

COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE PILOTES GEOTÉRMICOS. ESTUDIOS EXPERIMENTALES

Mechanical behaviour of energy piles. Experimental studies

Fernando Pardo de Santayana^a, Cristina de Santiago^b, María de Groot^c

^a Laboratorio de Geotecnia del CEDEX, España

^b Instituto Geológico y Minero de España, España

^c Ministerio de Derechos Sociales y Agenda 2030, España

RESUMEN – El artículo se centra en los estudios experimentales sobre el comportamiento mecánico de los pilotes geotérmicos. Se presenta de forma resumida el proyecto español PITERM (2011-2013), sobre un pilote experimental de hormigón prefabricado, hincado en Valencia, y sometido a cargas mecánicas y térmicas, simulando su funcionamiento durante el verano, en modo climatización. Se incluye una breve revisión de pruebas experimentales realizadas en diferentes países, cuyos resultados van al encuentro de los obtenidos en PITERM, confirman el modelo conceptual representativo de un comportamiento termo-elástico, para los niveles de cargas térmicas esperables en las aplicaciones reales, y revelan la importancia del perfil de terreno atravesado y de las condiciones de restricción en pie y cabeza del pilote. Se hace también una pequeña revisión de trabajos experimentales sobre modelos a escala reducida en centrífuga, y se finaliza con algunos apuntes sobre las líneas de investigación más recientes a nivel internacional.

SYNOPSIS – The paper focuses on experimental studies on the mechanical behavior of energy piles, subjected to thermal and mechanical loads simultaneously. The PITERM Spanish project (2011-2013) is presented and summarized, consisting of an experimental pre-cast driven pile in Valencia, subjected to mechanical and thermal loads, simulating its use working as a cooling system, during summertime. A brief review of experimental tests carried out recently in different countries is included. The results of these tests meet those obtained in the PITERM project. All of them confirm the conceptual model representative of a thermo-elastic behavior, for the levels of thermal loads expected in the actual applications. Additionally, they reveal the importance of the ground geotechnical profile and the conditions of restriction at toe and head of the pile. A basic overview of physical modeling tests in geotechnical centrifuge and some notes on the latest research lines at the international level are also included.

Palabras Clave – Pilote geotérmico, comportamiento termo-mecánico, ensayo a escala real.

Keywords – Energy pile, thermo-mechanical behaviour, full-scale test.

1 – INTRODUCCIÓN

El aprovechamiento de la energía geotérmica somera en un edificio o estructura se basa en la mayor eficiencia energética del intercambio de calor con el terreno, en vez de con el aire, por su mayor estabilidad térmica frente a oscilaciones estacionales y por su capacidad de almacenamiento de calor. Se consigue la calefacción del edificio en la estación fría y su refrigeración en el verano a través del intercambio de calor con el terreno, con la ayuda de una bomba de calor, con un

E-mails: f.pardo.s@cedex.es (F. Santayana), c.desantiago@igme.es (C. Santiago), mdegrvia@gmail.com (M. Groot)

ORCID: orcid.org/0000-0002-1538-7338, orcid.org/0000-0002-2523-1062, orcid.org/0000-0002-1440-9531.

considerable ahorro energético. De especial interés para la ingeniería geotécnica son las instalaciones de aprovechamiento térmico asociadas a elementos estructurales como muros-pantalla, losas o, como el caso en cuestión, pilotes. Los pilotes termoactivos deben compaginar su función estructural con la de intercambiadores de energía con el terreno, aprovechando la elevada capacidad de transferencia térmica del hormigón, para lo cual se colocan en su interior conducciones hidráulicas por las que circula fluido caloportador. Para el adecuado funcionamiento como elemento de cimentación del pilote, debe verificarse que ni su comportamiento estructural ni su capacidad portante (resistencia por fuste y por punta) se ven significativamente afectados por los ciclos de intercambio de calor con el terreno.

Para la activación térmica de un pilote, in situ o prefabricado, se introduce en su interior una serie de tubos de plástico, generalmente de polietileno de alta densidad, en cuyo interior circula el fluido portador del calor. Normalmente, en el caso de pilotes in situ, los tubos se atan a la armadura del pilote y se introducen en el terreno con ella antes del hormigonado. Debido a los cambios de temperatura a los que se ven sometidos, el comportamiento geotécnico de los pilotes resulta más complejo en función del rango de oscilación térmica, las condiciones del terreno circundante y los grados de libertad que permiten su movimiento o deformación. En primer lugar, debido al aumento o disminución de la temperatura, el pilote tenderá a expandir o contraer proporcionalmente a su coeficiente de dilatación térmica. El terreno que se encuentra en torno al pilote constriñe esta tendencia a la dilatación o contracción, generando en consecuencia tensiones internas de origen térmico, denominadas cargas térmicas. Por otro lado, las variaciones cíclicas de temperatura pueden afectar al comportamiento geotécnico del terreno que rodea el pilote. Además, las diferencias de temperatura pueden producir gradientes hidráulicos parásitos de origen térmico. Finalmente, las oscilaciones térmicas del pilote ocasionadas por su explotación como elemento termoactivo son cíclicas, con periodicidades diarias, mensuales y anuales. La temperatura se convierte así en una sollicitación de tipo dinámico que puede afectar al comportamiento a largo plazo del sistema suelo-estructura.

El comportamiento mecánico de pilote geotérmico se puede explicar, en primera aproximación, a partir del modelo propuesto por Bourne-Webb *et al.* (2013), creado a partir de experiencias pioneras en Austria, Inglaterra y Suiza. Si una columna equivalente en composición y longitud al pilote estudiado es sometida a una carga térmica sin restricciones físicas a su movimiento o deformación axial, se desarrollará una deformación uniforme de origen térmico (ε_T): $\varepsilon_T = \lambda \cdot \Delta T$, donde ε_T es la deformación axial debido a la carga térmica aplicada, λ es el coeficiente de dilatación térmica ($^{\circ}\text{C}^{-1}$) y ΔT es la diferencia de temperatura ($^{\circ}\text{C}$). En tales condiciones, la longitud del pilote variará: $\Delta L_{\text{libre}} = \varepsilon_T \cdot L_0$, donde L_0 es la longitud inicial del pilote (m). El valor de ΔL_{libre} constituye, por lo tanto, una cota superior del valor del desplazamiento de la cabeza del pilote por efecto térmico. Si, por el contrario, el pilote se encuentra totalmente restringido y no se le permite deformarse axialmente variando su longitud, se desarrollará una carga axial uniforme de origen térmico, N_T , (kN): $N_{T;\text{fijo}} = \varepsilon_T \cdot A \cdot E$, donde A es el área de la sección del pilote (m^2) y E es el módulo de Young (Pa) del material que compone la columna. Este valor, $N_{T;\text{fijo}}$, es, a su vez, el límite superior que puede adoptar la carga axial debida al efecto térmico. Por otro lado, si se asume que el terreno es homogéneo, que la resistencia generada es uniforme a lo largo de todo el fuste, que no hay constricciones en cabeza y pie del pilote, que no hay cargas mecánicas y que los cambios térmicos son uniformes en toda su longitud del pilote, el máximo de la carga axial generada térmicamente (por calentamiento o enfriamiento) se situará en el punto medio de la longitud del pilote; en ese punto, la deformación de origen térmico será nula y las tensiones tangenciales fuste-pilote invierten su sentido; ese punto se denomina punto o plano neutro, y su profundidad real dependerá de las condiciones de contorno: cargas mecánicas, variaciones de la resistencia por fuste a lo largo del pilote, restricciones en cabeza y pie (Bourne-Webb y Bodas Freitas, 2020). En la Figura 1 se representan diferentes casos simplificados, correspondientes a un pilote flotante, resistiendo sólo por fuste, sin constricciones por punta o cabeza, de acuerdo con este modelo.

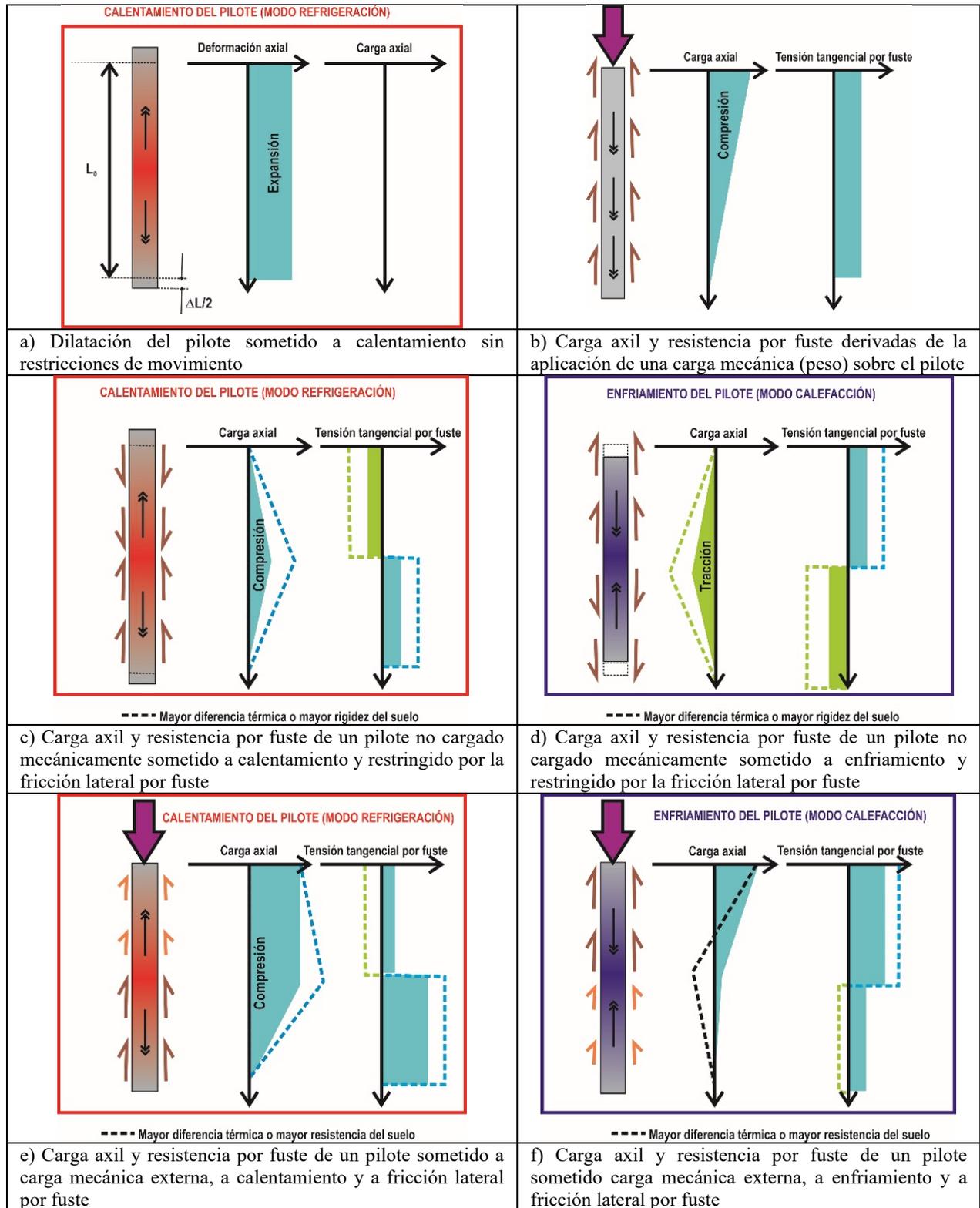


Fig. 1 – Modelo simplificado de comportamiento termo-mecánico de un pilote flotante (adapt. de Bourne-Webb *et al.*, 2013).

Diferentes experiencias y proyectos de investigación se han llevado a cabo en los últimos años para conocer los fenómenos de transferencia de calor y de carga mecánica entre un pilote geotérmico y el terreno circundante bajo las acciones combinadas mecánicas y térmicas, en particular, en

términos de restricciones de movimiento en la cabeza, fuste y punta del pilote y de generación de tensiones internas y deformaciones. En los apartados siguientes se presentan algunos de ellos, así como las líneas de estudio actuales sobre la cuestión.

2 – ANTECEDENTES: PRIMEROS ESTUDIOS Y EXPERIENCIAS

Los antecedentes de este tipo de tecnología hay que situarlos en varios países europeos como Austria (Brandl, 2006), Suiza (Laloui *et al.*, 2003; 2006; Laloui, 2008; 2011), Inglaterra (Bourne-Webb *et al.*, 2009; 2013, Amatya *et al.*, 2012) o Alemania (Katzenbach *et al.*, 2008, 2011), algunos de ellos con una notable trayectoria de utilización. Ya en el año 2003 (Laloui, 2008), de los 1110 GWh de energía geotérmica producidos en Suiza en el año, un 1,2 %, (13 GWh) fueron extraídos del terreno mediante cimentaciones termoactivas. Se relacionan a continuación algunas de estas experiencias pioneras.

2.1 – Ensayo experimental in situ de un pilote geotérmico en Austria

El Centro de Rehabilitación de Bad Schallerbach (Viena) es un edificio de siete plantas, dos de ellas subterráneas, con un volumen de 90.000 m³, una superficie útil de 21.500 m² que se construyó en una pendiente inestable proclive al deslizamiento. Brandl (2006) describe con detalle la obra, la instrumentación y los resultados obtenidos. La cimentación de este edificio se realizó en los años 1994-1995. Se construyeron 175 pilotes in situ de 120 cm de diámetro y diferentes profundidades, entre 9 y 18 m, de los cuales, 143 son geotérmicos. Uno de los pilotes fue instrumentado mediante células de presión en pie y cabeza, extensómetros a tres niveles del fuste y medidores de temperatura a cinco niveles diferentes, con el fin de estudiar los efectos de los cambios de temperatura en la capacidad portante, en particular, en la resistencia por fuste movilizada a lo largo del tiempo y, en especial, durante la extracción de energía. En la Figura 2 se observa el perfil de deformaciones debidas a las cargas mecánicas, térmicas y totales. Se representan las deformaciones medidas entre febrero de 1996 y febrero de 1998, período que incluye la fase final de construcción del edificio y la primera fase estacional de aprovechamiento geotérmico, iniciado en otoño de 1997. Se observa claramente que el efecto de la carga mecánica domina la parte superior del pilote y disminuye a medida que aumenta la profundidad y se va transfiriendo por fuste al terreno.

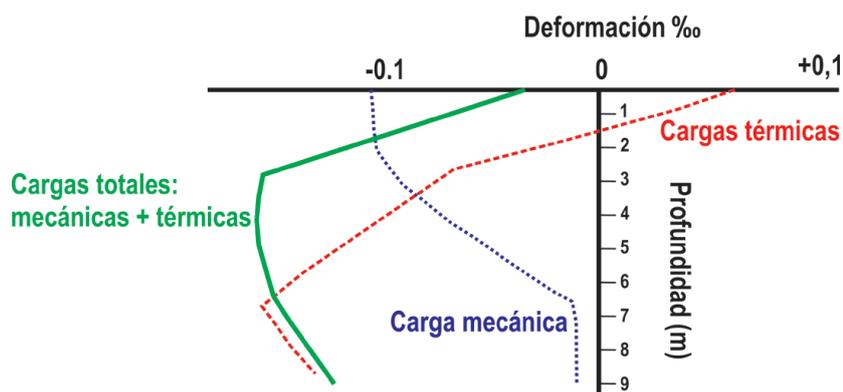


Fig. 2 – Perfil en profundidad de las deformaciones de origen mecánico, térmico y totales (trad. de Brandl, 2006).

Por otro lado, las deformaciones debidas a cargas de origen térmico se incrementan notablemente con la profundidad, llegando, en este caso, a ser muy importantes en la parte inferior del pilote. En definitiva, la deformación total generada por la suma de ambas cargas (mecánicas + térmicas) resulta ser considerablemente mayor que la generada únicamente a partir de cargas mecánicas.

2.2 – Ensayo experimental in situ de un pilote geotérmico en Suiza

Aprovechando la construcción de un edificio nuevo en la École Polytechnique Fédérale de Lausana (Suiza), se activó térmicamente uno de los 97 pilotes de la cimentación. Los detalles del estudio se desarrollan en los trabajos de Laloui *et al.* (2003, 2006). La cimentación del edificio, de 100 m de longitud por 30 m de anchura, consistía en 97 pilotes con una longitud media aproximada de 25 m. El pilote ensayado (Figura 3a), de 25,8 m de longitud y 0,88 m de diámetro, contaba en su interior con un intercambiador de polietileno de alta densidad en U simple. Además, se instalaron numerosos sensores con el fin de registrar deformación, temperatura y carga durante el estudio (Laloui *et al.*, 2006): 28 extensómetros de cuerda vibrante para medir las deformaciones verticales a lo largo del pilote; 24 sensores de fibra óptica de 1m de largo para medir la deformación axil; 5 sensores de fibra óptica de 2 metros de largo para medir las deformaciones radiales a 5 profundidades diferentes; 4 extensómetros de cuerda vibrante en cabeza del pilote; y 1 célula de carga para medir la carga en la punta del pilote.

La carga mecánica fue la ejercida por el peso del propio edificio en construcción. Se realizó un ciclo térmico (calentamiento y enfriamiento posterior) antes del inicio de la construcción del edificio y, posteriormente, un ciclo térmico tras la construcción de cada una de las seis plantas del edificio. La diferencia entre el primer ciclo térmico y los sucesivos radica en las condiciones de ensayo. Antes del inicio de la construcción del edificio, el pilote no estaba sometido a ninguna carga mecánica externa que restringiese sus movimientos. El comportamiento del pilote se deforma condicionado únicamente por la oscilación térmica, el coeficiente de dilatación térmica del pilote y la fricción con el terreno circundante. En los ensayos posteriores, el movimiento vertical en cabeza estuvo condicionado por el peso del edificio construido, dando lugar a que se generasen tensiones internas en el pilote de origen térmico, que se traducían en una carga axil adicional. En la Figura 3b se representan las deformaciones verticales generadas durante el primer ciclo de calentamiento-enfriamiento a una determinada profundidad en el pilote, antes de la aplicación de las sobrecargas mecánicas. Se observa un comportamiento termo-elástico lineal, es decir, con desplazamientos reversibles del pilote con respecto al suelo.

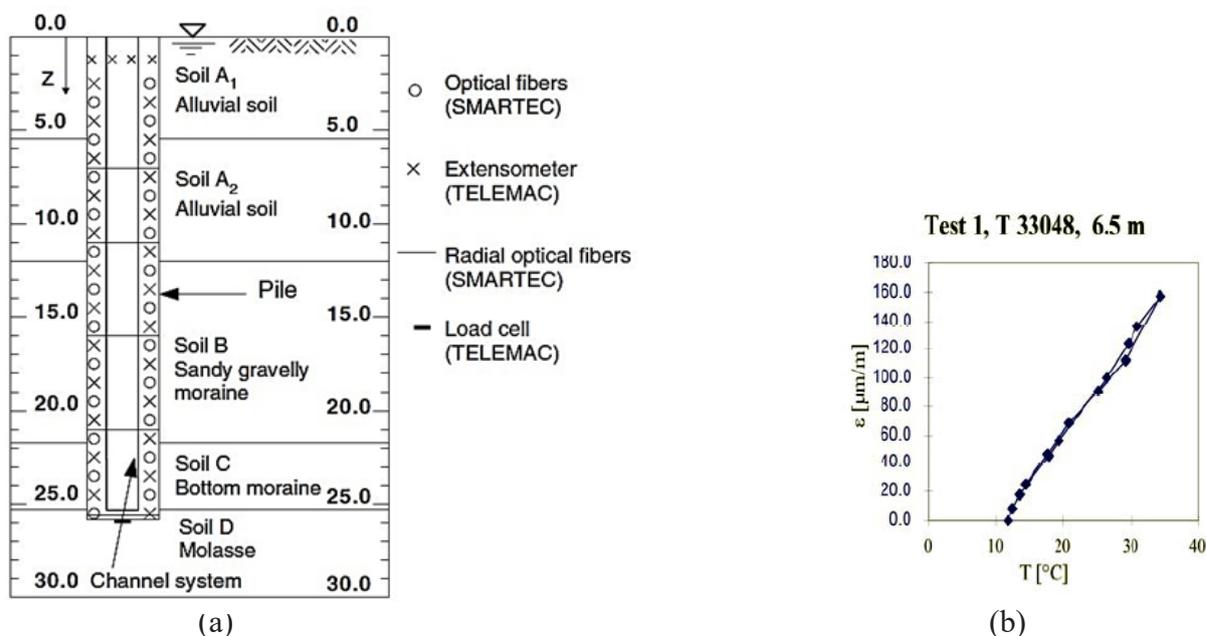


Fig. 3 – Pilote geotérmico de la EPFL de Lausana: (a) Perfil del terreno e instrumentación; (b) evolución de las deformaciones verticales durante el primer ciclo térmico a 6,5 m de profundidad (Laloui *et al.*, 2006).

En la Figura 4 se muestran las tensiones verticales en el pilote en uno de los ciclos de calentamiento. La tensión vertical de origen mecánico es importante en la parte superior del pilote y disminuye con la profundidad hasta casi anularse en la punta. Por el contrario, la carga térmica generada es mayor y más uniforme, actuando con mayor presencia en la punta del pilote. En consecuencia, la carga axial total representa el doble de la carga puramente mecánica, ejerciendo una sollicitación importante en la punta del pilote. Las deformaciones verticales generadas durante la aplicación de los ciclos de calentamiento-enfriamiento no fueron uniformes a lo largo del pilote, sino fuertemente dependientes de la fricción movilizada en el fuste, que a su vez depende de la resistencia y rigidez de cada capa de suelo atravesada. Tal como fueron aplicados los ciclos térmicos en este pilote, primero calentamiento y después enfriamiento, se observó que debido al sentido contrario del desplazamiento vertical del pilote con respecto al terreno, de asiento bajo la carga mecánica, y hacia arriba durante el calentamiento, lo que se producía era una reducción de la fricción lateral movilizada en la superficie de contacto pilote-terreno, sin verse afectada la capacidad resistente por fuste. Concluían los autores, finalmente, que las deformaciones inducidas en el terreno debidas al gradiente térmico impuesto, generaban deformaciones muy limitadas y no afectaban a la presión intersticial ni, por tanto, a la tensión efectiva.

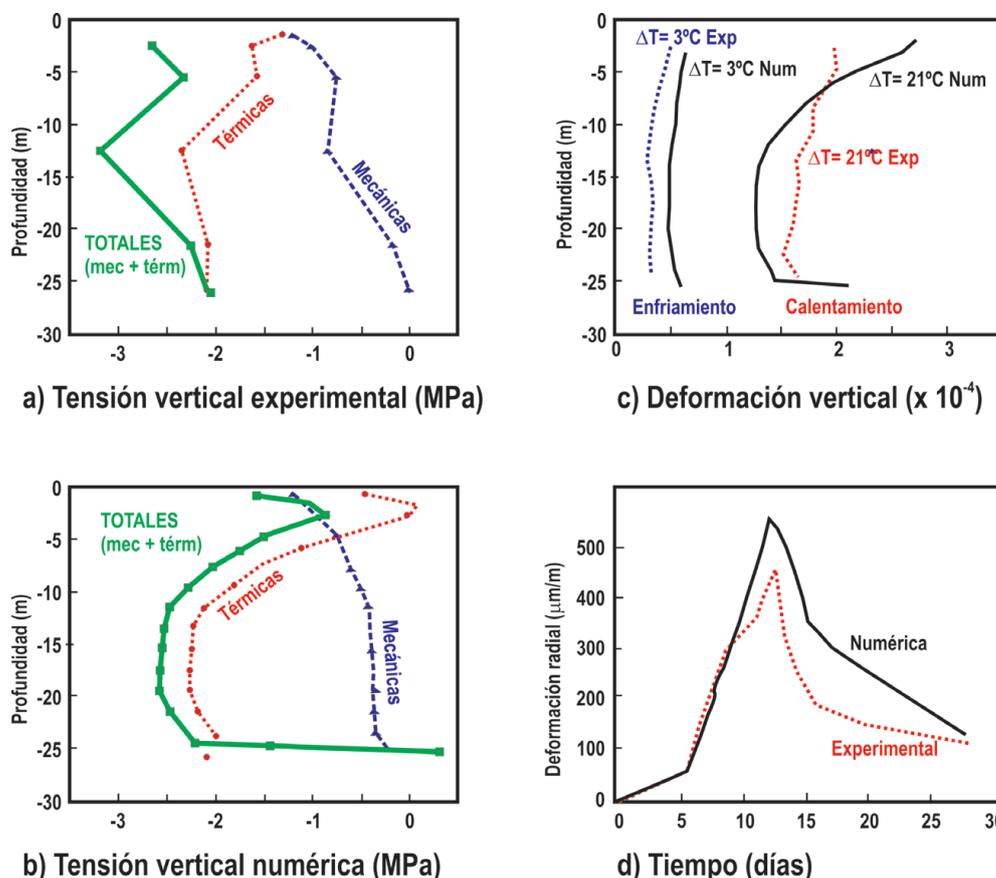


Fig. 4 – Pilote geotérmico de Lausana: a) distribución de tensiones verticales de origen mecánico, térmico y combinado medidas a lo largo del pilote, b) distribución de tensiones verticales, simulación numérica; c) deformaciones axiales de origen térmico durante un ciclo de calentamiento-enfriamiento del pilote; d) deformaciones radiales durante un ciclo de calentamiento-enfriamiento (trad. de Laloui et al, 2006).

2.3 – Pilote geotérmico experimental en Inglaterra

Este pilote experimental formaba parte de la cimentación del Clapham Centre del Lambeth College, al sur de Londres. El ensayo se describe con detalle en (Amis *et al.*, 2008; Bourne-Webb *et al.*, 2009, 2013; Amatya *et al.*, 2012) y constaba de seis elementos: un pilote principal de 23 m de longitud y 600 mm de diámetro, completamente instrumentado, que era calentado a lo largo del ensayo, un pilote sumidero de calor, 4 pilotes de anclaje para la aplicación de la carga mecánica y un sondeo a 0,5 m para medir la evolución de las temperaturas en el terreno a una determinada distancia del foco de calor (Figura 5). El ensayo duró 53 días. Durante 46 días el pilote soportó una carga mecánica de 1200 kN, aplicada mediante gato hidráulico y bastidor con cuatro pilotes de anclaje. La presencia de una célula de carga permitió mantener la carga constante durante todo el ensayo. De esta forma, la cabeza del pilote tenía una cierta libertad de movimiento. La carga térmica fue aplicada mediante una bomba de calor con una potencia de 8kW. De esos 46 días, el pilote fue enfriado 31 días, calentado 12 días y posteriormente enfriado y calentado mediante ciclos térmicos diarios. Se instalaron: 18 extensómetros de cuerda vibrante, a seis niveles diferentes de profundidad; 6 termistores en seis niveles; 5 dispositivos externos para el control de carga en el pilote (LVDT's y una célula de control de carga); dos bucles completos longitudinales, a lo largo de toda la profundidad del pilote, de sensores de fibra óptica, de dos tipos, para medir deformación y temperatura respectivamente. Además, se instalaron dos bucles circulares a dos profundidades diferentes para medir deformaciones radiales. Se pretendía con estas medidas comparar los resultados de los sensores de fibra óptica con los de la instrumentación tradicional. De acuerdo con los autores de este ensayo experimental (Bourne-Webb *et al.*, 2009, 2011; Amatya *et al.*, 2012), los cambios de temperatura daban lugar a incrementos o disminuciones en la resistencia movilizada por fuste, dependiendo de si el pilote era calentado o enfriado. Además, los perfiles de deformación sugerían que la respuesta era termoelástica y los efectos térmicos eran reversibles.

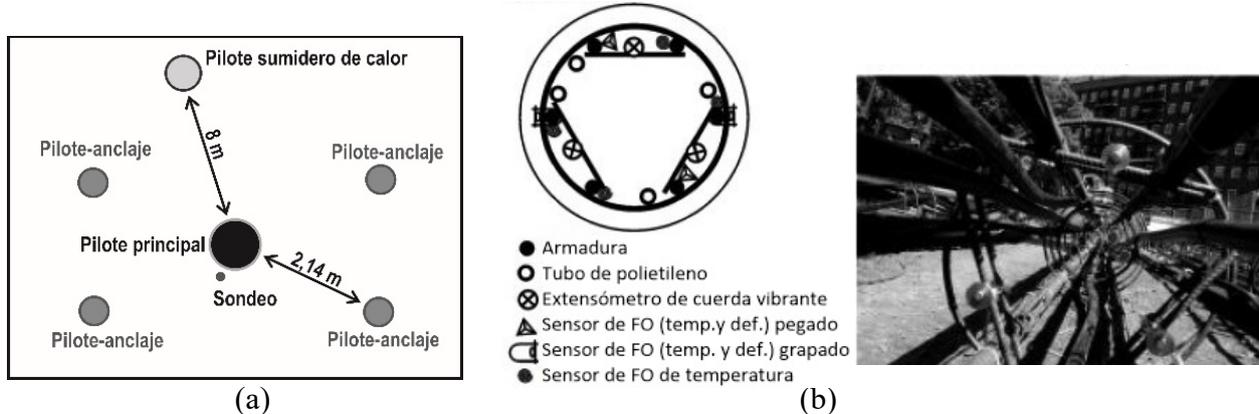


Fig. 5 –Pilote experimental en Lambeth College: (a) esquema del montaje (adapt. de Amis *et al.*, 2008); (b) sección instrumentada y vista de la instrumentación (Bourne-Webb *et al.*, 2009).

3 – PILOTE EXPERIMENTAL HINCADO EN VALENCIA (PROYECTO PITERM)

3.1 – Objetivo del proyecto

En el periodo de tiempo comprendido entre 2011 y 2014, se llevó a cabo en España un proyecto de I+D+i denominado “Caracterización termo-mecánica y nuevas técnicas de diseño de pilotes termo-activos – PITERM”, subvencionado por el Plan Nacional de Investigación Científica, Desarrollo e Innovación Tecnológica (2008-2011). El proyecto de desarrollo experimental PITERM pretendía estudiar el comportamiento termo-mecánico de un pilote prefabricado, debidamente instrumentado, hincado en el campus de la Universidad Politécnica de Valencia y preparado para

funcionar como elemento de cimentación e intercambiador de calor bajo la acción simultánea de cargas mecánicas y térmicas (CEDEX, 2014). El consorcio creado para este proyecto estaba constituido por el CEDEX, la Universidad Politécnica de Valencia (UPV) y las empresas Rodio-Kronsa y Energesis. Aunque, conforme referido, ya se habían realizado pruebas similares en pilotes hormigonados in situ, se disponía de muy poca información sobre el comportamiento de los pilotes prefabricados hincados geotérmicos. Incluso hoy en día, este tipo de información es muy escasa. En este proyecto, previamente a la activación térmica del pilote experimental, se llevaron a cabo dos pruebas in situ de carga estática vertical (Ensayos A y B) para analizar su comportamiento mecánico como elemento de cimentación. Posteriormente, manteniendo constante la carga mecánica de servicio sobre el pilote, se realizaron dos pruebas térmicas (Ensayo C y E). Este estudio dio lugar a una tesis de doctorado (De Groot, 2017) al amparo del programa de becas de doctorado del CEDEX.

3.2 – Montaje de los ensayos

La descripción detallada del pilote, del terreno y del procedimiento de hinca se puede consultar en De Groot (2017). El pilote de hormigón armado fue fabricado en las instalaciones de Rodio-Kronsa de Madrid. Se trataba de un pilote prefabricado hueco de sección cuadrada HCK-350, con las siguientes características: 350 mm de lado; longitud total de 17,4 m, con 2 tramos de 8,70 m de longitud unidos mediante junta ABB (Figura 6), uno con azuche (ciego) y junta, y el otro con junta y zuncho (pasante); hueco interior conformado mediante vaina de acero de diámetro 120 mm y 2 mm de espesor. El hueco central se destinaba a la introducción de los tubos geotérmicos (dos tubos de polietileno (PE) con una configuración en forma de doble U), una vez hincado el pilote, y fue rellenado in situ con un mortero de alta conductividad térmica. La hinca se realizó en la ciudad de Valencia, en terrenos deltaicos. En el local, sito en el campus de la Universidad Politécnica de Valencia, se realizó, previamente a la hinca, un sondeo con toma de muestras inalteradas y ensayos SPT y un ensayo de penetración dinámica superpesada (DPSH), a partir de cuyos resultados se estableció el siguiente perfil geotécnico del terreno: una capa de relleno superficial de grava arenosa compactada, de aproximadamente 1 m de espesor; una segunda capa de arcilla rígida, de 1 m de espesor; una capa de 6 m de espesor de arcillas orgánicas negras blandas; una capa de 3 m de espesor de arenas sueltas; y un nivel formado por capas de gravas arenosas densas, intercaladas con algunos niveles de arcilla rígida entre los 11 y al menos los 27 m de profundidad (Tabla 1). El nivel freático estaba situado a una profundidad de 2,0 m. De acuerdo con el Código Técnico de la Edificación Español (Ministerio de Vivienda, 2006), a partir de los resultados del reconocimiento, se calculó una carga de hundimiento para el pilote de 2571 kN (611 kN de resistencia por fuste y 1960 kN de resistencia por punta) (Pardo de Santayana *et al.*, 2016). En consecuencia, se adoptó una carga de compresión en servicio en cabeza del pilote de 1000 kN.

El pilote fue instrumentado internamente para la medición de las distribuciones de temperatura y tensiones durante las pruebas (Figura 6). Los detalles de la instrumentación interna se pueden consultar en la tesis de De Groot (2017) y en el artículo de De Santiago *et al.* (2016). En resumen, para medir las distribuciones de tensión axial y temperatura a lo largo del pilote, se utilizaron 10 bandas extensométricas, 16 sensores de fibra óptica (OFS) de tipo os3600, de la casa Micron Optics, con un tamaño de 25.4 cm, con una segunda red de fibra de Bragg que permite la compensación por temperatura y distingue medidas de deformación y temperatura; y 14 extensómetros de cuerda vibrante (VWSG) “VWS 2100” de la marca GEONSENSE, fijados a barras diametralmente opuestas de la armadura cada 2 metros y equipados con un termistor, repartidos en los dos tramos de 8,7 metros de longitud del pilote (véanse Figuras 6 y 8). Como el pilote constaba de dos piezas fabricadas, transportadas e hincadas separadamente, hubo que diseñar especialmente el elemento de unión para este proyecto con el fin de permitir la conexión de los cables de instrumentación (VWSG y OFS) desde la mitad inferior del pilote hasta la mitad superior durante la operación de hinca (ver Figura 7(d)). El pilote fue hincado el 27 de junio de 2012. Se llevaron a cabo pruebas de hinca para evaluar la capacidad portante frente a cargas verticales, dando como resultado una resistencia de

punta de 1800 kN y una resistencia por fuste de 711 kN, siguiendo el método Case Pile Wave Analysis Q15 Program (CAPWAP) (Pardo de Santayana *et al.*, 2016).

Tabla 1 – Perfil y parámetros geotécnicos del terreno.

Profundidad, m	Litología	Parámetros geotécnicos
0 – 1,00	Gravas con arenas	$\gamma_{ap} = 18 \text{ kNt/m}^3$ $c' = 0 \text{ kPa}$; $\varphi = 28^\circ$
1,00 – 2,00 (N.F. a 2,00m)	Arcilla firme	$\gamma_{ap} = 20 \text{ kN/m}^3$ $c' = 1 \text{ kPa}$; $\varphi = 26^\circ$
2,00 – 7,80	Arcillas blandas y orgánicas, negruzcas	$\gamma_{ap} = 19 \text{ kN/m}^3$ $c' = 5 \text{ kPa}$; $\varphi = 26^\circ$ $c_u = 20 \text{ kPa}$
7,80 – 26,00	Gravas con arena	$\gamma_{ap} = 22 \text{ kN/m}^3$ $c' = 0-20 \text{ kPa}$; $\varphi = 35^\circ$

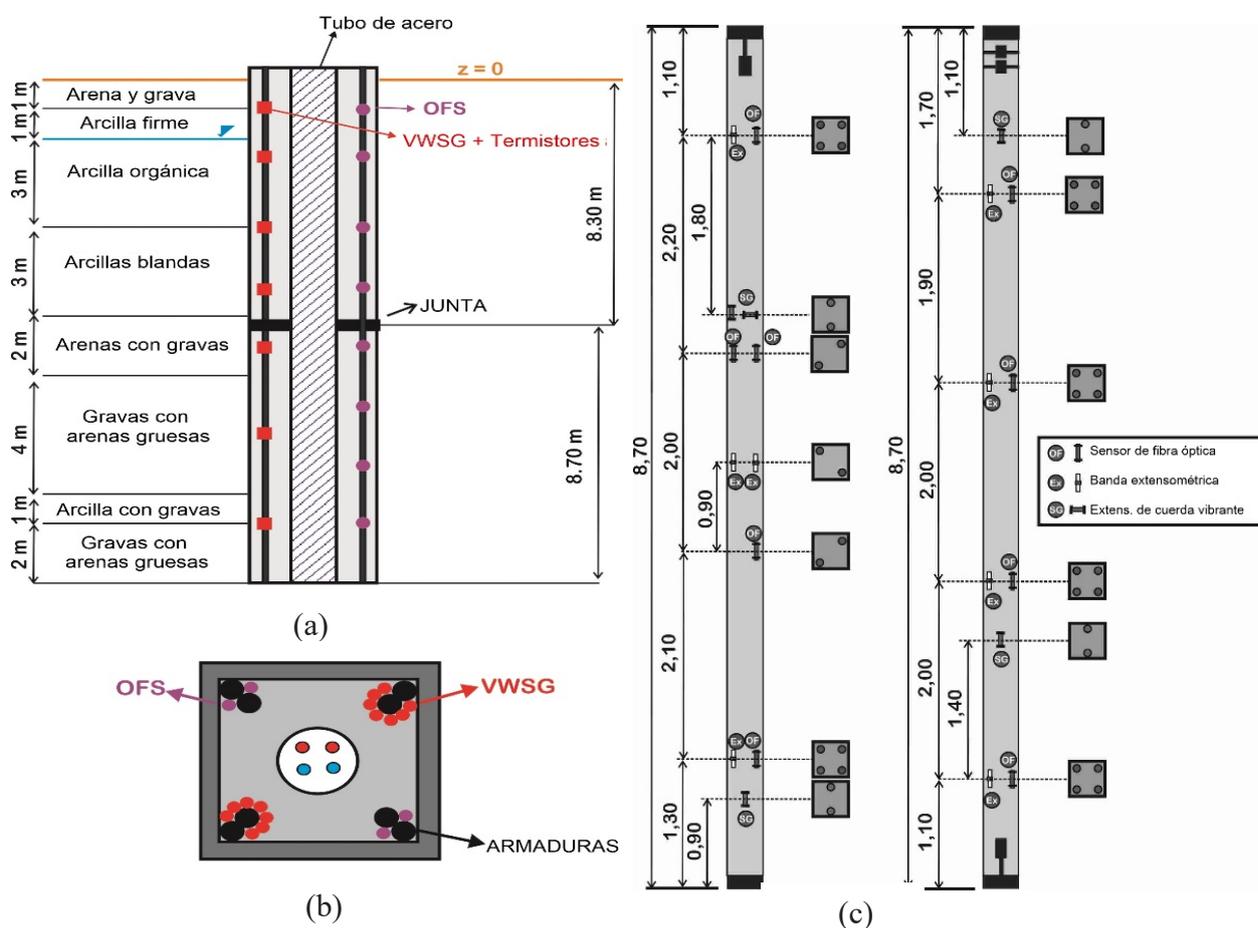


Fig. 6 – Perfil del terreno e instrumentación del pilote PITERM: VWSG, extensómetro de cuerda vibrante; OFS, sensores de fibra óptica: (a) corte vertical; (b) corte horizontal; (c) detalle de la instrumentación (Pardo de Santayana *et al.*, 2020).



Fig. 7 – (a) Vista del pilote en la bancada de prefabricación, mostrando el tubo axil; (b) elemento de junta; (c) sensores fijados a las armaduras; (d) proceso de conexión de cables de instrumentación durante la hinca del pilote; (e) proceso de hinca; (f) introducción de los tubos intercambiadores de calor tras la hinca (De Groot, 2017).

Se necesitaban dos tipos de sistemas de aplicación de carga para los ensayos: mecánicos y térmicos. La carga mecánica se aplicó mediante un gato hidráulico y un bastidor metálico en forma de “T”, como elemento de reacción, fijado al suelo mediante tres anclajes de 25 m de largo y con 5° de inclinación. Una célula de carga calibrada medía la carga real durante toda la prueba (Figura 8). La carga térmica fue proporcionada por una instalación formada por una bomba de calor reversible, un tanque, una válvula de tres vías para regular la temperatura del agua inyectada, un caudalímetro y sondas de temperatura con un registrador de datos para registrar las temperaturas de entrada y salida durante la prueba. Una vez que el pilote hubo sido hincado en el terreno, se procedió a colocar en su orificio central los tubos para el fluido intercambiador de calor, rellenándose posteriormente este orificio con mortero de alta conductividad térmica (ver Figura 7f). Finalmente, se instaló instrumentación adicional en el exterior del pilote para controlar su comportamiento durante los ensayos, consistente en los siguientes dispositivos: 7 flexímetros, 5 de desplazamiento vertical y 2 de desplazamiento horizontal; 6 transductores diferenciales LVDT, para la medida de desplazamientos en la cabeza del pilote (4 verticales, 2 horizontales); 1 LVDT en el bastidor de reacción; y célula de carga entre el bastidor y el gato hidráulico.

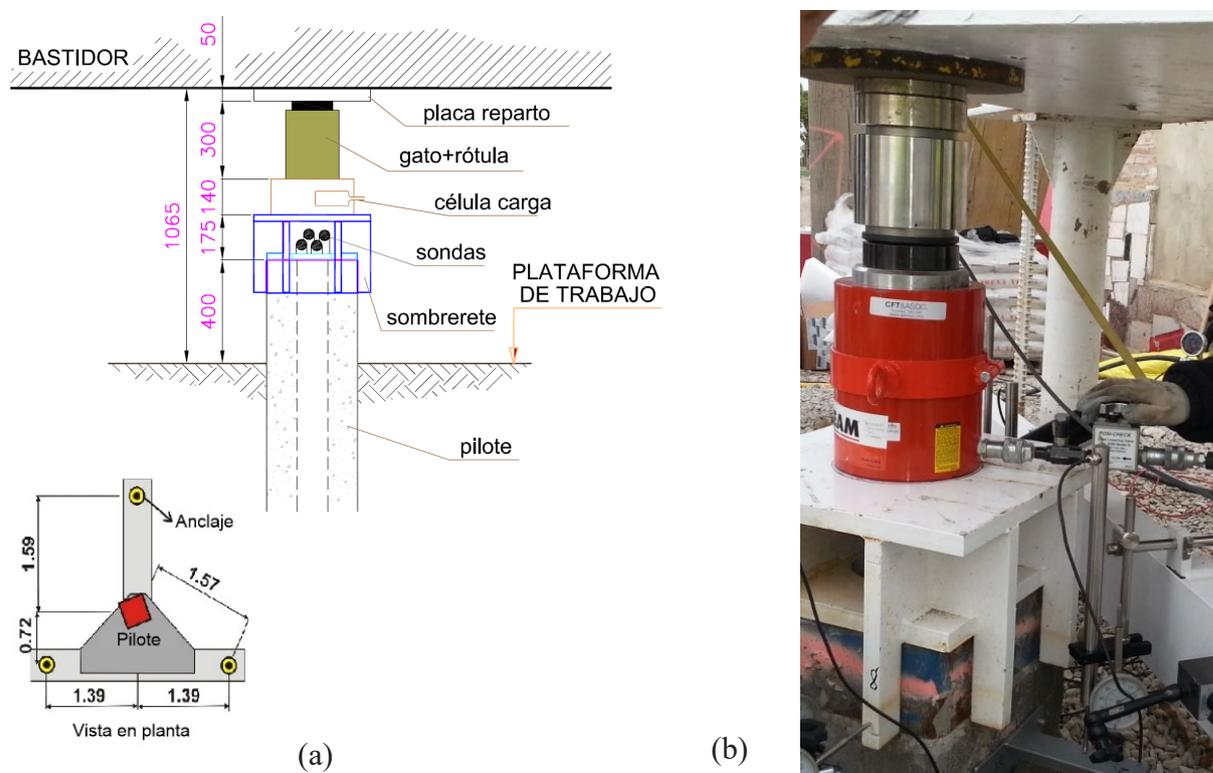


Fig. 8 – Sistema mecánico de carga en cabeza de pilote: (a) esquema; (b) vista del montaje (Pardo de Santayana *et al.*, 2020).

3.3 – Ensayos de carga estática vertical

Se llevaron a cabo dos ensayos de carga estática vertical, A y B, de acuerdo con el esquema de tiempo de carga que se muestra en la Figura 9. Como las lecturas de OFS no se tomaron correctamente durante el ensayo A, se tuvo que realizar un segundo (ensayo B). Durante el ensayo A se aplicaron cinco ciclos de carga (1C a 5C); se realizó el 15 de enero de 2013 y duró 24 h. El ensayo B se llevó a cabo el 29 de marzo de 2013 y duró 5 h; al final de este ensayo, se mantuvo una carga vertical constante de 1000 kN en la cabeza del pilote para las siguientes etapas del estudio. El

análisis detallado del comportamiento mecánico del pilote durante estos dos ensayos de carga estática se puede consultar en Pardo de Santayana *et al.* (2016).

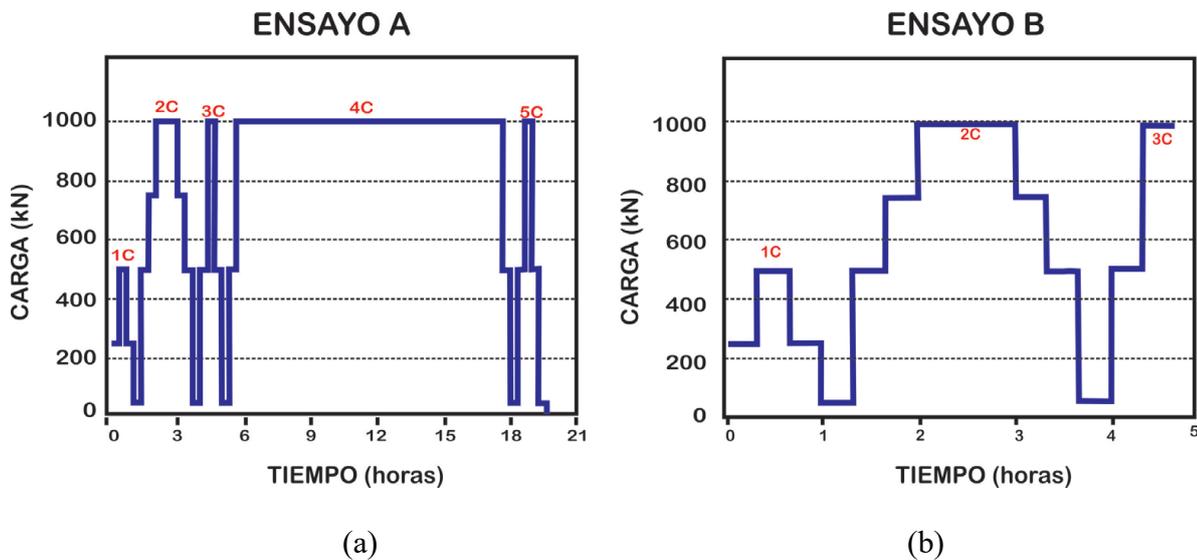


Fig. 9 – Secuencia de escalones de carga en los ensayos de carga estática A (a) y B (b). (Pardo de Santayana *et al.*, 2016).

A partir de las mediciones de tensión vertical interna del pilote proporcionadas por los dispositivos VWSG y OFS, se pudo determinar la distribución de tensión vertical a lo largo del pilote y, por lo tanto, el perfil de carga axial en cada momento de los ensayos, así como el acortamiento total del pilote. A partir de los dispositivos de instrumentación externos, también se midió el asentamiento de la cabeza del pilote. La Figura 10(a) muestra la evolución del asentamiento de cabeza de pilote (U_z) a partir de las mediciones realizadas con cuatro sensores externos 4 LVDT, así como el acortamiento vertical del pilote (Δl) durante el ensayo A. El valor máximo del asiento en cabeza registrado fue de 7,8 mm (bajo 1000 kN de carga vertical), mientras que el acortamiento máximo del pilote fue de 4,2 mm. La Figura 10(b) muestra la curva carga-asiento registrada en la cabeza del pilote durante la prueba A. Se observó un asiento permanente de unos 2 mm después de la descarga al final de este ensayo A. Por el contrario, no se observó ningún asiento permanente adicional durante el ensayo B. La Figura 11 muestra la evolución de las curvas tensión vertical-profundidad durante el ensayo A. Como se puede observar en la figura, se obtuvieron curvas de distribución de deformaciones en el pilote muy similares para un mismo nivel de carga de cabeza en los diferentes ciclos del ensayo. Además, se puede señalar que para la misma carga, las tensiones permanecieron, en general, ligeramente más altas en la curva de descarga que en la de carga, siendo esta diferencia mayor en los primeros ciclos del ensayo. Por otro lado, después de 10 h de mantener una carga constante de 1000 kN en cabeza de pilote (ciclo 4), las deformaciones unitarias no experimentaron ningún cambio. Al final del ensayo A, se recuperaron prácticamente los niveles de deformación unitaria iniciales, particularmente en los 10 m superiores.

En la Tabla 2 se presenta una comparación entre los valores máximos del asiento en cabeza de pilote, el asiento en la punta a una profundidad de 16,2 m y el acortamiento del pilote durante los ensayos A y B; los aproximadamente 2 mm de diferencia de los asientos de cabeza y punta de pilote entre los dos ensayos corresponden al asiento permanente registrado en el ensayo A. La Figura 12 muestra la evolución de la distribución de la carga axial con la profundidad en el pilote durante el ensayo B, determinada a partir de las deformaciones verticales medidas por los dispositivos OFS.

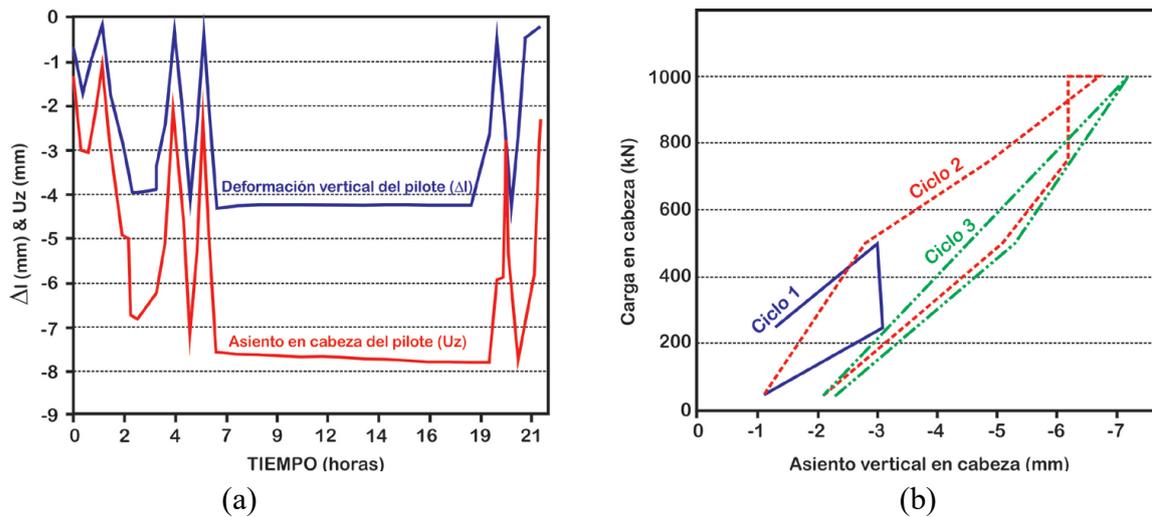


Fig. 10 – Ensayo A: (a) Asiento en cabeza y acortamiento del pilote; (b) carga vertical vs. asiento en cabeza de pilote (Pardo de Santayana *et al.*, 2016).

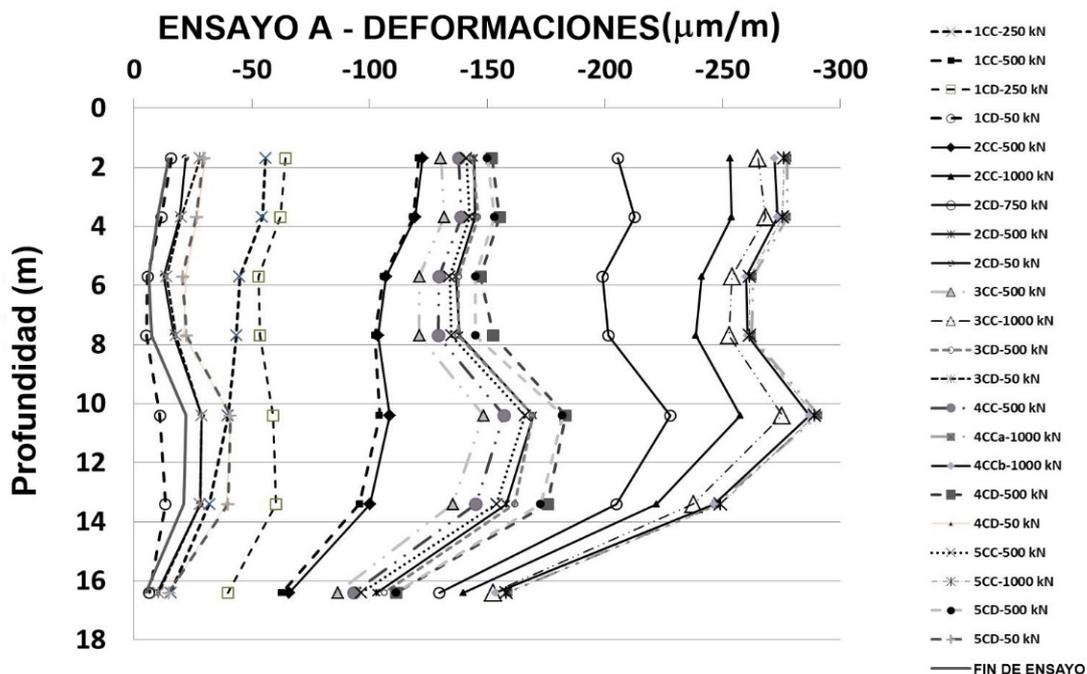


Fig. 11 – Variación de la deformación con la profundidad en el ensayo A (extensómetros); (notación: 1 CC-250 kN = ciclo 1, curva de carga, escalón de 250 kN; curvas 4CCa-1000kN y 4CCb-1000kN corresponden, respectivamente, a los momentos inicial y final del escalón) (Pardo de Santayana *et al.*, 2016).

Tabla 2 – Comparación entre movimientos en cabeza, acortamiento del pilote y asiento de la punta obtenidos en los ensayos A, B, C y E (Pardo de Santayana *et al.*, 2020).

	Ensayo A (ciclo 3)	Ensayo B (ciclo 2)	Ensayo C (Cb)	Ensayo E (ciclo 2, E2a)
Máx. movimiento en cabeza (mm)	-7,2	-5,3	+1,23	+0.18
Máx. acortamiento del pilote (mm)	-4,1	-4,1	+1.6	+0.23
Máximo asiento de la punta (mm)	-3,1	-1,2	-0.37	-0.05

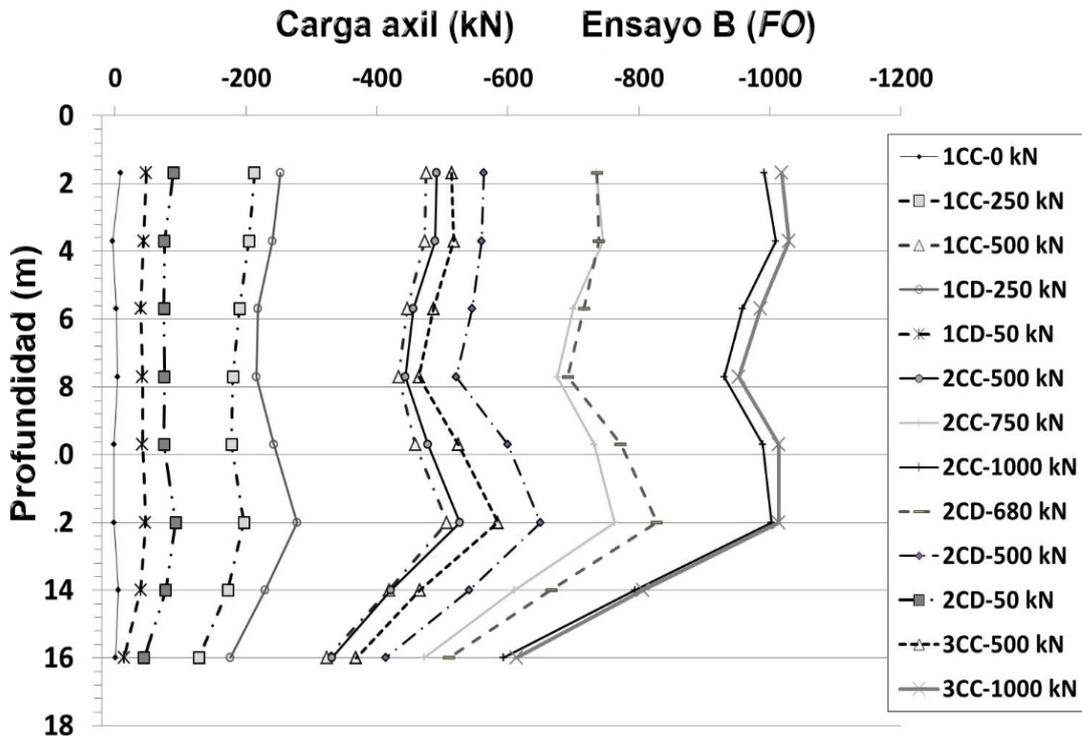


Fig. 12 – Evolución de las curvas carga axial-profundidad a lo largo del ensayo B (fibra óptica) (Pardo de Santayana *et al.*, 2016).

Los resultados de los ensayos A y B mostraron que a lo largo de los 10-12 m superiores del terreno (suelos blandos), el pilote apenas transfirió carga a los suelos circundantes. Por fuste, el pilote transmitía al terreno unos 400 kN de carga, fundamentalmente a lo largo de los metros inferiores, y unos 600 kN por punta. De esta manera, bajo la carga vertical de servicio de 1000 kN, con un coeficiente de seguridad global de 2,5 para el pilote, la distribución de coeficientes de seguridad por punta y por fuste era de alrededor de 3,1, y 1,7, respectivamente.

3.4 – Ensayos de carga térmica

La caracterización térmica del pilote experimental se realizó mediante una prueba de inyección de calor, simulando el comportamiento del pilote térmico trabajando en modo de enfriamiento. Una vez aplicada la carga de trabajo (1000 kN), se realizaron dos ensayos de respuesta térmica (TRT) para caracterizar la instalación. Teniendo en cuenta la geometría del pilote y las recomendaciones de GSHPA (GSHPA, 2012), la duración del ensayo fue más larga de lo habitual. El tiempo de ensayo alargado garantizaba que la resistencia térmica del pilote (resistencia al flujo de calor entre el fluido caloportador y la pared del pilote) alcanzase un estado prácticamente estable. La caracterización del pilote experimental se llevó a cabo durante 11 (5 + 6) días mediante la introducción de diferentes niveles de potencia (700 y 1400 W). Las temperaturas del fluido intercambiador de calor que entraba y salía del pilote durante el funcionamiento de la bomba de calor se supervisaron utilizando termopares instalados en los puertos de entrada y salida del sistema, permitiendo registrar la evolución de la temperatura a lo largo del tiempo. Las mediciones registradas durante los ensayos permitieron inferir la conductividad térmica del terreno y la resistencia térmica del pilote mediante el modelo de transferencia de calor descrito en De Santiago *et al.* (2016), trabajo que recoge una descripción más detallada de la caracterización térmica de este pilote. Se obtuvieron valores de la conductividad térmica del terreno (λ) y de la resistencia térmica del pilote (R_b) acordes con los

consultados en la bibliografía (véase De Santiago *et al.*, 2016): $\lambda=2,7\pm 11,7\%W/(mK)$; $R_b=0,16\pm 11,7\%mK/W$.

Una vez caracterizado el comportamiento mecánico del pilote mediante los ensayos de carga estática A y B, así como el sistema térmico pilote-terreno, y manteniendo una carga de servicio constante de 1000 kN en cabeza del pilote, se realizó un ensayo de comportamiento termo-mecánico del pilote con el objetivo doble de evaluar el comportamiento térmico del pilote experimental como intercambiador de calor y de analizar el efecto de la introducción de una carga térmica en el comportamiento mecánico del pilote como elemento de cimentación. Este primer ensayo, denominado ensayo C, se llevó a cabo entre el 26 de junio y el 10 de julio de 2013, bajo una carga mecánica vertical constante de 1000 kN y aplicando una serie de escalones de cargas térmicas, como se muestra en la Figura 13, mediante los tubos internos intercambiadores de calor, simulando su uso en modo verano (refrigeración del edificio y calentamiento de la cimentación). Se utilizaron tres tasas de inyección de calor diferentes, relativamente altas, y se consideraron, para el análisis, una serie de tiempos o instantes de monitorización (C_0 , C_a , C_b , C_c , C_d y C_e) (Tabla 3). La Figura 14 muestra las curvas temperatura/profundidad medidas dentro del pilote en los tiempos seleccionados durante el ensayo C. Se observa cómo los niveles de arcilla mantienen más tiempo el calor, una vez ha cesado el ensayo.

Tabla 3 – Calendario e instantes de auscultación seleccionados durante el ensayo C.

Instante	Fecha, hora	Observaciones	Temperatura atmosférica (°C)
C_0	26/06/2013, 10:57	Justo antes del ensayo C	22.9
C_a	01/07/2013, 12:27	Tras equilibrio térmico en el escalón 1	30.4
C_b	05/07/2013, 12:27	Tras equilibrio térmico en el escalón 2	32.3
C_c	10/07/2013; 14:30	Tras equilibrio térmico en el escalón 3	26.2
C_d	11/07/2013, 11:54	Fin del ensayo C	23.1
C_e	30/07/2013, 10:07	19 días después de terminar el ensayo	29.8

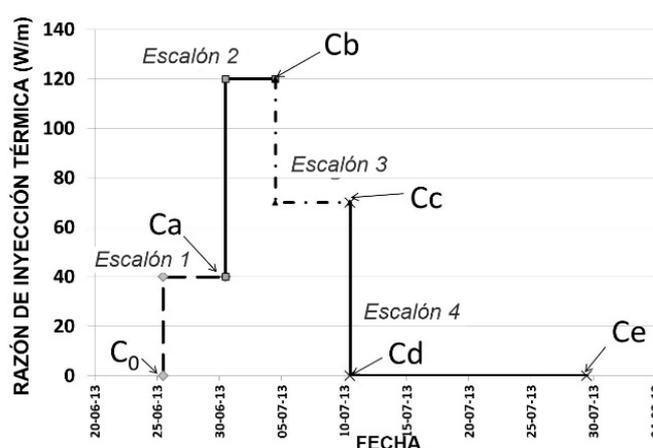


Fig. 13 – Esquema del ensayo C e identificación de los momentos de auscultación C_0 , C_a , C_b , C_c , C_d y C_e (De Groot, 2017).

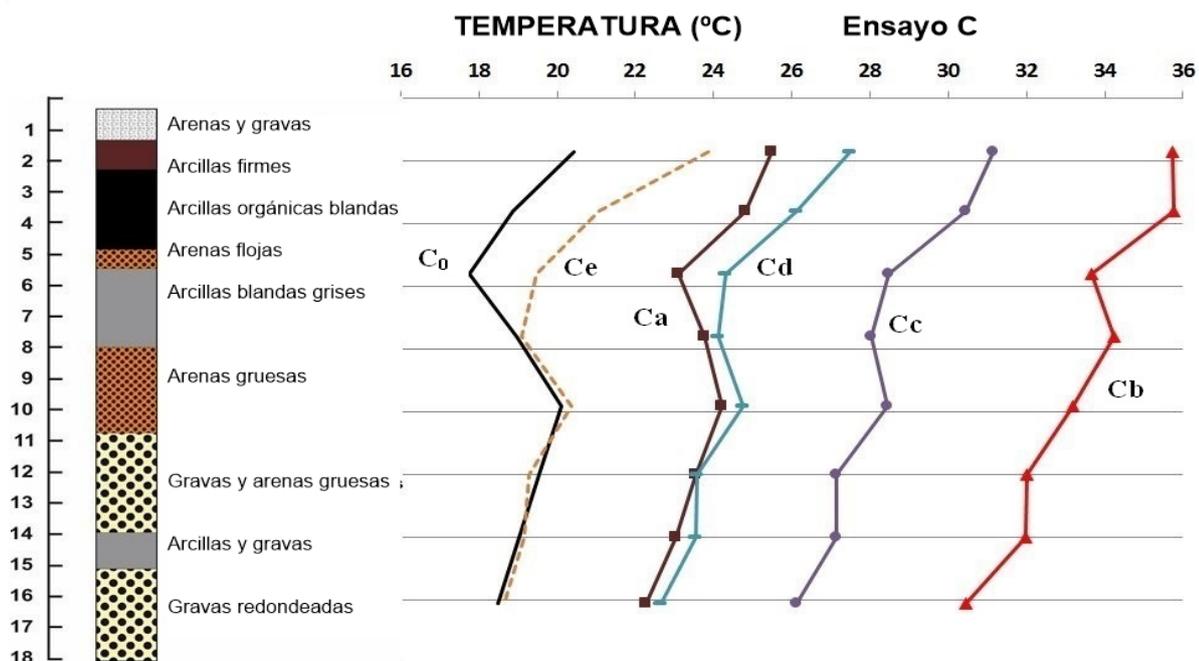


Fig. 14 – Evolución de los perfiles de temperatura durante el ensayo C curvas carga axil-profundidad a lo largo del ensayo B (fibra óptica) (De Groot, 2017).

La Figura 15 muestra los movimientos verticales ascendentes registrados en la cabeza del pilote durante la prueba, reflejando la evolución de las temperaturas. En el instante C_b se midió un movimiento ascendente máximo de 1,23 mm, lo que representa el 0,0073% de la longitud del pilote y aproximadamente un tercio de la dilatación libre que el pilote habría experimentado si su deformación no estuviese restringida por el terreno circundante. La aplicación de calor durante el ensayo C indujo la dilatación del pilote, midiéndose deformaciones verticales de tracción con los dispositivos internos. Mediante la integración de las deformaciones unitarias verticales medidas a lo largo de la longitud del pilote, se obtuvo un alargamiento máximo del pilote de 1,6 mm en el instante C_b. Teniendo en cuenta este valor, junto con el movimiento vertical de 1,23 mm medido en cabeza de pilote, se dedujo un movimiento vertical máximo (hacia abajo) de 0,37 mm en la punta del pilote (véase Tabla 2).

Al tender a dilatarse el pilote durante el calentamiento, el terreno circundante restringe esta tendencia y aparecen nuevas tensiones tangenciales en la interfaz fuste-terreno que se oponen a la dilatación. En consecuencia, se generan tensiones de compresión de origen térmico a lo largo del pilote y aparecen cargas axiales adicionales respecto a la distribución de carga axil generada por la carga mecánica de 1000 kN aplicada en cabeza. En la Figura 16, se presentan los perfiles de carga axil total (térmica + mecánica) a lo largo del pilote durante el ensayo C. Como se muestra en la figura, las cargas axiales tienden a un valor de 1000 kN en la parte superior del pilote, donde no se generaron tensiones adicionales, ya que no existía una restricción a la dilatación en la cabeza del pilote.

Los resultados muestran un aumento máximo de unos 400 kN en carga axil en el pilote, correspondiente al instante C_b, que se puede considerar significativa, si se compara con los 1000 kN de carga mecánica. Este aumento es máximo y homogéneo a lo largo de una sección de pilote entre 4 y 12 m de profundidad, aproximadamente, revelando que el suelo apenas toma carga del pilote en ese tramo. Debido a las características del perfil del terreno, la resistencia a la dilatación sólo resulta eficaz en ambos extremos del pilote: en la base, donde se encuentran las capas de grava, y en la parte superior, de 3-4 m, donde se encuentran los rellenos artificiales y la capa de arcillas no saturadas rigidizadas por desecación.

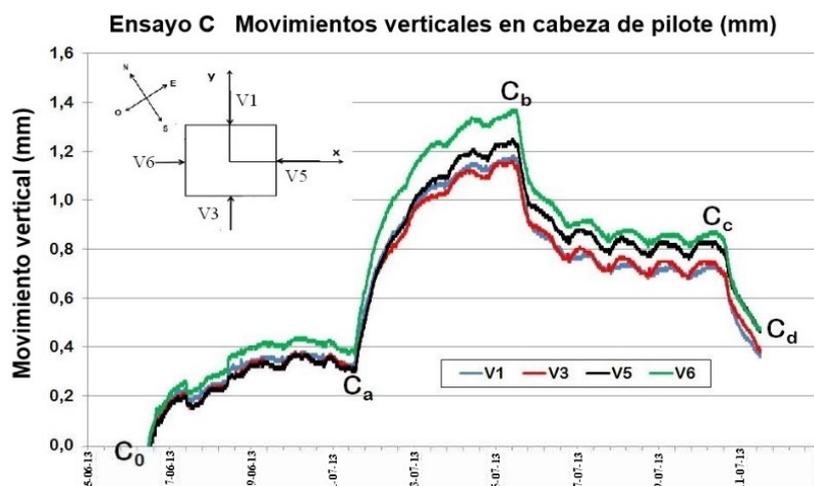


Fig. 15 – Movimientos verticales en cabeza de pilote medidos con los 4 transductores LVDT situados en los cuatro lados del pilote durante el ensayo C (De Groot, 2017).

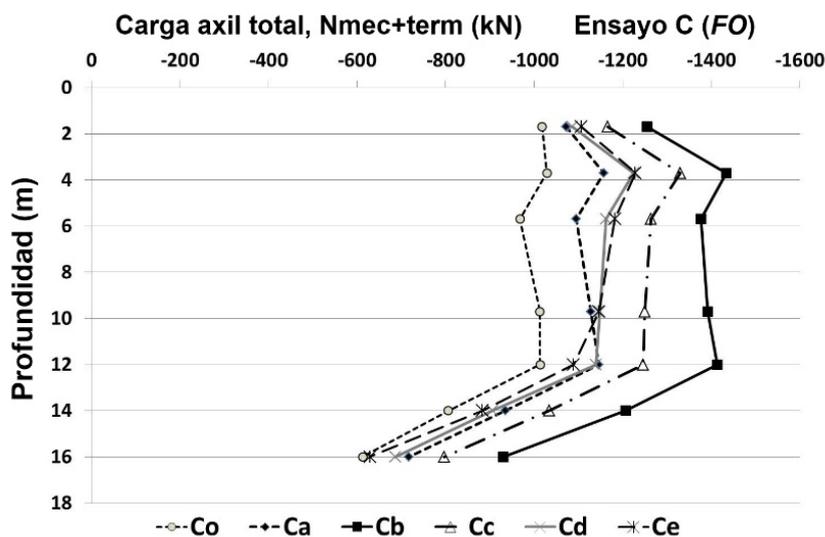


Fig. 16 – Evolución de las curvas carga axil total/profundidad durante el ensayo C, a partir de la instrumentación de fibra óptica (De Groot, 2017).

De los 400 kN adicionales de carga axil generados en la sección media del pilote debido a la acción térmica, alrededor de 340 kN son soportados por la punta del pilote. Esto significa que la carga en punta aumentó desde 600 kN, debidos a la acción mecánica, a unos 940 kN, debidos al efecto combinado de las acciones mecánicas y térmicas, lo que implica que se produce realmente una reducción considerable del coeficiente de seguridad por punta (desde un valor de 3,1 a un valor de aproximadamente 1,9). Claramente, este aumento en la carga axil también afecta al coeficiente de seguridad por fallo estructural. Cabe señalar que en septiembre de 2013 se llevó a cabo un segundo ensayo de caracterización térmica del sistema pilote-terreno (ensayo D), similar al ensayo C, y con idénticos resultados.

El ensayo E, de simulación en modo enfriamiento del edificio, consistió en 14 ciclos diarios de cargas térmicas, en modo de refrigeración, aplicados con una potencia inferior a la aplicada en el ensayo C. La relación de potencia de inyección térmica máxima fue de 80 W/m, simulando así de una manera más realista un pilote geotérmico real de una instalación en la cimentación de un edificio de oficinas. El ensayo se llevó a cabo entre el 22 de octubre de 2013 y el 4 de noviembre de 2013, simulando el enfriamiento diario del edificio desde las 07:00 hasta las 21:00 horas, excepto los domingos, y manteniendo constante la carga mecánica de 1000 kN en cabeza de pilote. La Figura

17 muestra un esquema de la potencia térmica inyectada en un ciclo durante un día normal, con un máximo por la mañana, una pausa al mediodía y otra inyección de energía durante la tarde, así como el esquema de todos los ciclos del ensayo.

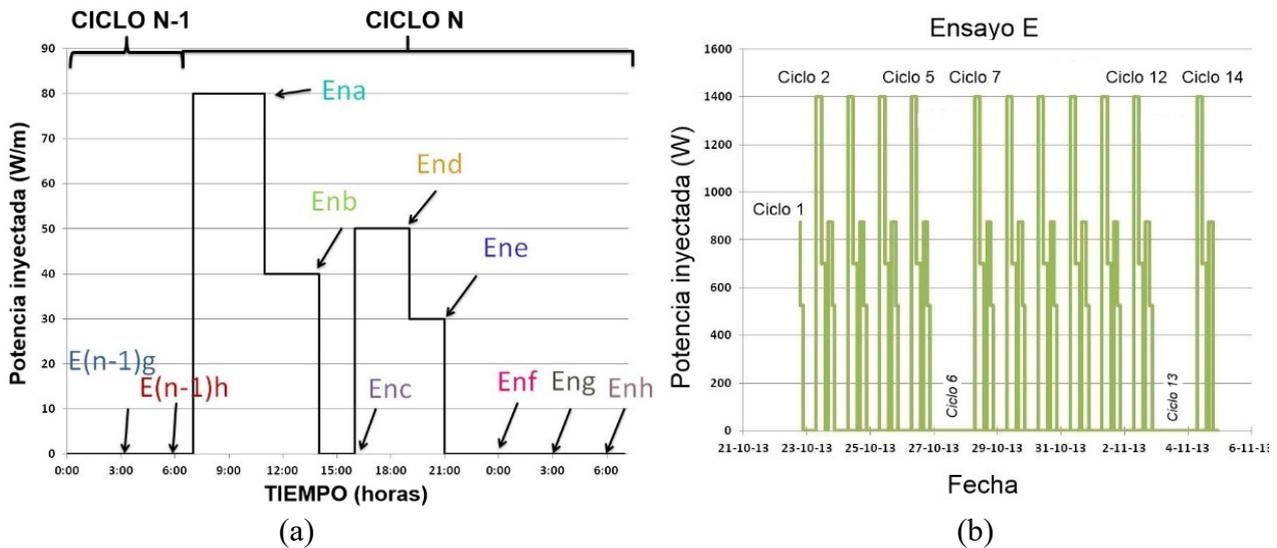


Fig. 17 – Ciclos de inyección térmica utilizados en el ensayo E: (a) perfil de un ciclo diario; (b) ensayo E completo (De Groot, 2017).

Los resultados obtenidos en el ensayo E en relación con los movimientos verticales (véase la Tabla 2), las tensiones verticales, las tensiones y las cargas axiales fueron similares a los del ensayo C, aunque de menor magnitud como consecuencia de la menor potencia inyectada. De hecho, el aumento máximo de la temperatura en el pilote durante este ensayo no alcanzó los 5°C a ninguna profundidad. En cuanto a la evolución de estas magnitudes con el número de ciclos, se observó una tendencia a la estabilización hacia el final del ensayo. La evolución de los movimientos verticales en la cabeza de pilote se muestra en la Figura 18(a). El valor máximo fue de aproximadamente 0,4 mm; los picos más bajos corresponden a los domingos, cuando no se aplicó ninguna inyección de calor. Los valores máximos de la carga axial en el pilote se registraron en los instantes E_{ne} (ver Figura 18(b)), correspondientes a 21:00 horas, cuando se alcanzaban las temperaturas más altas en cada ciclo. Estos valores fueron del orden de 1150 kN, considerablemente inferiores a los determinados en el ensayo C (Figura 18(b)).

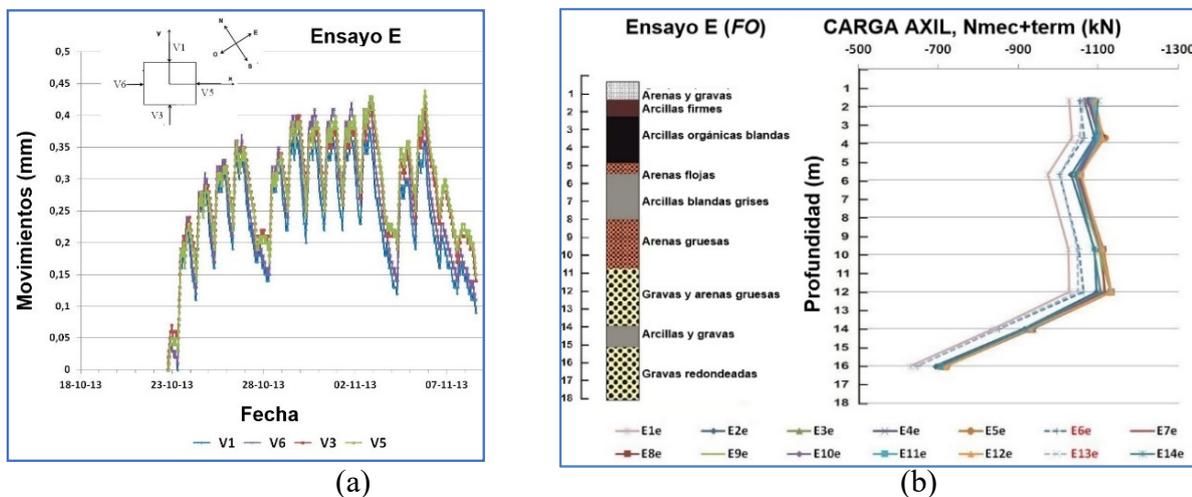


Fig. 18 – Resultados del ensayo E: (a) movimientos verticales en cabeza; (b) evolución de los perfiles carga axial/profundidad en el instante E_{ne} en los diferentes ciclos (De Groot, 2017).

3.5 – Análisis de los resultados

Al ser calentado el pilote tiende a dilatar, lo que se refleja en los movimientos verticales medidos en la cabeza del pilote durante el ensayo. Con la aplicación de calor el pilote dilata (hasta un valor máximo de 1,6 mm), pero no todo lo que le correspondería, de acuerdo con el incremento de temperatura, si la dilatación fuera libre. El terreno constriñe esa dilatación por punta y por fuste, lo cual da lugar a que se generen tensiones verticales internas en el pilote. El perfil de estas tensiones de origen térmico responde a las características litológicas del terreno atravesado y las condiciones de contorno del ensayo, en particular en la cabeza. La oposición a la dilatación del pilote no se distribuye uniformemente, sino que depende del perfil del suelo, específicamente de la existencia de niveles blandos o rígidos. Sólo aquellas capas de materiales rígidos o muy friccionales pueden oponerse a la dilatación o contracción del pilote. Por otro lado, a profundidades donde el pilote atraviesa suelos blandos, la oposición a la dilatación térmica o contracción del pilote será insignificante.

En este caso experimental, la carga vertical mecánica en cabeza se mantuvo en un valor constante de 1000 kN. Por este motivo, las tensiones de origen térmico en cabeza de pilote tendieron a ser nulas en la cabeza del pilote, pues no había oposición en este extremo a la dilatación. La oposición a la dilatación del pilote parece haberse concentrado en ambos extremos del pilote, en la parte superior 2-3 m, donde el terreno está formado por rellenos artificiales y arcillas rígidas desecadas, y en la zona base, donde el suelo se compone de arenas gruesas y gravas (Figura 19); entre estas dos zonas, entre las profundidades de 3 m y 12 m, aproximadamente, la resistencia que ejercía el terreno a la dilatación del pilote era mínima. Esto demuestra la importancia de la columna estratigráfica en el comportamiento termomecánico del sistema.

Las tensiones de origen térmico generadas por la oposición a la dilatación que ejerce el terreno se tradujeron en incrementos de la carga axial a lo largo del pilote. Con la aplicación de la máxima potencia térmica en el ensayo C, el incremento de carga axial llegó a los 400 kN, medido entre las profundidades de 3 y 12 m, distribuido en razón de unos 60 kN por fuste y 340 por punta. Este valor, soportado por el terreno en la zona inferior del pilote, es considerable, comparado con los 1000 kN de carga axial de origen mecánico, y supone un incremento considerable de la carga por punta.

La aplicación de calor al pilote provocó una alteración de la distribución de las tensiones tangenciales entre fuste del pilote y terreno, produciendo en la zona superior del mismo un incremento de las tensiones tangenciales de signo negativo (el suelo ejerce una fuerza hacia abajo sobre el fuste), y contrario al correspondiente a la carga mecánica. Por el contrario, en la zona inferior del pilote, el incremento de tensiones tangenciales es positivo, sumándose a las de origen mecánico. El comportamiento observado en el pilote experimental responde bien al modelo teórico esperado, muy influido, no obstante, por las características litológicas locales. Así, en una amplia zona intermedia a lo largo del pilote, las variaciones de tensiones tangenciales pilote-terreno son mínimas. Al cesar la aplicación de calor, cuando el pilote se enfría con respecto a los momentos de temperatura máxima (por ejemplo, momentos C_c y C_d , en la prueba C, con respecto al momento C_b), los incrementos de tensión tangencial de origen térmico cambian de signo al tender el terreno a mostrar oposición a la contracción del pilote también en ambos extremos. En resumen, las tensiones tangenciales generadas en la interfaz pilote-terreno por la inyección de calor dentro del pilote durante los ensayos C y E son coherentes con el modelo teórico de Bourne-Webb *et al.* (2009), con algunas peculiaridades, no obstante, debidas al perfil geotécnico del terreno local, con dos niveles de suelos rígidos en ambos extremos del pilote restringiendo el potencial de deformación del pilote. En la Figura 20 se comparan las tensiones tangenciales totales movilizadas a lo largo del fuste en un ciclo de calentamiento obtenidas en el pilote de Valencia con las obtenidas en los pilotes experimentales de Lambeth College, Londres y la EPFL de Lausana (Amatya *et al.*, 2012; De Groot, 2017), mostrando la influencia del perfil litológico del terreno.

Ensayo C (FO) Tensión tangencial total en el fuste (kPa)

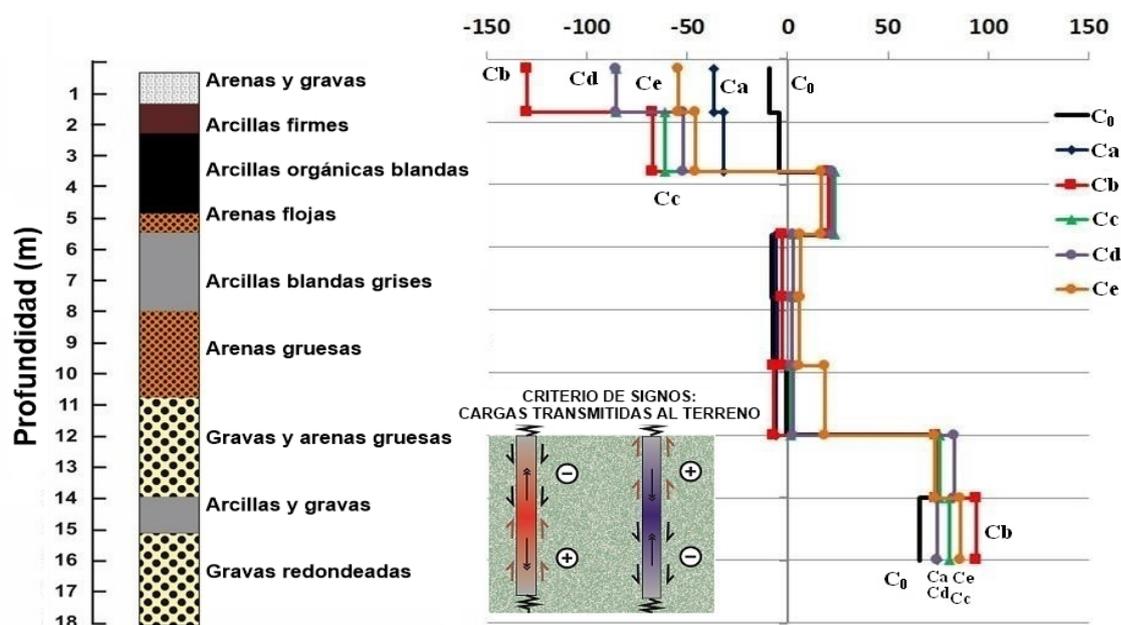


Fig. 19 – Tensiones tangenciales en el contacto fuste/terreno durante el ensayo C (determinado a partir de la instrumentación de fibra óptica) (De Groot, 2017).

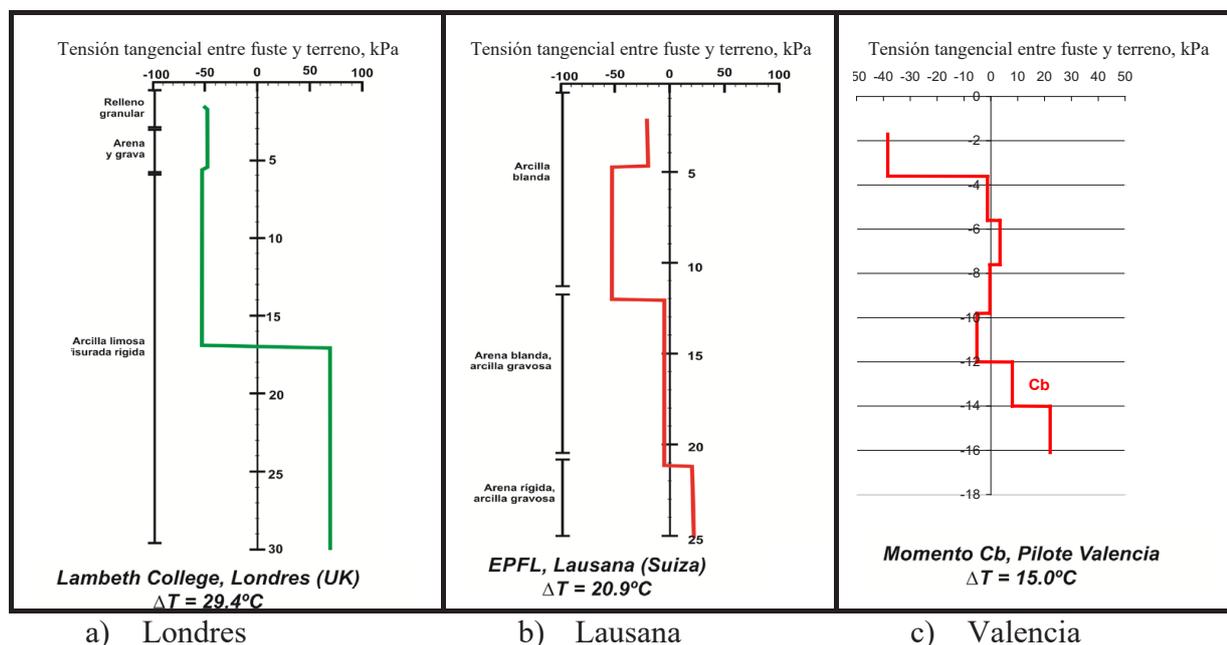


Fig. 20 – Tensión tangencial entre fuste y terreno (kN/m^2) de origen en el ciclo de calentamiento: a) Ensayo en el Lambeth College, Londres, $\Delta T = 29,4^\circ\text{C}$; b) Ensayo en la EPFL, Lausana, $\Delta T = 20,9^\circ\text{C}$ (Amatya *et al.* 2012); c) Ensayo C, momento C_b del pilote en Valencia: $\Delta T = 15^\circ\text{C}$.

Amatya *et al.* (2012) confirman en su trabajo que los efectos observados son función de las características del pilote (geometría, módulo de Young, etc.), la carga térmica aplicada (incremento

de temperatura) y el nivel de restricción al que está sometido el pilote (por el terreno que lo rodea y por las estructuras suprayacentes).

Durante el invierno (calentamiento del edificio, enfriamiento del pilote) los esfuerzos compresivos en el pilote disminuyen con respecto al estado neutro (compresión debida únicamente a la presión de estructura suprayacente). Esta disminución de esfuerzos compresivos, en función de las condiciones, pueden llegar a inducir niveles de tracciones en el pilote.

Por el contrario, durante el verano (enfriamiento del edificio, calentamiento del pilote), caso del pilote de Valencia, se produce un aumento de los esfuerzos compresivos que depende en gran medida de las condiciones de contorno. El comportamiento del pilote oscila entre las dos situaciones límite: pilote completamente libre para deformarse térmicamente, o pilote con deformación completamente restringida por el terreno circundante y por las condiciones de contorno en ambos extremos, cabeza y punta. Se denomina grado de libertad a la razón entre la deformación de origen térmico que se produce en un punto dado, y la deformación en ese punto en caso de libertad total de dilatación o contracción térmica, sin restricciones de contorno (Sutman *et al.*, 2019a).

Los valores máximos teóricos de tensión axial térmica que podrían generarse suponiendo un pilote con deformación totalmente restringida serían: $\sigma_{axil,fijo} = \alpha \cdot \Delta T \cdot E$, donde: $\sigma_{axil,fijo}$ es el incremento de tensión vertical suponiendo constricción total del pilote; α es el coeficiente de dilatación térmica; ΔT es el incremento de temperatura; y E es el módulo de Young. En el caso del pilote de Valencia esta ecuación se transforma en: $\sigma_{axil,fijo} = -326 \text{ kN}/(\text{°C m}^2) \cdot \Delta T$.

En la Figura 21 se muestran los valores de tensión axial de origen térmico registrada por los sensores a diferentes profundidades en función del incremento de temperatura aplicado al pilote. Para facilitar su comprensión se ha definido en la figura la recta que define la carga máxima teórica en caso de total restricción del pilote ($\sigma_{axil,fijo} = -326 \cdot \Delta T$), así como los rangos de tensiones térmicas obtenidas en los ensayos del Lambeth Collage, en Londres, y de la EPFL, de Lausana. La generación de tensiones axiales está influida no sólo por el terreno en cada nivel, sino, obviamente, también por las condiciones de restricción a la dilatación en los extremos (cabeza y punta) del pilote.

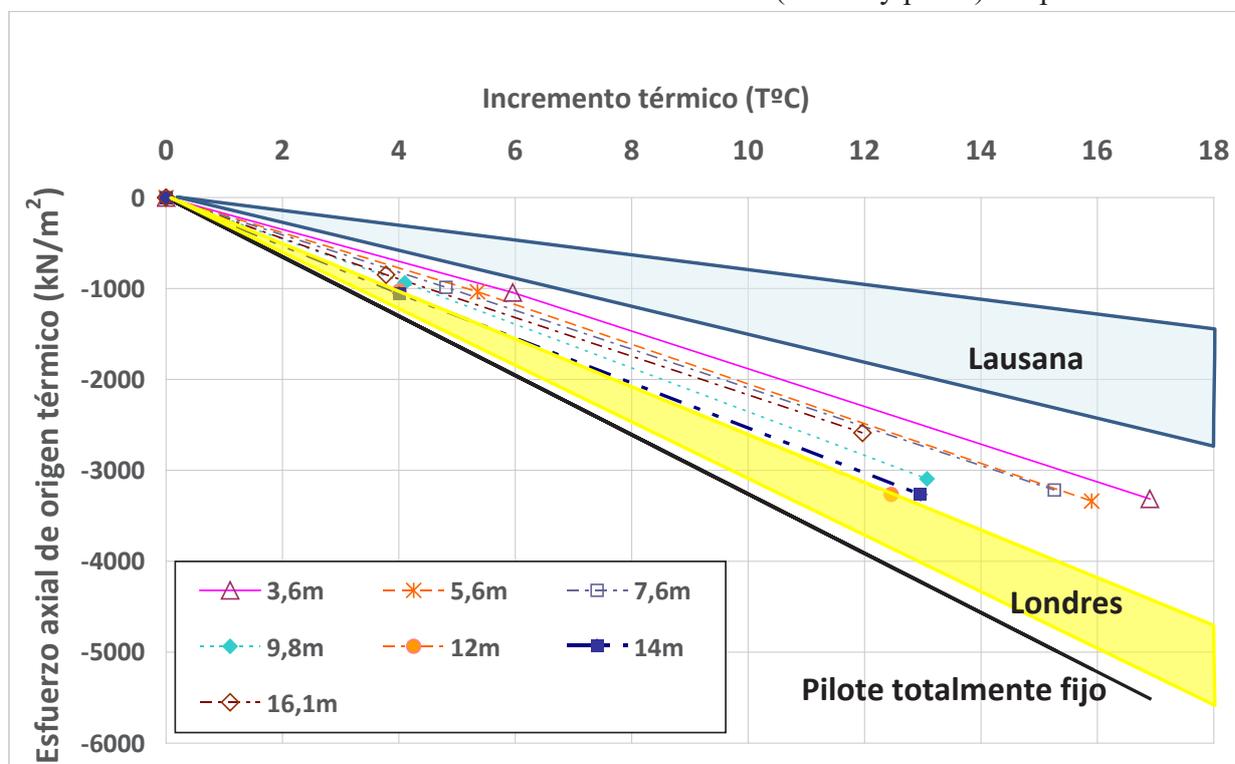


Fig. 21 – Variación del esfuerzo axial de origen térmico a diferentes profundidades en función del incremento de temperatura en el ensayo PITERM comparado con los ensayos del Lambeth College, Londres y de la EPFL, Lausana.

La Tabla 4 resume los valores de resistencia en punta y fuste del pilote durante los ensayos A, B, C y E, con una carga de cabeza de 1000 kN en todos los casos, así como los valores finales determinados durante la hinca del pilote mediante el método CAPWAP. Como se puede ver, los dos ensayos de carga estática, A y B, mostraron resultados muy similares: el pilote está trabajando al 60% de la resistencia por punta y al 32-33% de la resistencia final por fuste, lo que corresponde a unos coeficientes de seguridad de 3,1 y 1,7, respectivamente, y a un coeficiente de seguridad global de 2,5.

Tabla 4 – Carga en cabeza total, carga por fuste y carga por punta en los ensayos A, B, C y E (2º ciclo, punto E_{2c}; 12º ciclo, punto E_{12c}), comparadas con la capacidad portante, resistencia por fuste y resistencia por punta obtenidas mediante el método CAPWAP (Pardo de Santayana *et al.*, 2020).

	Resistencia por fuste (kN)	Resistencia por punta (kN)	Capacidad portante total (kN)
CAPWAP	711,3	1800	2511,3
	Carga por fuste (kN)	Carga por punta (kN)	Carga total en cabeza (kN)
Ensayo A (VWSG)	412 58% C. S. = 1,7	588 33% C. S. = 3,1	1000 40% C. S. = 2,5
Ensayo B (VWSG)	455 64% C. S. = 1,6	545 30% C. S. = 3,4	1000 40% C. S. = 2,5
Ensayo B (OFS)	395 55% C. S. = 1,8	605 34% C. S. = 3,0	1000 40% C. S. = 2,5
Ensayo C (OFS)	70 10% -	930 52% C. S. = 1,9	1000 40% -
Ensayo E E _{2c} (OFS)	307 49% -	693 39% C.S. = 2,6	1000 40% -
Ensayo E E _{12c} (OFS)	280 40% -	720 40% C.S. = 2,5	1000 40% -

También debe prestarse atención al comportamiento estructural del propio pilote, en relación con la carga axil. Como se vio en los ensayos C y E, la carga axil máxima en el pilote aumentó en alrededor de un 30% y 12%, respectivamente, en comparación con el valor máximo de 1000 kN sin cargas térmicas. Este efecto debe tenerse en cuenta en los cálculos estructurales de proyecto del pilote geotérmico. La Tabla 5 muestra los valores máximos de la carga axil y la profundidad en la que se produjo en los ensayos C y E.

En los ensayos C y E, cuando se introduce una carga térmica en el pilote, los conceptos de coeficiente de seguridad para la resistencia por punta, por fuste y global del pilote tienen que ser reconsiderados. Suponiendo que la capacidad portante total del pilote es de unos 2500 kN de carga vertical, con una carga mecánica constante de 1000 kN en cabeza de pilote, el coeficiente de seguridad global sería de 2,5. Sin embargo, el pilote no está funcionando de la misma manera que si estuviese sometido sólo a la carga mecánica. Hay una tendencia del pilote a dilatar, cuando se calienta, o a comprimir, cuando se enfría, que desarrolla tensiones de cizallamiento en el contacto

fuste-terreno de diferente signo a lo largo del pilote. Si esas tensiones de corte se integran a lo largo de toda la longitud del pilote, los valores positivos y negativos se anulan entre sí y la carga axil resultante transmitida por el fuste del pilote al terreno sería pequeña. Analizando las tensiones tangenciales por tramos verticales, se pudo ver, particularmente en la prueba C, que los valores observados están cerca de los valores de resistencia al corte de la interfaz pilote-terreno a diferentes profundidades. Esto significa que, en relación con la capacidad portante del fuste del pilote, el margen de seguridad para eventuales cargas adicionales aplicadas en cabeza de pilote se limitaría a cambios en el signo de las tensiones de cizallamiento de la interfaz en aquellas profundidades en las que, debido a las cargas térmicas, estas tensiones no se oponen a la carga mecánica. En cuanto a la punta, al calentar el pilote, el concepto de coeficiente de seguridad en la punta todavía se puede utilizar comparando la carga que se alcanza en ese nivel con la resistencia disponible por punta. Este coeficiente de seguridad por punta se redujo en los ensayos C y E, con respecto a los ensayos A y B, desde un valor de 3, aproximadamente, a valores de 2,0 y 2,5, respectivamente.

Tabla 5 – Carga axil máxima registrada en el pilote durante los ensayos C y E y profundidad correspondiente (Pardo de Santayana *et al.*, 2020).

Ensayo	Carga axil máxima (kN)	Profundidad (m)
Ensayo C (VWSG)	1283	3,6
	1283	10,4
Ensayo C (OFS)	1432	3,6
	1416	12,0
Ensayo E ciclo E _{2e} (VWSG)	1054	3,6
	1076	10,4
Ensayo E ciclo E _{2e} (OFS)	1097	3,6
	1097	12,0
Ensayo E ciclo E _{12e} (VWSG)	1114	3,6
	1100	10,4
Ensayo E ciclo E _{12e} (OFS)	1122	3,6
	1129	12,0

4 – OTROS ENSAYOS EXPERIMENTALES CON PILOTES GEOTÉRMICOS

4.1 – Ensayos in situ a escala real

En la misma época y en años posteriores al proyecto PITERM, en diferentes países se han llevado a cabo estudios sobre el comportamiento termo-mecánico de pilotes, bien en pruebas específicas sobre pilotes experimentales, bien a partir de pilotes geotérmicos integrados en la cimentación de edificaciones. En general, y a diferencia del proyecto PITERM, todos estos estudios se han realizado sobre pilotes hormigonados in situ. El objetivo principal de estos estudios ha sido el análisis del comportamiento del pilote en diferentes terrenos, sometido a diferentes condiciones de restricción mecánica en cabeza, punta y fuste y bajo diferentes cargas mecánicas y térmicas. En la Tabla 6 se presenta una lista, no exhaustiva, de algunos de los más significativos, resumiendo las características de las pruebas, los objetivos y algunos resultados en lo que se refiere al comportamiento termo-mecánico. Se omite en la tabla una descripción detallada de los dispositivos de monitorización, que, por lo general, son similares a los utilizados en PITERM (fundamentalmente, extensómetros de cuerda vibrante, termopares y dispositivos de fibra óptica).

Tabla 6 – Ensayos experimentales con pilotes geotérmicos en diferentes países en la última década.

Local y ref.		
Universidad Monash, Melbourne, Australia. Bouazza <i>et al.</i> (2011) Faizal <i>et al.</i> (2018) Wang <i>et al.</i> (2015)	Tipo de prueba y pilote	Pilote geotérmico experimental hormigonado in situ ($\phi=60\text{cm}$; $L=16,1\text{m}$), sin restricción en cabeza, sólo fricción lateral. Cargas mecánicas, monotónicas o cíclicas, aplicadas en células Oesterberg a dos profundidades, 10 y 14m. Respuesta axil y radial monitorizada a los 5,4 y 6,4 m (extensómetros de cuerda vibrante con termistores). Dos sondeos paralelos a 0,5 y 2 m con termistores.
	Terreno	0-1,5 relleno; 1,5-2,5 arcilla arenosa; 2,5-16,1 arenas densas no saturadas. No se observa NF durante la ejecución.
	Objeto principal	Explorar la respuesta térmica axil y radial del pilote durante cambios monotónicos y cíclicos de temperatura de la parte superior del pilote sólo condicionada por fricción en fuste. Analizar cambios en la rigidez del terreno y comprender la interacción entre la carga térmica cíclica y las deformaciones en el pilote, en particular los posibles cambios en la fricción en el fuste.
	Resultados	Deformaciones radiales próximas a la libre, 40% mayores que las axiles; tensiones radiales térmicas menores que las axiles, con poco efecto en la interacción suelo-pilote. Respuesta térmica estable, tras varios ciclos, sin cambios significativos en el rozamiento lateral, en las presiones suelo-pilote y en la resistencia al corte.
Denver Housing Authority Senior Living Facility, Denver, Colorado, EE.UU. McCartney <i>et al.</i> Murphy (2012) McCartney <i>et al.</i> Murphy (2017)	Tipo de prueba y pilote	Dos pilotes geotérmicos hormigonados in situ de una cimentación de 60 pilotes de edificio de 8 plantas; $\phi = 91 \text{ cm}$; $L = 14,8\text{m}$ (A) y $13,4\text{m}$ (B). Acoplados a un sistema geotérmico convencional de sondeos en el terreno y bomba de calor que se incorporaba en el edificio. Trabajando por punta. Cargas: (A) 3,84 MN, y (B) 3,65 MN.
	Terreno	0-3 m relleno blando; 3-7,6 m arenas y gravas; > 7,6 m argilita
	Objeto principal	Analizar mediante la instrumentación la respuesta al intercambio de calor de la cimentación y las tensiones termo-mecánicas durante las fases de construcción y operación típica del edificio. Interpretación de las deformaciones axiles durante 5 años de explotación geotérmica.
	Resultados	Los cambios de temperatura son estables durante las operaciones de calentamiento y enfriamiento y la magnitud de las deformaciones axiles medidas está dentro de límites aceptables. Las deformaciones totales con las cargas mecánica y térmica se sitúan dentro de límites aceptados. Las magnitudes y tendencias de las deformaciones y tensiones térmicas son consistentes con pilotes trabajando por punta, con mayores deformaciones cerca de la cabeza (dilatación ascendente) y no conducen a problemas estructurales. Los coeficientes de deformación térmica movilizados en los pilotes (pendiente de la curva temperatura/deformación) se mantuvieron constantes tras varios ciclos de calentamiento y enfriamiento. Aunque los cambios cíclicos de temperatura impuestos sobre los pilotes son consistentes en cada uno de los años de servicio, las deformaciones axiles a diferentes profundidades mostraron alguna tendencia divergente. Especialmente cerca de la punta del pilote se observaron deformaciones de contracción superpuestas a las deformaciones termoelásticas.

Tabla 6 – (cont.).

Local y ref.		
Edificio en Academia del Aire, Colorado, EE.UU. Murphy <i>et al.</i> (2015)	Tipo de prueba y pilote	8 pilotes geotérmicos hormigonados in situ en edificio de 1 piso, 3 instrumentados. Incrementos de 18° de temperatura. $\phi = 61$ cm L = 15,2 m (cimentación profunda sólo por estudio geotérmico)
	Terreno	Relleno arenoso (1m), gravas arenosas densas (1m), arenisca.
	Objeto principal	Análisis de la respuesta térmica. Comportamiento termomecánico.
Centro de Convenciones Suizo, Instituto Federal Suizo de Tecnología, Lausana, Suiza. Mimouni <i>et al.</i> (2015)	Tipo de prueba y pilote	Grupo de 4 pilotes geotérmicos experimentales hormigonados in situ, de un total de 20 de la cimentación de un tanque de recolección de agua de lluvia. $\phi = 90$ cm; L = 29 m. Instrumentación en pilote: extensómetros de cuerda vibrante para deformaciones verticales, fibra óptica para deformaciones radiales, células de presión en punta de pilotes; piezómetros y termistores en dos sondeos.
	Terreno	7,7m de arcilla aluvial muy blanda; 8 m de morrena de gravas y arenas, sueltas; 3,5 m de morrena de fondo firme; 8 m de arenisca.
	Objeto principal	Investigar los efectos de interacción dentro de un grupo de pilotes energéticos. Primero, se evaluaron las constricciones del terreno ensayando los pilotes sin carga mecánica; luego cada pilote fue ensayado individualmente una vez construido el edificio sobre ellos, permitiendo obtener información sobre las constricciones estructurales y cuantificar las interacciones pilote-estructura-pilote; finalmente, los 4 pilotes fueron ensayados simultáneamente para analizar los efectos de grupo. Se realizó un ensayo de respuesta térmica en un pilote y se monitorizó la respuesta termohidráulica del terreno entre pilotes con piezómetros y termistores.
	Resultados	La posición de los pilotes geotérmicos bajo la losa de reparto influyó en la respuesta en los primeros 10 metros de los pilotes. Se investigaron las interacciones pilote-estructura-pilote: el calentamiento los pilotes geotérmicos inducía tracciones en los pilotes adyacentes, desde la cabeza (deformaciones de tracción) hasta la punta (disminución de las tensiones de compresión). Durante los ensayos sobre pilotes individuales se midieron levantamientos en cabeza de 0,84 mm y esfuerzos de origen térmico máximos de 1500 kN. El calentamiento simultáneo de los 4 pilotes evidenció un efecto grupo significativo en la respuesta termomecánica. Se dobló el grado de libertad (razón entre la deformación axial térmica observada y aquella en caso de dilatación libre) en los primeros 20 m con aumentos del levantamiento en cabeza de hasta 1 mm, pero con movimientos diferenciales menores y menores esfuerzos internos de origen térmico (hasta 1100 kN). La tensión máxima de origen mecánico y térmico durante los diferentes ensayos nunca excedió el 15 % de la resistencia media del hormigón (45 MN). El mayor impacto del efecto de grupo es que los movimientos diferenciales entre los pilotes de ensayo se reducen (menos de 0,22 mm). En consecuencia, la estructura se ve menos solicitada a largo plazo por desplazamientos cíclicos. Las deformaciones radiales del pilote se ven restringidas en los niveles de suelos firmes, pudiendo aumentar la resistencia por fuste en esos niveles. A pesar de cambios de temperatura de 3,5 a 4°C a medio metro del pilote en los ensayos de grupo, los piezómetros no mostraron variación en la presión intersticial, sugiriendo que una permeabilidad suficientemente alta del suelo evita excesos de presión de poros.

Tabla 6 – (cont.).

Local y ref.		
Campo de pruebas Dunkerke, Francia. Szymkiewicz <i>et al.</i> (2015)	Tipo de prueba y pilote	11 pilotes hormigonados in situ, armados en toda su longitud, 3 de ellos cargados mecánica y térmicamente y 8 de reacción, $\phi = 52$ cm; L = 12 m. encepado de hormigón armado sobre los 3 pilotes cargados. Instrumentación en cada pilote: 8 sensores de fibra óptica de deformación y temperatura en una de las barras, 16 extensómetros extensómetros en dos barras opuestas, extensómetro LCPC recuperable en tubo central de $\phi 52/60$ mm.
	Terreno	Principalmente arenas, con un nivel superior de limos de unos 3 m. N. F a 1,6 m de profundidad.
	Objeto principal	Impacto de la temperatura y ciclos de calentamiento/enfriamiento en la capacidad portante. Uno de los 3 pilotes sometido a ensayo de carga estática convencional para determinar la capacidad portante. El 2º solicitado mecánicamente (al 30% de la capacidad portante; C.S. = $2450/900=2,72$, nivel de seguridad de estado de servicio) y térmicamente durante 5 meses; y finalmente sometido a ensayo de carga estática. El 3º solicitado térmicamente 5 meses y después sometido a ensayo de carga estática. Ciclos previstos, aunque adaptados posteriormente, de 7 días de calentamiento y 7 días de enfriamiento, inyectando fluido a 30º y 2ºC respectivamente.
	Resultados	Parece no haber impactos negativos, en suelos arenosos, debidos a los ciclos de calentamiento/enfriamiento. Los movimientos medidos en cabeza de pilote son reversibles. Sin cambios en la resistencia por punta y aumento de la resistencia por fuste con los ciclos, atribuible a que el suelo parece mostrar tendencia a densificarse alrededor del fuste con los ciclos de temperatura.
Richmond (Houston) Texas, EE.UU. Sutman (2016) Sutman <i>et al.</i> (2019a)	Tipo de prueba y pilote	3 pilotes experimentales, hormigonados in situ: $\phi = 45,7$ cm; L= 15,24m (pilotes TP-1 y TP3) y L = 9,14m (pilote TP-2). 8 pilotes de reacción para aplicación de cargas mecánicas. 3 sondeos de observación a 50 cm de los pilotes geotérmicos, con 3 termistores y 2 o 3 piezómetros cada uno.
	Terreno	0-9,8m arcilla arenosa y limosa muy sobreconsolidada con nivel de arenas entre 5,2 – 5,6 m; 9,8-17,4 m arenas muy densas con gravas; NF a -3,4m
	Objeto principal	Efecto de las condiciones de restricción en cabeza y por punta en la distribución de tensiones de origen térmico. Ensayos de carga estática y aplicación de ciclos de temperatura durante 6 semanas con (TP-2 y TP-3) y sin (TP-1) carga mecánica en cabeza.
	Resultados	Efecto de carga mantenida en cabeza: mayores tensiones térmicas en la parte superior del pilote TP-3 (con carga en cabeza) que en el TP-1 (sin carga en cabeza), ambos con la punta en las arenas densas. Efecto de la resistencia del terreno en el pie: El pilote TP-2, más corto y con la punta en las arcillas, experimentó más deformación térmica y menos tensiones de origen térmico que el TP-3. Efecto de los ciclos de temperatura en la resistencia movilizada por fuste: muy pequeños aumentos de presión intersticial cerca del pilote TP-1; los desplazamientos cíclicos no llegan a producir reducción en la resistencia por fuste en los niveles de arcilla o en las arenas. La distribución de las deformaciones axiles inducidas térmicamente depende de la ubicación de la restricción dominante. Las condiciones de restricción en cabeza y punta de pilote afectan a la dirección y magnitud de la resistencia movilizada por fuste. La profundidad del punto neutro, donde esta resistencia cambia de signo, se sitúa más próxima de la restricción dominante. Durante el enfriamiento las diferencias entre los tres pilotes tienden a desaparecer, ya que las restricciones en cabeza y en punta se pierden. Los efectos térmicos en las deformaciones axiles, tensiones y resistencia movilizada por fuste dependen en gran medida del nivel de restricción en cabeza y punta de pilote.

Tabla 6 – (cont.).

Local y ref.		
Edificio residencial, Universidad Monash, Melbourne, Australia Faizal <i>et al.</i> (2019)	Tipo de prueba y pilote	2 pilotes geotérmicos hormigonados in situ con $\phi = 60$ cm y $L = 10$ m, de un total de 114 de la cimentación de edificio de 6 plantas; sometido a cambios de temperatura de 10°C a 23°C.
	Terreno	0-0,4 rellenos; 0,4-3,5 arcilla arenosa; 3,3-12,5 arena
	Objeto principal	Efecto de los ciclos diarios de cambio de temperatura.
	Resultados	Deformaciones axiales y radiales linealmente reversibles, comportamiento termoelástico; distribución compleja de las tensiones térmicas; tensiones térmicas radiales no significativas, mucho menores que las axiales, sin repercusión en la fricción por fuste
Edificio de estación de trenes. Xinyang, Henan, China Luo <i>et al.</i> (2019)	Tipo de prueba y pilote	Dos pilotes hormigonados in situ: (a) $\phi = 60$ cm; $L = 18,5$ m (tubo en U doble); y (b) $\phi = 80$ cm; $L = 13$ m (tubo en espiral), en edificio. Ensayos de respuesta térmica (TRT): sin carga mecánica en el pilote (a) y con el peso del edificio (1600-1800kN) en el (b).
	Terreno	3m de arcilla arenosa; 2 m de arenisca meteorizada no saturada; y 15 m de arenisca arcillosa.
	Objeto principal	Comportamiento térmico y termomecánico de 2 pilotes geotérmicos con tubo intercambiador de calor en doble U o en bucle en espiral.
	Resultados	La contracción en el enfriamiento se aproximó a la contracción libre en el pilote no cargado verticalmente; en el pilote cargado, debido a una mejor interacción pilote-terreno, hubo mayor restricción a la contracción y aparecieron tensiones de tracción. La resistencia movilizada por fuste durante el enfriamiento fue menor que durante el calentamiento. Durante el calentamiento las deformaciones radiales fueron inferiores a las libres, dando lugar a tensiones de compresión (mecanismo de expansión de cavidad en el terreno). En el enfriamiento, las deformaciones de origen térmico fueron mayores que las correspondientes a la libre contracción térmica. Se considera que la restricción de contracción térmica axial dio lugar a una mayor contracción radial, para una dada contracción volumétrica térmica y carga mecánica; esto dio lugar a una reducción de la tensión radial en el suelo alrededor del pilote, posiblemente contribuyendo a la diferencia de magnitud de la resistencia por fuste entre la fase de calentamiento y la de enfriamiento. La interacción termo-mecánica en la dirección radial merece mayor atención cuando el pilote se construye en suelos firmes.
Nankín, China Gangqiang <i>et al.</i> (2020)	Tipo de prueba	Pilote geotérmico hormigonado in situ con $\phi = 80$ cm y $L = 15$ m, en pantalla doble de sostenimiento con vigas riostras en cabeza. Restricción en cabeza y punta.
	Terreno	0-9m arcillas limosas; 9-20 m andesita.
	Objeto principal	Respuesta térmica y termo-mecánica, bajo cambio de temperatura medio de 20°C.
	Resultados	Tensiones térmicas en cabeza y punta de -0,101MPa/°C (34% de restricción total) y de -0,061 MPa/°C (20%).

Tabla 6 – (cont.).

Local y ref.		
Campos dos Goytacazes, Río de Janeiro, Brasil.	Tipo de prueba y pilote	Micropilote hormigonado in situ con $\phi = 40$ cm y $L = 12$ m, sometido sólo a cargas térmicas: 3 ciclos (TRT) con incrementos de T de 25°, 23° y 40°C.
	Terreno	0-3,5 arcilla arenosa; 3,5-5 arena limosa; 5-8 arena; 8-11 arcilla orgánica; >11 arena limosa.
	Objeto principal	3 ensayos tipo TRT, para análisis de respuesta termo-mecánica.
Casagrande <i>et al.</i> (2020)	Resultados	Menores deformaciones de origen térmico y temperaturas en la capa de arcilla. Cambio lineal de la deformación axial de origen térmico con la temperatura en todas las profundidades. Disminución del coeficiente movilizado de expansión térmica ($\mu\epsilon/^\circ\text{C}$) con cada ciclo en la capa de arcilla, atribuido a un aumento de la resistencia al corte debida al calentamiento cíclico.

Algunas de las conclusiones principales de estos estudios se podrían resumir del siguiente modo: 1) el comportamiento de los pilotes geotérmicos experimentales se ajusta al modelo conceptual en lo que respecta a aparición de tensiones axiales de origen térmico por estar la libertad de dilatación o contracción térmica del pilote restringida por el rozamiento por fuste y por las condiciones de contorno en cabeza y punta de pilote, y a los cambios de las tensiones tangenciales en el contacto fuste-terreno; estas acciones de origen térmico se suman a las de origen mecánico debidas a las cargas impuestas en cabeza de pilote; 2) el comportamiento del pilote con los ciclos de temperatura es termo-elástico; 3) las deformaciones y tensiones axiales de origen térmico y la resistencia movilizada por fuste están muy influidas por el tipo de terreno y las restricciones en cabeza y punta del pilote; 4) las deformaciones radiales de origen térmico dependen del tipo y consistencia del terreno circundante al pilote, pudiendo aproximarse a la dilatación libre en niveles de terreno flojo; en terrenos firmes, la tendencia a la dilatación radial puede dar lugar a un incremento de la resistencia por fuste; 5) con la aplicación de cargas térmicas se observan muy pequeños aumentos de presión intersticial cerca del pilote, y el efecto de los ciclos de temperatura en la resistencia movilizada por fuste, por este efecto, es pequeño; 6) en grupos de pilotes la respuesta mecánica depende de si se activa térmicamente uno o varios pilotes del grupo, observándose efecto de grupo en lo que respecta a la aparición de tensiones axiales en pilotes no activados térmicamente, y a restricciones y a movimientos diferenciales en cabeza; 7) con los niveles de cargas térmicas reales en pilotes integrados en la cimentación de edificios, los niveles de cargas axiales y de movimientos en cabeza inducidos térmicamente se consideran, en general, aceptables.

4.2 – Ensayos en modelos a escala reducida

Aunque las pruebas in situ a escala real son la mejor herramienta para investigar la respuesta termo-mecánica de los pilotes geotérmicos, constituyen estudios costosos en términos económicos y de tiempo. En los últimos años se han desarrollado estudios sobre pilotes geotérmicos a escala reducida, como alternativa a las pruebas in situ, cuyos resultados proporcionan una comprensión complementaria de su comportamiento bajo cargas térmicas y mecánicas. En particular, la utilización de pruebas en centrífuga ofrece un enfoque útil para medir parámetros empíricos en análisis de interacción suelo–estructura de cimentaciones energéticas, ya que las propiedades de las cimentaciones y las capas del suelo en el modelo a escala reducida se pueden controlar cuidadosamente y se pueden considerar diferentes configuraciones para las pruebas a menor coste que en ensayos a escala real, y permitiendo como éstos, mediante la instrumentación embebida en el modelo, medir deformaciones y tensiones inducidas térmicamente, cuyos resultados pueden utilizarse para validar análisis de interacción suelo-estructura así como modelos numéricos de

elementos finitos. Una ventaja adicional de los ensayos en centrífuga es que los pilotes geotérmicos se pueden cargar hasta rotura para, de esta forma, caracterizar los efectos de la temperatura en las curvas carga-asiento. El impacto de las tensiones radiales inducidas térmicamente en la resistencia por fuste y los efectos de las restricciones en los extremos del pilote, cabeza y punta, pueden ser también analizados en ensayos en centrífuga. Algunos estudios interesantes sobre pilotes geotérmicos realizados mediante modelos ensayados en centrífuga se pueden consultar en las siguientes referencias: McCartney et Rosenberg (2011); Stewart *et al.* (2014); Ng *et al.* (2014); Goode III *et al.* (2015); Ng *et al.* (2016).

En resumen los ensayos con modelos reducidos en centrífuga aportan resultados valiosos y complementarios a los de los ensayos a escala real en condiciones más controladas y uniformes en lo que se refiere a las características del terreno, y permitiendo variar con facilidad las condiciones de contorno en cabeza y punta de pilote. Algunos de los estudios han mostrado un comportamiento plástico en relación con los movimientos verticales tras la aplicación de los ciclos de temperatura que no resulta tan evidente en los ensayos a escala real. Por otro lado, estos ensayos permiten obtener conclusiones sobre los efectos que la dilatación y contracción térmica radial del pilote causan en el suelo circundante, en particular en lo referente a una eventual alteración de la resistencia por fuste, en función del tipo y consistencia del terreno.

5 – LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN ACTUALES

Los resultados de los estudios experimentales, además de esclarecer los modelos conceptuales de comportamiento mecánico de los pilotes sometidos a cargas mecánicas y térmicas, sirven para el desarrollo, ajuste y validación de modelos analíticos y, sobre todo, numéricos que simulen este comportamiento. La modelización numérica es, naturalmente, una útil herramienta que ayuda a comprender detalles del comportamiento de los pilotes. Con todo, el objetivo último de estos modelos es su utilización para el diseño de los pilotes geotécnicos, una vez conocidos el terreno en el que van a ser construidos, las cargas mecánicas y térmicas que van a recibir, y teniendo presente los tres requerimientos principales: desplazamientos admisibles (estados límite de servicio); tensiones aceptables para el hormigón del pilote (resistencia estructural); y márgenes de seguridad suficientes con respecto al fallo de la cimentación (estado límite último geotécnico). El efecto de las cargas térmicas en los pilotes en términos de movimientos y tensiones está limitado entre dos extremos teóricos, definidos, de un lado, por el caso de ausencia de restricciones a las deformaciones térmicas y, del otro, por el caso de restricción total a estas deformaciones; este último caso marcaría el máximo teórico que pueden alcanzar las tensiones internas de origen térmico en el pilote. Cada caso real se situará entre estos dos extremos, según el grado de libertad, en cada profundidad de pilote. Suponer una restricción total a la deformación de origen térmico en el diseño del pilote podría resultar, obviamente, excesivamente conservador, por lo que es necesario afinar el comportamiento del pilote con base en los modelos resultantes de los diferentes trabajos de investigación. Si bien los principios conceptuales del comportamiento termo-mecánico de estos pilotes son conocidos y han sido validados por los diferentes estudios experimentales, ya se han comentado, entre otras, las complicaciones que introducen las características particulares del perfil del terreno, las condiciones de restricción de movimientos en cabeza, en punta y a lo largo del fuste del pilote, los efectos de grupo, o las posibles alteraciones a las presiones intersticiales y a la resistencia del terreno y de la interfaz pilote-suelo con los ciclos de calentamiento-enfriamiento, además de los efectos que puede introducir la evolución con el tiempo de las condiciones térmicas en el conjunto cimentación-terreno, en función del régimen de explotación geotérmico, de las condiciones locales y del diseño del sistema. Es fundamentalmente en la evaluación de estos efectos donde se centran actualmente las investigaciones sobre el comportamiento de los pilotes geotérmicos, utilizando como herramientas tanto pruebas experimentales a escala real o a escala reducida, como modelos numéricos, en general de elementos finitos, de diferente complejidad, incluyendo los análisis acoplados termo-hidro-mecánicos para evaluar el impacto de la explotación térmica a largo plazo de los pilotes.

El desarrollo de modelos numéricos que simulen el comportamiento termo-mecánico de los pilotes geotérmicos es, obviamente, una línea de investigación que comienza prácticamente con las primeras pruebas experimentales, y que continúa en la actualidad. Algunos ejemplos de estos estudios se pueden consultar en las siguientes referencias: Laloui *et al.* (2006); Olgun *et al.*, (2014); Rotta Loria *et al.* (2015); Sutman (2016); Gawecka *et al.*, (2017); Rui *et al.* (2017).

De las conclusiones tanto de los trabajos experimentales como de los de modelación numérica, se pueden destacar algunos aspectos del comportamiento termo-mecánico de los pilotes geotérmicos que requieren especial atención, entre los cuales los siguientes:

- El impacto de las tensiones radiales inducidas térmicamente en la resistencia al corte en la interfaz fuste-terreno en función del tipo de terreno; las deformaciones radiales del pilote se ven restringidas en los niveles de suelos firmes, pudiendo aumentar la resistencia por fuste en esos niveles; durante la fase de enfriamiento, se produce el efecto contrario, con la reducción de la tensión radial en el suelo alrededor del pilote, posiblemente contribuyendo a la diferencia de magnitud de la resistencia por fuste entre la fase de calentamiento y la de enfriamiento.
- La eventual migración de la humedad del suelo, inducida por gradientes térmicos, podría afectar a la resistencia del pilote, especialmente en suelos parcialmente saturados; los aumentos de presión intersticial alrededor del pilote con el calentamiento parecen estar influidos por la permeabilidad del suelo, siendo despreciables en arenas y suelos permeables;
- El comportamiento de los pilotes sometidos a ciclos de cargas térmicas bajo niveles de carga mecánica axial elevados, que pueden dar lugar a un comportamiento plástico, con asientos no recuperables, lo que puede afectar a la comprobación no sólo a los estados límites últimos, sino también de servicio; en general, en las pruebas a escala real se observa, en lo referente a los asientos en cabeza, un comportamiento termoplástico bajo los ciclos térmicos, pero este comportamiento podría limitarse a los casos en que la carga mecánica con respecto a la capacidad portante no excede de un determinado nivel;
- Casi todos los estudios experimentales se han llevado a cabo con pilotes hormigonados in situ, con diámetros de pilote claramente superiores a los de pilotes hincados. Es importante profundizar en las diferencias de comportamiento que se pueden derivar del método constructivo, en particular en lo referente a potenciales cambios de la resistencia por fuste con los ciclos térmicos; posiblemente el efecto de densificación del suelo y rotura de partículas de suelo durante la hinca puede contribuir a una respuesta dilatante durante la aplicación de la carga térmica; los pilotes hincados podrían tener un mejor comportamiento respecto a estados límite de servicio;
- Los efectos de interacción entre pilotes en un grupo es uno de los aspectos más importantes que se deben investigar, pues resultan críticos para el adecuado proyecto de los pilotes geotérmicos;

Si los esfuerzos de investigación del comportamiento de los pilotes geotérmicos deben continuar, tanto a partir de la experimentación y auscultación, como mediante la utilización de los métodos numéricos, a efectos prácticos es importante también desarrollar u optimizar métodos aproximados de diseño para los proyectos de cimentaciones. En ese sentido, en los últimos años se están llevando a cabo investigaciones con el objetivo de modificar y ampliar varios métodos aproximados para el análisis de pilotes geotérmicos sometidos a cargas mecánicas y térmicas, que fueron desarrollados originalmente para el análisis de cimentaciones de pilotes convencionales sometidos únicamente a cargas mecánicas, incluyendo formulaciones del método de las curvas de transferencia de carga, para un pilote aislado (Suryatriyastuti *et al.*, 2014; CFMS/SYNTEC Ingénierie, 2016; Sutman *et al.*, 2019b), y, para el análisis de grupos de pilotes geotérmicos, los

métodos de factor de interacción (Rotta Loria *et al.*, 2016; Ravera *et al.*, 2020), o del pilote equivalente (Rotta Loria *et al.*, 2017).

6 – CONCLUSIONES

En el artículo se ha centrado en estudios experimentales sobre el comportamiento mecánico de los pilotes geotérmicos, sometidos a cargas mecánicas y térmicas, sin entrar en los aspectos del comportamiento y dimensionamiento térmico de este tipo de estructuras de cimentación, pudiendo encontrarse una buena revisión de esta cuestión en Loveridge *et al.* (2020).

Tras una introducción sobre la repercusión de la introducción de cargas térmicas en el comportamiento mecánico de los pilotes, y una referencia a los primeros estudios experimentales sobre pilotes geotérmicos en diferentes países europeos, se han presentado de forma resumida los trabajos realizados en España en el ámbito del proyecto PITERM.

Los ensayos realizados en 2012 para el proyecto PITERM supusieron uno de los primeros, si no el primero, estudios del comportamiento de pilotes geotérmicos hincados. De hecho, hasta la fecha en la bibliografía son escasísimos los trabajos relativos a pilotes geotérmicos hincados. En este caso se trataba de evaluar el comportamiento termomecánico de un pilote geotérmico experimental de hormigón prefabricado hincado en los terrenos deltaicos de la ciudad de Valencia, España, y sometido a cargas mecánicas y térmicas, simulando su uso dentro de una instalación geotérmica trabajando en modo verano (refrigeración del edificio y calentamiento de la cimentación). Se introdujeron una serie de medidas innovadoras en el diseño del pilote, tales como, por un lado, la instalación en su interior, después de la hinca, de dos tubos de PE con una configuración en forma de doble U utilizados más adelante para la activación térmica del pilote, y por otro lado, los dispositivos para instalar y conectar los cables de instrumentación interna (VWSG y OFS) entre las dos partes de 8,7 m de largo de que constaba el pilote. Los datos recogidos de los sensores de instrumentación internos y externos permitieron evaluar el comportamiento mecánico y termomecánico del pilote en términos de deformaciones y tensiones axiales internas y cargas axiales, y, por lo tanto, de valores de las tensiones de corte en la interfaz de pilote-terreno, así como los movimientos y deformaciones del pilote. Las mediciones de las deformaciones axiales internas del pilote y los movimientos de la cabeza que tuvieron lugar durante los ensayos de carga estática A y B eran indispensables para comprender el comportamiento mecánico del pilote como elemento de cimentación y para analizar el efecto de las cargas térmicas aplicadas posteriormente en los ensayos C y E.

Al aplicar acciones térmicas a este pilote geotérmico hincado experimental, se modificó la forma en que el pilote soportaba las cargas mecánicas. Se verificó que a medida que el pilote se calienta o se enfría, aparecen cambios en la magnitud y signo de las tensiones de corte entre el fuste y el suelo circundante, ya que el terreno se opone a la dilatación o a la contracción térmica libre del pilote. Como consecuencia, se altera la distribución de tensiones verticales y cargas axiales a lo largo del pilote. La forma en que se producen estos cambios está fuertemente influenciada, por un lado, por el perfil geotécnico del terreno, y, por otro lado, por el modo de trabajo del pilote y la distribución entre las resistencias por fuste y por punta. En este estudio, cuando el pilote se calentó, se verificó un aumento significativo de la carga axial a lo largo del pilote, así como de la carga por punta, lo que causó una reducción importante del coeficiente de seguridad por punta, particularmente en el ensayo C. El incremento de carga axial en el pilote fue del orden del 40% durante el ensayo C y de aproximadamente el 12% durante el ensayo E. Es importante señalar que las cargas térmicas aplicadas durante el ensayo C fueron más altas que las que serían necesarias en un caso real de explotación geotérmica de una oficina normal o edificio residencial cimentado en pilotes, que estarían más cerca de las aplicadas en ensayo E. En todo caso, este efecto debe tenerse en cuenta no sólo en relación con la capacidad portante del pilote geotérmico frente a cargas verticales, sino también para el proyecto de su resistencia estructural.

Se incluye también en el artículo una breve revisión, no exhaustiva, de pruebas experimentales con pilotes geotérmicos realizadas en diferentes países en la última década utilizando pilotes hormigonados in situ, y cuyos resultados van al encuentro de los obtenidos en el proyecto PITERM, confirman el modelo conceptual representativo de un comportamiento termo-elástico, para los niveles de cargas térmicas que son esperables en las aplicaciones reales, revelan la importancia del perfil de terreno atravesado y de las condiciones de restricción de movimientos en el pie y en la cabeza del pilote.

Se hace también referencia a trabajos experimentales realizados en varios países sobre modelos a escala reducida en centrífuga. Estos ensayos son de gran utilidad para el estudio de este tipo de cimentaciones en condiciones más controladas y uniformes en lo que se refiere a las características del terreno. También permiten variar con facilidad las condiciones de contorno en cabeza y punta de pilote, y realizar ensayos en condiciones extremas, hasta rotura del pilote, lo que ha revelado la posibilidad de comportamientos plásticos en relación con los movimientos verticales tras la aplicación de los ciclos de temperatura que no resulta tan evidente en los ensayos a escala real.

Finaliza el artículo con algunos apuntes sobre las líneas de investigación más recientes a nivel internacional. Se hace referencia a algunos trabajos sobre modelización numérica realizados en los últimos años. Se destaca la necesidad de seguir investigando para mejorar la comprensión del comportamiento termomecánico de los pilotes geotérmicos y para formalizar las pautas de proyecto y coeficientes de seguridad adecuados para asegurar los estados límite últimos y de servicio de este tipo de elementos de cimentación geotérmicos.

7 – REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Amatya, B. L.; Soga, K.; Bourne-Webb, P. J.; Amis, T.; Laloui, L. (2012). *Thermo-mechanical behaviour of energy piles*. Géotechnique, 62(6), 503-519.
- Amis, A.; Bourne-Webb, P.; Amatya, B.; Soga, K.; Davidson, C. (2008). *The effects of heating and cooling energy piles under working load at Lambeth College*. Proc. 33rd Ann. and 11th Int. DFI Conf., New York, 10 pp.
- Bouazza, A.; Singh, R.M.; Wang, B.; Barry-Macaulay, D; Haberfield, C.; Chapman, G.; Baycan, S.; Carden, Y. (2011). *Harnessing on site renewable energy through pile foundations*. Australian Geomech. J. , 46(4), 79-90, dic 2011.
- Bourne-Webb, P.J. 2013. *Observed response of energy geostructures*. *Energy geostructures: innovation in underground engineering*. Editado por L. Laloui y A. Di Donna. ISTE Ltd., and John Wiley and Sons, Hoboken. pp. 45–67.
- Bourne-Webb, P.J.; Amatya, B.; Soga, K.; Amis, T.; Davidson, C.; Payne, P. (2009). Energy pile test at Lambeth College, London: geotechnical and thermodynamic aspects of pile response to heat cycles. Géotechnique 59(3): 237–248.
- Bourne-Webb P.J.; Amatya, B.; Soga, K. (2013). *A framework for understanding energy pile behaviour*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Geotechnical Engineering 166(2): 170–177, <http://dx.doi.org/10.1680/geng.10.00098>.
- Bourne-Webb, P.J.; Bodas Freitas, T.M. (2020) *Thermally activated piles and pile groups under monotonic and cyclic thermal loading – A review*. Renewable Energy 147: 1040 2572–2581.
- Brandl, H. (2006). *Energy foundations and other Thermo-Active Ground Structures*. Geotechnique 56(2), 81-122.

- Casagrande, B.; Fernando Saboya, F.; Tibana, S.; McCartney, J.S. (2020). *Mechanical response of a thermal micro-pile installed in stratified sedimentary soil*. E3S Web of Conferences 205, 05007 (2020), ICEGT 2020.
- CEDEX (2014). *Caracterización termo-mecánica y nuevas técnicas de diseño de pilotes termoactivos*. PROYECTO PITERM (2011-2014). Informe Técnico del Laboratorio de Geotecnia del CEDEX, Madrid, España.
- CFMS/SYNTEC Ingénierie (2016) *Recommandations pour la conception, le dimensionnement et la mise en oeuvre des géostructures thermiques*. Revue Française de Géotechnique 149(1): 1-120, <https://doi.org/10.1051/geotech/2017012>.
- De Groot, M. (2017) *Comportamiento termodinámico de pilotes prefabricados*. Ph.D. thesis, Universidad Politécnica de Valencia, Spain.
- De Santiago, C., Pardo de Santayana, F., de Groot, M., Uchueguía, Badenes, B., Magraner, T., J., Arcos, J. L. and Martín, F. (2016) *Thermo-mechanical behavior of a thermo-active precast pile*. Bulgarian Chemical Communications, Volume 48, Special Issue E; pp. 41-54.
- Faizal, M.; Bouazza, A.; McCartney, J.S.; Haberfield, C. (2018). *Axial and radial thermal responses of a field-scale energy pile under monotonic and cyclic temperature changes*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, oct. 2018, vol. 144, nº 10, ASCE.
- Faizal, M.; Bouazza, A.; McCartney, J.S.; Haberfield, C. (2019). *Effects of cyclic temperature variations on thermal response of an energy pile under a residential building*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, oct. 2019, vol. 145, nº 10, ASCE.
- Gawecka, K.A.; Taborda, D.M.G.; Potts, D.M.; Cui, W.; Zdravkovic, L.; Haji Kasri, M.S. (2017). *Numerical modelling of thermo-active piles in London Clay*. Geotechnical Engineering, Volume 170 Issue GE3, ICE, jun. 2017.
- Gangqiang, K.; Zhou, Y.; Wu, D.; Yin, G.; Pu, H. (2020). *Field test on thermal response characteristics of an energy pile in underground row piles*. E3S Web of Conferences 205, 05011 (2020), ICEGT 2020.
- Goode III, J. C.; McCartney, J. S. (2015). *Centrifuge Modeling of End-Restraint Effects in Energy Foundations*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ago. 2015, vol. 141, nº 8, ASCE.
- GSHPA Association (2012) *Thermal pile design, installation and material standards*. Issue 1.0, 1st October 2012.
- Katzenbach, R.; Clauss, F.; Waberseck, T.; Wagner, I. (2008). *Coupled Numerical Simulation of Geothermal Energy Systems*. 12th International Conference of Inter-national Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG), Goa, India.
- Katzenbach, R.; Clauss, F.; Waberseck, T. (2011). *Sustainable energy supply and storage with enhanced geothermal energy systems*. Topical Issues of subsoil Usage, S. Petersburgo, Rusia.
- Laloui, L. (2008). *Heat exchanger geostructures. Static behaviour under temperature variations. Energetic geostructures*. Workshop, London.
- Laloui, L. (2011). *In-situ testing of heat exchanger pile*. Proc., GeoFrontiers 2011, J. Han and D. E. Alzamora, eds., ASCE, Reston, VA, 410-419.
- Laloui, L.; Moreni, M.; Vulliet, L. (2003). *Comportement d'un pieu bifonction, fondation et échangeur de chaleur*. Can. Geotech. J. 40, 388-402.

- Laloui, L.; Nuth, M.; Vulliet, L. (2006). *Experimental and numerical investigations of the behaviour of a heat exchanger pile*. International Journal for Numerical & Analytical Methods in Geomechanics 30(8), 401-413.
- Laloui, L.; di Donna, A. (2011). *Understanding the behaviour of energy geostructures*. Proceedings of Institution of Civil Engineers. Civil Engineering 164, 184-191.
- Loveridge, F.; McCartney, J. S.; Narsilio, G. A.; Marcelo Sanchez, M. (2020). *Energy geostructures: A review of analysis approaches, in situ testing and model scale experiments*. Geomechanics for Energy and the Environment, 22 (2020) 1001730.
- Luo, J.; Zhang, Q.; Zhao, H.; Gui, S.; Xiang, W.; Rohn, J.; Soga, K. (2019). *Thermal and Thermomechanical Performance of Energy Piles with Double U-Loop and Spiral Loop Heat Exchangers*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, dic. 2019, vol. 145, nº 12, ASCE.
- McCartney, J. S.; Rosenberg, J.E. (2011). *Impact of heat exchange on side shear in thermoactive foundations*. Proc. , Geo-Frontiers 2011 (GSP 2 I 1), J. Han and D. E. Alzamora, eds., ASCE, Res ton, VA, 488-498.
- McCartney, J. S.; Murphy, K. D. (2012). *Strain distributions in full-scale energy foundations*. (DFI Young Professor Paper Competition 2012), DFI Journal - The Journal of the Deep Foundations Institute, 6:2, 26-38, DOI: 10.1179/dfi.2012.008.
- McCartney, J.S.; Murphy, K.D. (2017). *Investigation of potential dragdown/uplift effects on energy piles*. Geomechanics for Energy and the Environment. <http://dx.doi.org/10.1016/j.gete.2017.03.001>.
- Mimouni, T.; Laloui, L. (2015). *Behaviour of a group of energy piles*. Can. Geotech. J. 52: 1913–1929, may. 2015.
- Ministerio de Vivienda (2006). Documento Básico–Seguridad Estructural-Cimientos del Código Técnico de la Edificación (Documento Básico SE-C, 2006), Spain.
- Murphy, K.D.; McCartney, J.S.; Karen S. Henry, K.S. (2015). *Evaluation of thermo-mechanical and thermal behavior of full-scale energy foundations*. Acta Geotechnica (2015) 10:179–195, DOI 10.1007/s11440-013-0298-4.
- Ng, C. W. W.; Shi, C.; Gunawan, A.; Laloui, L. (2014). *Centrifuge modelling of energy piles subjected to heating and cooling cycles in clay*. Géotechnique Letters 4, 310–316, oct. 2014.
- Ng, C. W. W.; Gunawan, A.; Shi, C.; Ma, Q.J.; Liu, H.L. (2016). *Centrifuge modelling of displacement and replacement energy piles constructed in saturated sand: a comparative study*. Géotechnique Letters 6, 34–38, mar. 2016.
- Olgun, C. G.; Ozodogr, T.Y.; Arson, C. F. (2014). *Thermo-mechanical radial expansion of heat exchanger piles and possible effects on contact pressures at pile–soil interface*. Géotechnique Letters, jul. 2014.
- Pardo de Santayana, F., de Santiago, C., de Groot, M., and Arcos, J. L. (2016) *Comportamiento de un pilote prefabricado experimental bajo ensayos de aplicación de cargas estáticas*. 10º Simposio Nacional de Ingeniería Geotécnica, SEMSIG. ISBN :978-84-945282-2-2, La Coruña, Spain; pp. 461-470.
- Pardo de Santayana, F.; de Santiago, C.; de Groot, M.; Uchueguía, J.; Arcos, J. L.; Badenes, B. (2020). *Effect of thermal loads on pre-cast concrete thermopile in Valencia, Spain*. Environmental Geotechnics 7(3) 208-222.

- Ravera, E.; Sutman, M.; Laloui, L. (2020). *Analysis of the interaction factor method for energy pile groups with slab*. Computers and Geotechnics, 119 (2020) 103294.
- Rotta Loria, A. F.; Gunawanb, A.; Shi, C.; Laloui, L. (2015). *Numerical modelling of energy piles in saturated sand subjected to thermo-mechanical loads*. Geomechanics for Energy and the Environment 1 (2015) 1-15.
- Rotta Loria, A. F.; Laloui, L. (2016). *The interaction factor method for energy pile groups*. Comput. Geotech. 80, <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.07.002>.
- Rotta Loria, A. F.; Laloui, L. (2017). *The equivalent pier method for energy pile groups*. Géotechnique 2017; 67(8):691–702.
- Rui, Y.; Yin, M. (2017). *Investigations of pile-soil interaction under thermo-mechanical loading*. Canadian Geotechnical Journal, nov. 2017.
- Soga, K. (2011). *Soil-structure interactions for thermal piles/walls; Fundamentals; Design considerations; Future research needs*. GSHPA Workshop, November 2011.
- Suryatriyastuti, M.E.; Mroueh, H.; Burlon, S. (2014). *A load transfer approach for studying the cyclic behavior of thermo-active piles*. Computers and Geotechnics, 55 (enero):378–91.
- Stewart, M.A.; McCartney, J. S. (2014). *Centrifuge Modeling of Soil-Structure Interaction in Energy Foundations*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, abr. 2014, vol. 140, n° 4, ASCE.
- Sutman, M. (2016). *Thermo-Mechanical Behavior of Energy Piles: Full-Scale Field Testing and Numerical Modeling*. Ph.D. Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University. Blacksburg, VA, EE.UU., ago. 2016.
- Sutman, M.; Tracy Brettmann, T.; Guney Olgun, C. (2019a). *Full-scale in-situ tests on energy piles: Head and base-restraining effects on the structural behaviour of three energy piles*. Geomechanics for Energy and the Environment, 18 (2019), pp. 56-68.
- Sutman, M.; Olgun, G.; Laloui, L. (2019b). *Cyclic load-transfer approach for the analysis of energy piles*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019; 145(1):04018101.
- Wang, B.; Bouazza, A.; Singh, R.M.; Haberfield, C.; Barry-Macaulay, D.; Baycan, S. (2015). *Posttemperature Effects on Shaft Capacity of a Full-Scale Geothermal Energy Pile*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, abr. 2015, vol. 141, n° 4, ASCE.