar para todos los ensayos aunque existe algo de dispersión en los resultados. En la parte inicial se puede ver que la curva original propuesta por Matlock (1970) y la curva propuesta por Jeanjean (2009) reflejan mejor la rigidez inicial.

Después de una movilización de la resistencia última de aproximadamente un 40 %, las curvas propuestas por Matlock (1970) y Jeanjean (2009) empiezan a desviarse. En general, las dos recomendaciones proporcionan un límite superior e inferior a los resultados experimentales.

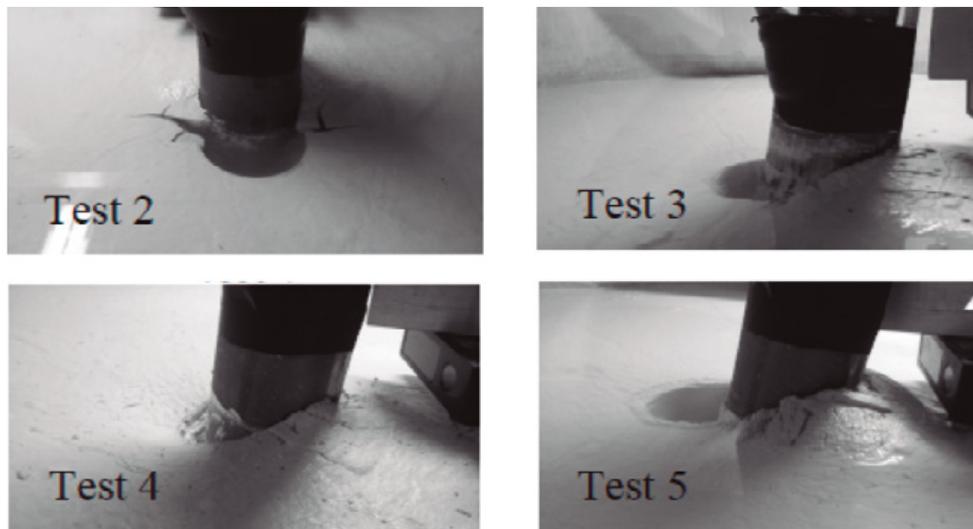


Figura 18. Imágenes del modo de fallo después de la carga lateral para los diferentes ensayos (Klinkvort *et al.*, 2016).

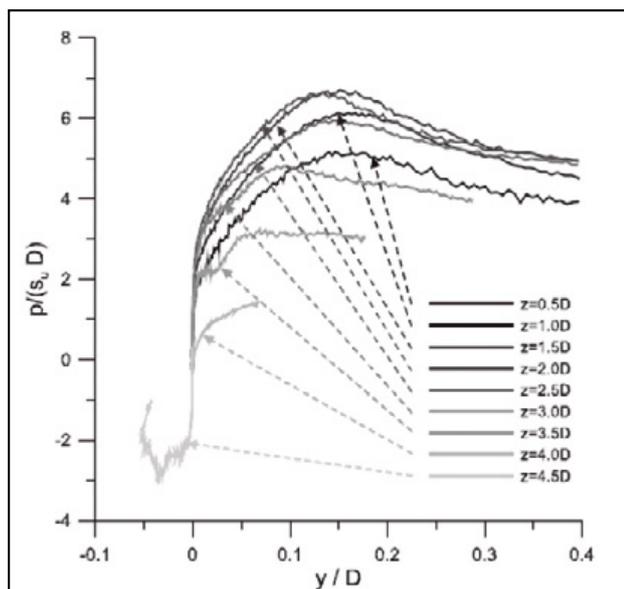


Figura 19. Curvas típicas p - y deducidas del ensayo 5 en centrífuga (Klinkvort *et al.*, 2016).

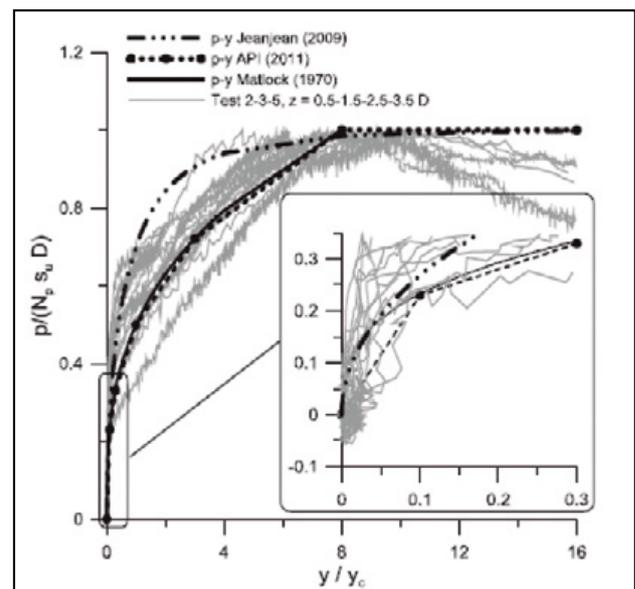


Figura 20. Curvas p - y normalizadas. Ensayos 2, 3 y 5 (Klinkvort *et al.*, 2016).

En el punto de reblandecimiento el pilote se desplazó más de 0,4-1,0 D. Esto podría ser consecuencia de las condiciones de contorno en la cabeza del pilote ya que no se permitía el movimiento en la dirección vertical durante los 4 ensayos. Esto conllevó a una reducción de la fuerza axial durante la carga donde el pilote tendía a levantarse para grandes desplazamientos.

4.3. Efectos de escala en la capacidad tensional de pilotes rugosos instalados en arenas densas

4.3.1. Introducción

Lehane *et al.*, (2005), examinaron el efecto del diámetro del pilote en el rozamiento unitario de fuste desarrollado en un pilote instalado en arena densa. Para llevar a cabo sus investigaciones realizaron una serie de ensayos a tracción en centrífuga empleando pilotes modelo con diferentes diámetros.

Se efectuaron ensayos en los pilotes modelo con 4 diámetros diferentes a 4 niveles tensionales independientes. Los modelos se diseñaron de manera que se minimizaran las incertidumbres asociadas a la interpretación de los ensayos. Para conseguirlo se tomaron las siguientes medidas:

- Los pilotes modelo se instalaron de manera que las tensiones laterales en el fuste previas a la carga axial fueran cercanas a las condiciones de K_0 (coeficiente de empuje al reposo) en situaciones de consoli-

dación normales. Este método, evitaba la necesidad de cuantificar los efectos de hincar o excavar los pilotes a los niveles de tensiones de las inmediaciones del fuste.

- En el fuste de los pilotes modelo se pegaron granos de arena para que fuesen totalmente rugosos. Esto eliminaba las posibles variaciones en los ángulos de fricción de la interfaz.
- Para la realización del modelo se empleó la arena estándar usada en los experimentos en centrífuga de la Universidad Oeste de Australia, "UWA".

4.3.2. Centrífuga geotécnica

Los ensayos se realizaron en la centrífuga geotécnica de tambor de diámetro 1,2 m con un canal radial de 200 mm de profundidad y 300 mm de alto.

Dos contenedores (258 x 80 x 160 mm) se colocan diametralmente opuestos en el canal del tambor, cada uno actuando como contrapeso del otro. Los contenedores tienen una ventana transparente que permite realizar pruebas de "medio modelo" para facilitar la medición óptica de la deformación del suelo. La configuración de estos dispositivos se ilustra en la figura 21.

En las pruebas realizadas, los pilotes se colocaron nivelados con la base del canal del tambor de la centrífuga mediante pernos ubicados en rebajes perforados en la base de los pilotes. Esta configuración evitó cualquier desplazamiento relativo entre pilotes y arena. Tales

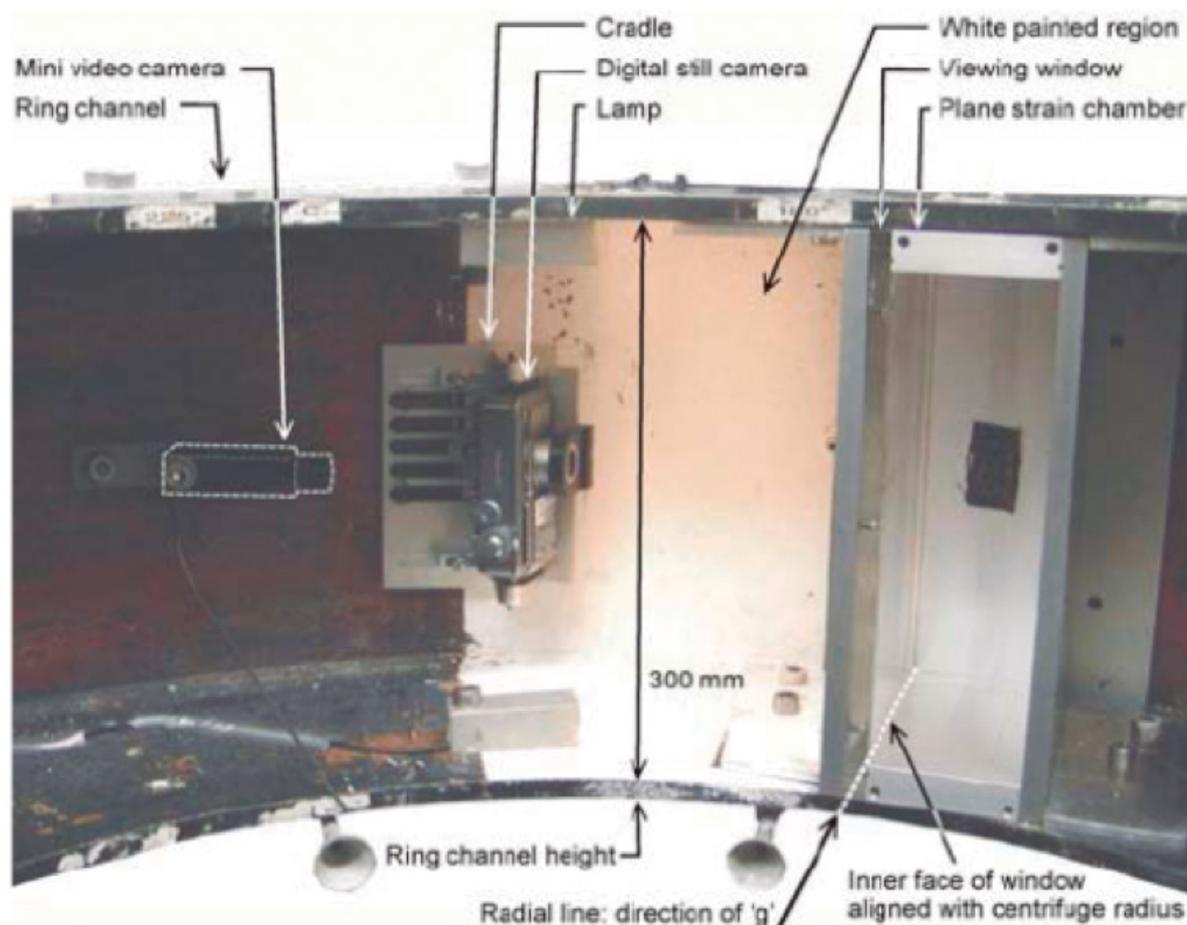


Figura 21. Diseño del equipo en el canal del tambor (White *et al.*, 2005).

desplazamientos podrían alterar el estado de tensión inicial y afectar al desplazamiento y a la capacidad de los pilotes. Un esquema de esta disposición se representa en la figura 22.

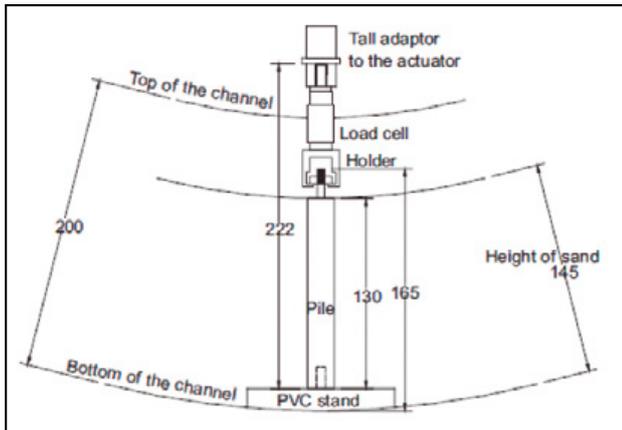


Figura 22. Vista en planta de la disposición del tambor de la centrifuga en el ensayo (Lehane *et al.*, 2005).

4.3.3. Preparación del modelo y materiales

En el modelo de los ensayos se empleó arena seca “UWA Sand”. Se trata de una arena fina-media de granos subangulosos y naturaleza silíceo. Sus propiedades índice se encuentran resumidas en la tabla 2.

Los pilotes utilizados en el modelo eran de aluminio con una longitud constante de 130 mm y diámetros variables de 3, 5, 10 y 18 mm.

El método de preparación de las muestras dio lugar a densidades relativas (D_R) de la arena de entre 60 % y 68 % en los 40 mm superiores de la muestra y, por debajo de esta profundidad, valores de 82 ± 6 % y 84 ± 4 % en la primera y segunda muestra respectivamente.

El programa completo de los ensayos realizados en las dos muestras (denominadas 1 y 2) se enseña en la tabla 3.

Todos los pilotes fueron sometidos a tracción, mediante la aplicación de un desplazamiento constante con un ratio de 0,05 mm/s. Esta operación se realizó desde la cabeza del pilote mediante el uso de una célula de carga de 2 kN de capacidad conectada al actuador.

Tabla 2. Propiedades índice de las arenas “UWA” y “Toyoura” (Lehane *et al.*, 2005)

Sand	e_{max}	e_{min}	G_s	D_{60} : mm	D_{50} : mm	D_{10} : mm	Fines content: %	Void ratio* (R) at $D_r = 85\%$	Roundness
UWA	0.76	0.49	2.65	0.22	0.20	0.12	<1.5	0.53	Sub-rounded to sub-angular
Toyoura	0.97	0.61	2.65	0.21	0.19	0.09	<1	0.66	Sub-angular

Tabla 3. Programa de ensayos y resultados (Lehane *et al.*, 2005)

Test	Sample	Pile diameter, D : mm	Roughness	Acceleration, n : g	Displacement at peak tension capacity, w_p : mm	Peak shear strength, τ_p : kPa
RP3-30	1	3	Rough	30	1.29	89.9
RP5-30	1	5	Rough	30	1.23	63.9
RP10-30	1	10	Rough	30	1.06	48.2
RP18-30	1	18	Rough	30	1.23	43.2
RP3-50	1	3	Rough	49.8	1.34	103.7
RP5-50	1	5	Rough	49.8	1.29	74.4
RP10-50	1	10	Rough	49.8	1.18	62.5
RP18-50	1	18	Rough	49.8	1.5	56.2
RP3-100	2	3	Rough	99.6	1.34	157.2
RP5-100	2	5	Rough	99.6	1.3	112.5
RP10-100	2	10	Rough	99.6	1.69	91.5
RP18-100	2	18	Rough	99.6	1.59	81
RP3-180	2	3	Rough	179.3	1.9	207
RP5-180	2	5	Rough	179.3	1.5	141.9
RP10-180	2	10	Rough	179.3	1.75	129.3
RP18-180	2	18	Rough	179.3	1.69	103.4

4.3.4. Resultados

Las tensiones de corte promedio (τ_{av}), expresadas como la tensión aplicada dividida por el área del fuste del pilote, fueron medidas durante los ensayos de extracción “pull-out” realizados en la centrifuga. En la figura 23 se representa la tensión promedio frente al desplazamiento del pilote (w) en cada uno de los pilotes ensayados. Se observa que la tensión de corte promedio pico (τ_{pav}), en los pilotes rugosos modelizados, se desarrolla por completo para un desplazamiento de $1,2 \pm 2,0$ mm para cada uno de los 4 diámetros de pilote ensayados. Por otra parte, la magnitud de τ_{pav} se reduce sistemáticamente con el aumento del diámetro, disminuyendo desde 92 kPa, para un diámetro de 3

mm hasta 35 kPa para un diámetro de 18 mm. La variación de τ_{pav} con el diámetro para los 16 ensayos realizados se representa en la figura 24.

Es evidente que, para cualquier nivel de tensión inicial promedio dado (o nivel de g), τ_{pav} disminuye con el diámetro como se señaló anteriormente.

En cuanto a los niveles de tensión iniciales, mediante los ensayos representados en la anterior figura se dedujo que para un diámetro dado, se movilizan valores de τ_{pav} mayores con niveles tensionales iniciales más elevados.

Con el objeto de investigar esta dependencia del nivel de tensiones iniciales, se normalizaron los valores de τ_{pav} con sus respectivos valores promedio de las tensiones horizontales efectivas iniciales (σ'_{ho}). La representación de

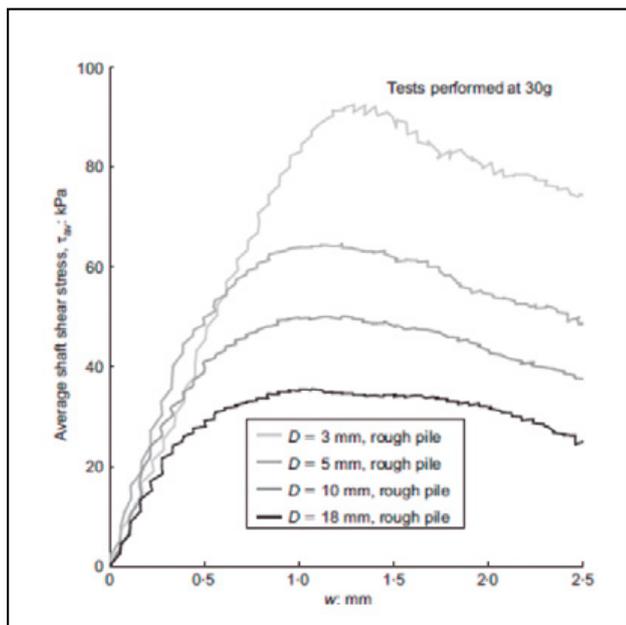


Figura 23. Curvas tensión de corte-desplazamiento medidas en los ensayos realizados (Lehane et al., 2005).

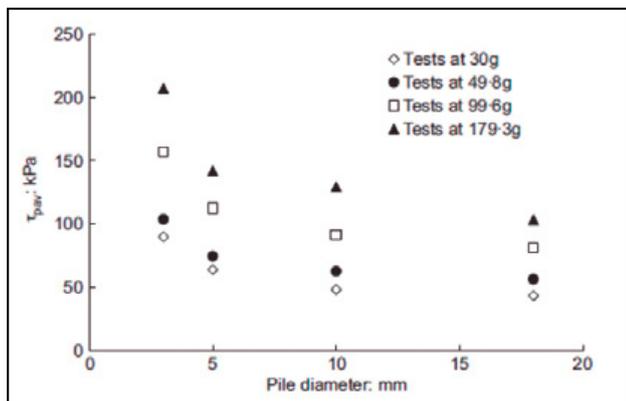


Figura 24. Variación de la tensión de corte promedio pico con el diámetro del pilote (Lehane et al., 2005).

estos datos normalizados frente a los promedios de las tensiones verticales efectivas iniciales (σ'_{v0}) se expone en la figura 25.

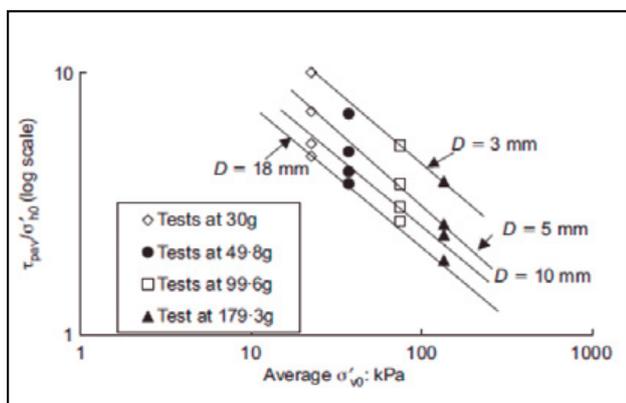


Figura 25. Representación de la dependencia de τ_{pav} del nivel tensional. Valor estimado de $K_0 = 0,4$ mediante ensayos in situ (Lehane et al., 2005).

Los ratios τ_{pav}/σ'_{v0} se reducen con el incremento tanto de σ'_{v0} como de los diámetros de los pilotes. Esto no

ocurriría si las tensiones horizontales efectivas se mantuviesen constantes a lo largo del eje del pilote.

Lehane et al., (2005) también analizaron los desplazamientos necesarios para generar la resistencia por fuste pico (w_p). Para llevar a cabo este estudio, se graficaron todos los ensayos como se muestra en la figura 26. El rango de los valores de w_p está comprendido entre 1,0 y 1,9 mm.

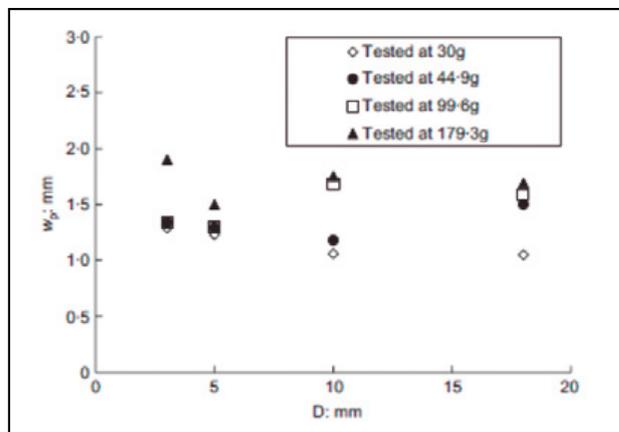


Figura 26. Relación entre el diámetro del pilote y el desplazamiento necesario para alcanzar la resistencia de fuste pico (Lehane et al., 2005).

Aunque w_p tiende a incrementar con el nivel de g impuesto no se manifiesta ninguna dependencia sistemática con el diámetro del pilote. La tendencia de w_p a aumentar con el nivel de tensiones se evaluó graficando la variación de w_p con el valor correspondiente de τ_{pav} (figura 27). Esta figura muestra una ligera tendencia del aumento de w_p con τ_{pav} .

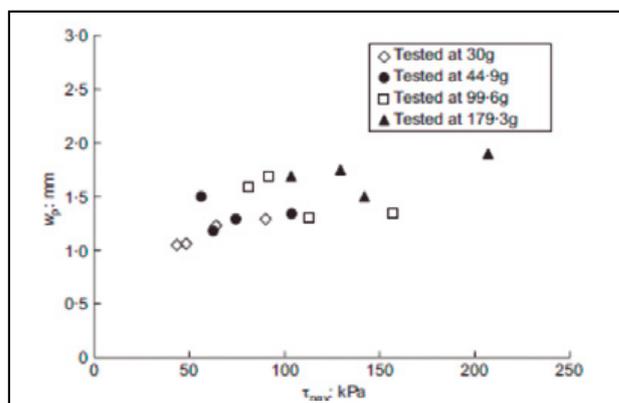


Figura 27. Relación entre τ_{pav} y el desplazamiento necesario para alcanzar la resistencia de fuste pico (Lehane et al., 2005).

4.4. Pilotes hincados en arenas

4.4.1. Introducción

Klotz y Taylor (2002) realizaron una serie de ensayos en centrífuga con aceleraciones de hasta 200 g, utilizando como modelo un pilote hincado en arenas. El pilote fue instrumentado completamente para poder medir las tensiones radiales, la resistencia por punta y la resistencia por fuste y fue ensayado en dos tipos de arena modelo; una arena cuarcítica y otra carbonática.

Los datos obtenidos fueron analizados bajo la idea de que el estado del suelo in situ, en términos de tensiones y volumen,

es el factor clave que controla el comportamiento del suelo. Este nuevo enfoque daba como resultado mejores correlaciones para el estudio del comportamiento del pilote que los tradicionales métodos basados en la densidad relativa del suelo. Como consecuencia de este nuevo planteamiento se desarrolló un método nuevo para el diseño de pilotes hincados.

El objetivo fue modelar una gran variedad de pilotes prototipo para representar de manera muy ajustada a la realidad el comportamiento de los pilotes usados en la práctica.

4.4.2. Centrifuga geotécnica

Todos los ensayos se efectuaron en la centrifuga geotécnica de brazo giratorio de la Universidad de Londres. Esta centrifuga es del tipo Acutronic 661 con un radio de 1,80 m y una capacidad de 40 g-ton. La plataforma basculante se sitúa en un extremo del rotor y tiene dimensiones de 500 mm x 700 mm con una altura de uso de 500 mm.

Se utilizaron 4 sensores de medición de la tensión en la base para detectar desequilibrios. Las señales de estos sensores son monitoreadas continuamente y la máquina se apaga automáticamente si el desequilibrio excede del máximo preestablecido (15 kN).

4.4.3. Preparación del modelo y materiales

Para la preparación del modelo se desarrolló un dispositivo formado por un transmisor de fuerza para el hincado de pilotes y un contenedor, capaces de trabajar con aceleraciones de hasta 200 g. Un esquema de este dispositivo se muestra en la figura 28.

El transmisor de fuerza es accionado mediante un motor servocontrolado. La fuerza de hincado máxima teórica es de aproximadamente 50 kN. El pilote es instalado en funcionamiento a velocidades comprendidas entre los 0,05 mm/s y los 2 mm/s.

Los transductores de desplazamiento (LVDTs) permitían medir los asientos experimentados por la muestra durante los ensayos.

Un total de 10 transductores permitían medir continuamente las tensiones radiales, el rozamiento por fuste y la resistencia en la punta. El pilote tenía un diámetro de 16 mm y se encontraba cerrado en su punta con una penetración máxima en el interior de la muestra de suelo de 375 mm. En los ensayos llevados a cabo a 200 g, estas medidas

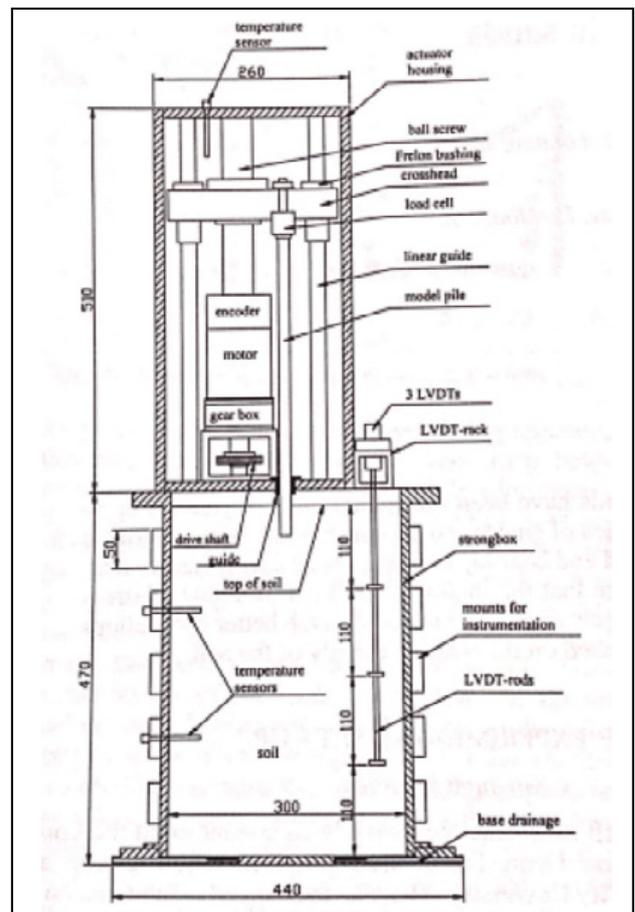


Figura 28. Dispositivo del transmisor de fuerza y contenedor (dimensiones en mm) (Klotz y Taylor, 2002).

equivalen a un pilote prototipo de 3,2 m de diámetro y 75 m de longitud.

Una característica que hacía único este modelo era la instrumentación utilizada para medir los esfuerzos radiales totales. Esto hacía que el ángulo de fricción en la interfaz (θ) pudiese ser medido en lugar de estimado mediante formulaciones empíricas.

Como se señaló anteriormente, se emplearon dos tipos de arena en el modelo, la primera se trataba de una arena cuarcítica conocida en la literatura como “Leighton Buzzard Sand” (LBS) y la segunda consistía en una arena carbonática denominada “Dog’s Bay Sand” (DBS). Las propiedades índice de ambas arenas están recogidas en la tabla 4.

Tabla 4. Parámetros de las arenas utilizadas como modelo en los ensayos (Klotz y Taylor, 2002)

TIPO DE ARENA	Leighton Buzzard	Dog’s Bay
<i>Mineralogía</i>	Silíceo	Carbonato Cálcico
<i>Forma de las partículas</i>	Redondeada-Subredondeada	Fragmentos de conchas, angulosos
d ₅₀	0,18 mm	0,20 mm
d ₆₀	0,19 mm	0,22 mm
d ₁₀	0,16 mm	0,15 mm
U _c = d ₆₀ /d ₁₀	1,20	1,47
ρ _s	2,65 g/cm ³	2,71 g/cm ³
e _{max}	1,01	2,84
e _{min}	0,72	1,37
φ’ _c	32°	40°

Todos los ensayos se llevaron a cabo en arena seca. Para la obtención de muestras flojas, la arena se dejaba caer en forma de lluvia mientras que para conseguir muestras densas la arena se compactaba mediante vibración.

El modelo era colocado en la centrífuga y posteriormente se conectaba al transmisor de fuerza. A continuación, la centrífuga se aceleraba hasta la aceleración deseada y el pilote se introducía en la arena a una velocidad constante. En algunos ensayos se aplicaron ciclos de descarga y recarga a diferentes profundidades antes de alcanzar la profundidad de penetración final. Por último, el pilote era extraído para simular el fallo a tracción.

Se realizaron un total de 23 ensayos fiables, de los cuales, 10 se efectuaron con arena "Leighton Buzzard" y 13 con arena "Dog's Bay". En la tabla 5 se muestran algunos de los modelos usados en los ensayos y los valores de la aceleración elegida, además de las dimensiones del pilote prototipo, las profundidades de penetración final y las densidades relativas.

Tabla 5. Configuración de algunos de los ensayos más representativos (Klotz y Taylor, 2002)

test	Pile No.	Acceleration N·g	I _{d1} / I _{d2} [%]	pile diameter d _p [m]	Max. pile penetration z _p [m]
CLBS-14	4	50g	7/14	0.8	18
CLBS-16	4	100g	11/22	1.6	35
CLBS-19	3	100g	6/18	1.6	34
CLBS-18	4	200g	8/23	3.2	70
CLBS-17	4	100g	56/57	1.6	36
CDBS-5	4	50g	8/19	0.8	18
CDBS-7	4	100g	6/24	1.6	34
CDBS-11	3	200g	11/33	3.2	65
CDBS-10	4	200g	50/66	3.2	69
CDBS-4	4	200g	65/73	3.2	69

Nota: I_{d1} hace referencia a la densidad relativa en condiciones de 1 g previas al ensayo y I_{d2} se refiere a la densidad relativa con los niveles de g alcanzados en el ensayo.

4.4.4. Resultados

Los resultados de los ensayos con las configuraciones expuestas en la tabla 5 se resumen en la tabla 6, siendo q_b la resistencia unitaria en la punta, N_q el factor de capacidad

Tabla 6. Resultados de algunos de los ensayos realizados (Klotz y Taylor, 2002)

test	I _{d1} / I _{d2} [%]	q _b [MPa]	N _q	q _{s,av} [kPa]	σ' _{r,av} [kPa]	δ [°]
CLBS-14	7/14	5.0	22	21	106	11
CLBS-16	11/22	9.4	20	49	229	12
CLBS-19	6/18	8.9	20	38	115	18
CLBS-18	8/23	17.0	18	104	390	15
CLBS-17	56/57	15.5	31	69	250	15
CDBS-5	8/19	4.4	26	14	79	10
CDBS-7	6/24	6.1	19	18	104	10
CDBS-11	11/33	8.8	13	34	100	19
CDBS-10	50/66	10.2	14	35	106	17
CDBS-4	65/73	11.0	15	24	175	8

de carga, q_{s,av} la resistencia unitaria en el fuste promedio y σ' _{r,av} la tensión radial efectiva promedio.

En las siguientes figuras se representan la resistencia unitaria por punta respecto a la profundidad para la arena cuarcítica y carbonática respectivamente. Los resultados obtenidos se comparan con las recomendaciones de las guías de diseño API-RP2A y la DIN 1054-100.

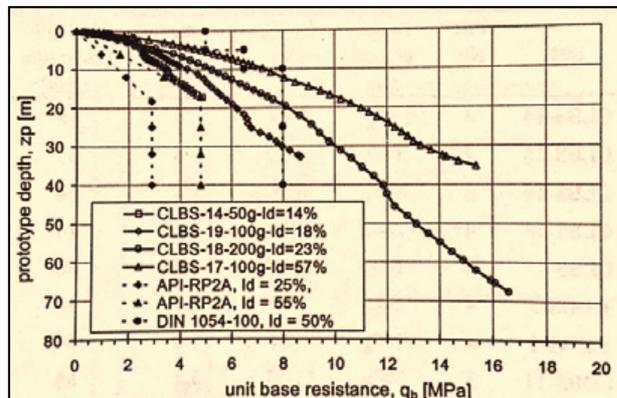


Figura 29. Resistencia unitaria por punta durante la instalación del pilote en la arena Leighton Buzzard (Klotz y Taylor, 2002).

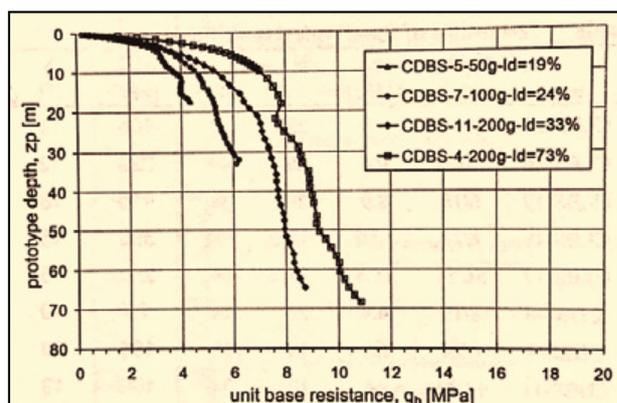


Figura 30. Resistencia unitaria por punta durante la instalación del pilote en la arena Dog's Bay (Klotz y Taylor, 2002).

Con la representación de los datos se observó que, en la arena cuarcítica, para pequeñas profundidades, los datos del ensayo CLBS-17 se ajustaban bastante a los de la norma DIN 1054-100. En cambio, el método API subestima la resistencia unitaria por punta para pilotes cortos en comparación con los datos obtenidos en los ensayos del estudio.

En el análisis de los resultados de los ensayos de las arenas cuarcíticas se observaron pocas evidencias de la existencia de valores limitantes como sugieren la API-RP2A y la DIN 1054-100. Esta idea confirmaba que la introducción de valores limitantes conduce a diseños conservadores en el caso de pilotes largos.

Comparando los datos de los dos tipos de arena se señaló que, si se usara como criterio de diseño para la resistencia por punta, la densidad relativa de la arena, en el caso de la arena Dog's Bay se estaría cerca de la rotura para densidades relativas similares. Esto se observa comparando los ensayos CDBS-11 y CLBS-18 en las gráficas anteriores. La resistencia unitaria por punta medida en el ensayo CDBS-11 es la mitad que la obtenida en el CLBS-18.

Además, en los ensayos realizados en las arenas carbonáticas, se observó un punto en el cual la resistencia

unitaria por punta se reduce con la profundidad y da lugar a una forma característica de la curva. Este punto fue señalado como la profundidad a la cual la tensión es suficientemente grande para producirse la rotura de los granos de arena.

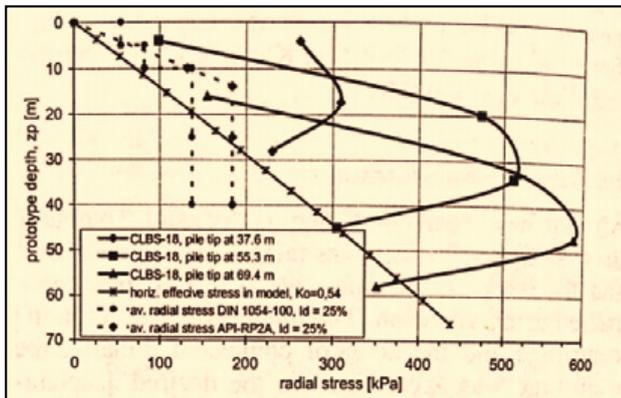


Figura 31. Perfil de tensiones radiales durante la instalación del pilote en el ensayo CLBS-18 comparado con las recomendaciones de diseño (Klotz y Taylor, 2002).

En lo que se refiere a las tensiones radiales, la figura 31 muestra la distribución de éstas con la profundidad a lo largo del pilote a tres profundidades durante la realización del ensayo CLBS-18.

Se observa una distribución en forma de campana de las tensiones radiales con la profundidad. El pico máximo de tensión ocurre a aproximadamente 14 diámetros por encima de la punta del pilote. Además, todas las medidas están claramente por encima del perfil estimado mediante el coeficiente de empuje al reposo y sobre los dados en las guías de diseño.

En la figura 32 se indican los valores promedio de la resistencia unitaria por fuste. No se observaron evidencias de que la resistencia unitaria por fuste alcanzara un valor límite. Sin embargo, los valores de diseño representados son aproximadamente el doble que los medidos, aunque las tensiones radiales fueran significativamente más bajas.

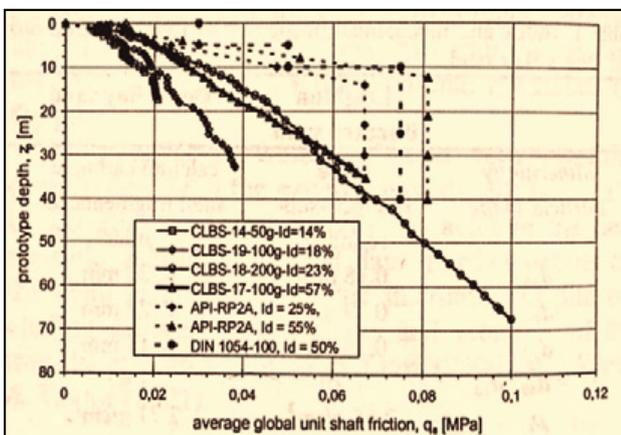


Figura 32. Resistencia unitaria por fuste promedio durante la instalación del pilote en la arena Leighton Buzzard comparado con las recomendaciones de diseño (Klotz y Taylor, 2002).

Por último, con la idea de crear nuevos procedimientos de diseño se propuso un método basado en la cuantificación del estado tensional in situ del suelo en relación

con la línea de estado crítico (CSL). En sus estudios, Klotz y Taylor (2002) determinaron la posición de la línea de estado crítico de cada arena mediante ensayos triaxiales. En la figura 33 se ilustra la relación entre el factor de capacidad de carga (N_q), calculado como la resistencia de la base medida dividida entre la tensión vertical efectiva a la profundidad de la punta del pilote antes de ser instalado, y el parámetro del estado de tensiones (R_s) entendido como el ratio entre el estado tensional inicial y el crítico, calculado mediante la CSL obtenida en los ensayos triaxiales.

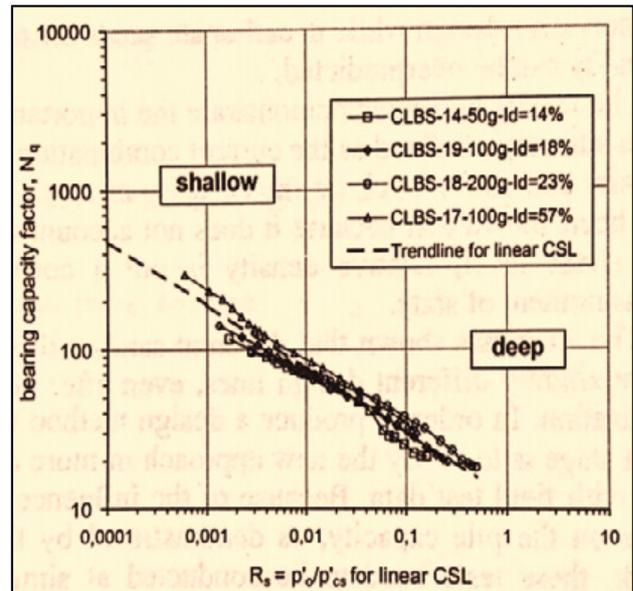


Figura 33. Relación entre N_q y R_s durante la instalación del pilote en la arena Leighton Buzzard usando la CSL (Klotz y Taylor, 2002).

Se observa que existe una relación única entre N_q y R_s que se mantiene independientemente del nivel de g y de la densidad inicial. El factor de capacidad de carga disminuye con el incremento de la penetración y en las proximidades de la CSL.

Relaciones similares se obtuvieron en los ensayos realizados en la arena Dog's Bay y para la fricción por fuste en ambas arenas. Sin embargo, la pendiente de la línea en el caso de la arena Dog's Bay era más empinada. Esto indica que aunque los granos de la arena carbonática son más débiles, comenzando la rotura de las partículas a la presión de 200 kPa, la resistencia en la base de los pilotes para estados similares sería mayor que en la arena silícea.

5. CONCLUSIONES

La modelización geotécnica en centrífuga, mediante la aceleración del campo gravitatorio, consigue reproducir fielmente las tensiones existentes en el prototipo (escala real) en el modelo (centrífuga), rigiéndose por el principio:

$$N \cdot g = r \cdot \omega^2$$

En la modelización centrífuga se ensaya un modelo a escala $1/N$ de un prototipo en el campo de gravedad acelerado. La gravedad es aumentada por el mismo factor geométrico N relativo al campo gravitatorio terrestre.

Al depender el comportamiento del suelo de su estado tensional, este tipo de modelización centrífuga constituye un

método adecuado para predecir su comportamiento y realizar diseños adecuados sin necesidad de efectuar ensayos a escala real.

La modelización en centrífuga de pilotes permite establecer curvas carga-asiento, estudiar la distribución de tensiones y conocer el comportamiento de las cimentaciones bajo cargas de trabajo normales y bajo condiciones extremas de carga.

Los ensayos a escala real efectuados para contrastar los ensayos en centrífuga en pilotes sometidos a carga axial y lateral han dado resultados similares.

Mediante la modelización en centrífuga se pueden obtener curvas p-y a diferentes profundidades de pilotes sometidos a carga lateral y la distribución de la resistencia por fuste con la profundidad en pilotes sometidos a tracción.

El estudio de rozamiento negativo en pilotes puede ser estudiado mediante ensayos en centrífuga, pudiéndose determinar la localización del plano neutro.

El diseño de las cimentaciones de monopilotes de gran tamaño para cimentaciones de parques eólicos “offshore” implica bastante incertidumbre lo que conlleva a diseños bastante conservadores. Por tanto, la modelización en centrífuga de este tipo de estructuras está reportando resultados y datos empíricos fiables para la reinterpretación de las actuales recomendaciones de diseño.

6. REFERENCIAS

Andersen, K.H., Jostad, H.P., y Dyvik, R. (2008). Penetration resistance of offshore skirted foundations and anchors in dense sand. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental engineering*, 134(1): pp. 106-116.

Bruno, D. (1999). *Dynamic and static load testing of driven piles in sand*. PhD Thesis. Perth (Australia): The University of Western Australia.

De Nicola, A., y Randolph, M.F. (1999). Centrifuge modelling of pipe piles in sand under axial loads. *Géotechnique*, 49(3): pp. 295-318.

Fioravante, V. (2002). On shaft friction modelling of non-displacement piles in sand. *Soil Found*, 42(2): pp. 23-33.

Jeanjean, P. (2009). Re-assessment of p-y curves for soft clays from centrifuge testing and finite element modelling. *OTC-20158-MS. Offshore Technology Conference, Houston, Texas*.

Jimenez, E. y Melentijevic, S. (2015a). Centrifuga geotécnica. *Ingeniería Civil*, nº 178, pp. 85-94.

Jimenez, E. y Melentijevic, S. (2015b). Aplicación de ensayos de centrífuga en distintas técnicas de mejora del terreno. *Ingeniería Civil*, nº 180, pp. 19-32.

Klinkvort, R.T., Poder, M., Truong, P., y Zania, V. (2016). Centrifuge modelling of rigid piles in soft clay. *Proceedings of the 3rd European Conference on Physical Modelling in Geotechnics*.

Klotz, U., y Taylor, R.N. (2002). Modelling the behaviour of driven piles in sands. *Physical Modelling in Geotechnics: ICPMG 2002*, Phillips, Guo and Popescu (eds.), pp. 637-642. Lisse: Balkema.

Kog, Y.C. (1990). Downdrag and axial load on piles. *Ground Engineering*, 23(3): pp. 24-30.

Ladd, C.C., y Foott, R. (1974). A new design procedure for stability of soft clays. *Journal of the Geotechnical Engineering Division (ASCE)*, 100(7): pp. 763-786.

Lee, C.J. (2001). *The influence of negative skin friction on piles and in pile groups*. PhD Thesis. Cambridge (United Kingdom): University of Cambridge.

Lehane, B.M., Gaudin, C., y Schneider, J.A. (2005). Scale effects on tension capacity for rough piles buried in dense sand. *Géotechnique*, 55(10): pp. 709-719.

Leung, C.F., Liao, B.K., Chow, Y.K., Shen, R.F., y Kog, Y.C. (2004). Behaviour of pile subject to negative skin friction and axial load. *Soil and foundations*. Japanese Geotechnical Society, 44(6): pp. 17-26.

Madabhushi, G. (2015). *Centrifuge Modelling for Civil Engineers*. Boca Raton (FL/USA): CRC Press.

Matlock, H. (1970). Correlations for design of laterally loaded piles in soft clay. OTC 1204-MS. *Proceedings of the 2nd Offshore Technology Conference, Houston, Texas*.

Muir Wood, D. (2004). *Geotechnical Modelling*. London: Taylor and Francis Group.

Taylor, R.N. (1995). *Geotechnical Centrifuge Technology*. London: Blackie Academic & Professional.

Thomas, J., Fahey, M., y Jewell, R.J. (1998). Pile down-drag due to Surface loading. *Proc. Int. Conf. Centrifuge 98, Tokio*, pp. 507-512. Rotterdam: Balkema.

Tomisawa, K., y Nishikawa, J. (2000). An evaluation of negative skin friction occurring on a pile foundation. *Proc. GeoEng. 2000 Conference, Melbourne*.

Urraca Lara, G. (2018). *Modelización geotécnica de pilotes en centrífuga*. Tesina Máster en Mecánica del Suelo e Ingeniería Geotécnica. Madrid: CEDEX-UNED.

White, D.J., Randolph, M.F., y Thomson, B. (2005). An image-based deformation measurement system for the geotechnical centrifuge. *IJPMG-International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*, 5(3): pp. 1-12.

Normativa

API RP2A (1991). *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*, 19th Edition. Washington, DC: American Petroleum Institute.

API (2011). *ANSI/API Recommended Practice 2GEO*, 1st Edition, Petroleum and Natural Gas Industries: Specific Requirements for Offshore Structures. Part 4. *Geotechnical and foundation design considerations*. Washington, DC: American Petroleum Institute.

DIN 1054-100. (1996). *Sicherheitsnachweise im Erd und Grundbau, Vornorm*. Normenausschuss Bauwesen (NABau) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V.