



**UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL**

**ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD NUMÉRICA DE TESTS DE RESPUESTA
TÉRMICA (TRT) EN PILOTES GEOTÉRMICOS**

**TESIS PARA OPTAR AL GRADO DE MAGISTER EN CIENCIAS DE LA
INGENIERÍA, MENCIÓN RECURSOS Y MEDIO AMBIENTE HÍDRICO**

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL

ALEJANDRO JAVIER FRANCO VARGAS

**PROFESOR GUÍA:
PAULO HERRERA RICCI**

**MIEMBROS DE LA COMISIÓN:
MAURICIO TOLEDO VILLEGAS
RICARDO MOFFAT COVARRUBIAS
YARKO ÑIÑO CAMPOS**

**SANTIAGO DE CHILE
2015**

**RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR AL
TÍTULO DE: Ingeniero Civil y grado de Magister en
Ciencias de la Ingeniería, Mención Recursos y Medio
Ambiente Hídrico
POR: ALEJANDRO JAVIER FRANCO VARGAS
FECHA: 08/05/2015
PROFESOR GUÍA: PAULO HERRERA RICCI**

ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD NUMÉRICA DE TESTS DE RESPUESTA TÉRMICA (TRT) EN PILOTES GEOTÉRMICOS

El desarrollo de los intercambiadores de calor como sistemas de aprovechamiento de energía geotérmica de muy baja entalpía, ha contribuido de forma significativa a reducir el consumo de energía en la climatización de edificios. Para obtener un buen rendimiento de este tipo de sistemas es necesario realizar un diseño óptimo, lo cual requiere una buena estimación de los parámetros térmicos. El test de respuesta térmica (TRT) es el método actualmente empleado para la determinación de las propiedades térmicas del suelo para el diseño de sistemas geotérmicos de muy baja entalpía tradicionales.

Los sistemas de pilotes geotérmicos utilizan los pilotes de fundación requeridos en la construcción de edificios, como intercambiadores de calor con el suelo, al incorporarle un circuito de tuberías en su interior por donde fluye el líquido transportador de calor. Estos sistemas son relativamente nuevos y presentan ciertas diferencias con respecto a sistemas tradicionales, lo que hace necesario estudiar la validez de aplicar pruebas TRT para su diseño. Lo anterior es la motivación del trabajo de esta tesis, en la cual se utilizó un modelo numérico desarrollado en COMSOL Multiphysics® para reproducir TRTs sintéticos en un pilote geotérmico bajo ciertas condiciones ideales. Basado en el análisis de los resultados de las simulaciones numéricas, se concluye que la interpretación de los resultados de TRTs en este tipo de sistemas es complejo, ya que dependen de la relación entre la conductividad térmica del suelo y del concreto, la tasa de la capacidad calorífica volumétrica entre el suelo y el material de relleno, el diámetro del pilote, y el espaciamiento entre tuberías, entre otros factores. Los errores asociados a cualquiera de esos parámetros en la interpretación de dichas pruebas mediante el uso del método tradicional de análisis, que considera una fuente lineal de calor (LHS), pueden ser hasta un 50% de sobrestimación para pruebas de relativa corta duración. Por ejemplo, el análisis de las simulaciones indica que, para un pilote de un metro de diámetro, es necesario realizar pruebas de más de 400 horas para obtener resultados confiables. Además, estos errores pueden ser acumulativos lo que puede aumentar la incertidumbre respecto a la estimación de los parámetros de diseño.

Por lo anterior, se recomienda utilizar el conjunto de resultados generados en este estudio para estimar factores de corrección que deben aplicarse al interpretar los resultados de TRT en pilotes geotérmicos. Se espera que de esta forma los resultados presentados en este estudio permitan una correcta interpretación de los resultados de pruebas de terreno de corta duración, con el consiguiente beneficio en términos logísticos y económicos.

**ABSTRACT OF: Civil Engineering Thesis and Master of
Science Thesis in the Master's Programme
Environmental and Water Resources.
BY: ALEJANDRO JAVIER FRANCO VARGAS
DATE: 08/05/2015
ADVISOR: PAULO HERRERA RICCI**

NUMERICAL SENSITIVITY ANALYSIS OF THERMAL RESPONSE TESTS (TRT) IN ENERGY PILES

The development of heat exchangers as very low enthalpy geothermal energy systems, have contributed significantly to reduce energy consumption for heating and cooling buildings. An optimal design is necessary for a good performance of such systems, which requires a good estimation of the thermal parameters. Thermal response test (TRT) is the current method used for determining the thermal properties of soil for designing traditional very low enthalpy geothermal systems.

Energy Pile systems use foundation piles, in the construction of buildings, as heat exchangers with the ground, by incorporating a pipe circuit inside where the heat carrier fluid flows. These systems are relatively new and have certain differences from traditional systems, which make them necessary to study the validity of applying TRT tests for their design. This is the motivation of this thesis, in which a numerical model developed in COMSOL Multiphysics®, that reproduces synthetic TRTs in an energy pile under certain ideal conditions, is used. Based on analysis of results of numerical simulations, we conclude that the interpretation of the results of TRTs in these systems is complex, since they depend on the rate between the thermal conductivity of the soil and the filling material, the rate between the volumetric heat capacity between the soil and the filling material, the pile diameter, and spacing between pipes, among other factors. The errors associated with any of these parameters in the interpretation of these tests using the traditional method of analysis that considers a lineal heat source (LHS) can be up to 50%, for tests of relatively short duration. For example, analysis of the simulations indicates that for a one meter diameter pile is necessary to test more than 400 hours to obtain reliable results. These errors may be cumulative so it can increase the uncertainty regarding the estimation of design parameters.

Therefore, we recommend using the set of results generated in this study to estimate correction factors to be applied when interpreting the results of TRT in energy piles. It is hoped that in this way the results presented in this study allow a correct interpretation of the results of field tests of short duration, with consequent benefits in logistical and economic terms.

AGRADECIMIENTOS

A mi familia y amigos, por su apoyo.

A Paulo Herrera y Lucy Taylor, por su paciencia y comprensión.

Tabla de Contenido

1	Introducción	1
1.1	Motivación	1
1.2	Estructura de la tesis	10
2	Metodología	11
2.1	Interpretación analítica basada en el modelo de fuente de calor lineal (LHS)	11
2.2	Modelo numérico utilizado	12
2.2.1	Modelo Conceptual	13
2.2.2	Parámetros adimensionales utilizados en el análisis de datos	15
2.2.3	Escenarios Simulados	16
3	Análisis de sensibilidad	18
3.1	Influencia de las propiedades del suelo y del concreto	18
3.2	Conductividad Térmica	19
3.3	Capacidad calorífica volumétrica	20
3.4	Espaciamiento entre tuberías	22
3.5	Diámetro de la pila	23
3.6	Comparación entre diferentes configuraciones de tuberías: Helicoidal, Triple-U y U... ..	24
4	Conclusiones y recomendaciones	27
4.1	Conclusiones	27
4.2	Sugerencias de Futuras Investigaciones	28
5	Bibliografía	29
	ANEXOS	33
	ANEXO A: Publicación en revista científica	33
	ANEXO B: Modelación numérica del sistema BHE experimental dentro del proyecto “Nuevo Camino de Acceso – Templo Bahai”	57
	ANEXO C: Valores típicos de propiedades térmicas de suelos y materiales de relleno	62
	ANEXO D: Gráficos extendidos de conductividad térmica y capacidad calorífica volumétrica adimensionales	66

Nomenclatura

C	Capacidad calorífica específica	$\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$
D	Diámetro de la pila	m
d	Diámetro de la tubería	mm
E_1	Integral Exponencial	
e	Espesor de la tubería	mm
F_0	Tiempo	adimensional
H	Profundidad de la pila	m
Q	Fuentes de calor	W
q	Tasa de inyección de calor por metro de longitud del sondaje	Wm^{-1}
Q_w	Caudal de fluido	m^3s^{-1}
r	Distancia radial	m
r_b	Radio de la pila o sondaje	m
R_b	Resistencia Térmica	KmW^{-1}
S	Separación entre tuberías	m
t	Tiempo	s
T	Temperatura	$^{\circ}\text{C}$ o K
\bar{T}	Temperatura media del fluido	$^{\circ}\text{C}$ o K
u	Velocidad el fluido	ms^{-1}
z	Profundidad vertical	m
α	Difusividad Térmica	m^2s^{-1}
γ	Constante de Euler	0.5772...
λ	Conductividad Térmica	$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
ρ	Densidad	kg m^{-3}
ρC	Capacidad calorífica volumétrica	$\text{Jm}^{-3}\text{K}^{-1}$

Subíndices

LS	Parámetro obtenido con la metodología Line Heat Source
0	Inicial o sin perturbación
1 o 2	Instantes diferentes y seguidos
c	Parámetro del concreto o material de relleno
s	Parámetro del suelo
w	Parámetro del agua
pipe	Parámetro de la tubería
in	Parámetro que entra al sistema
out	Parámetro que sale del sistema
up	Parámetro de la tubería de salida con flujo ascendente
down	Parámetro de la tubería de entrada con flujo descendente

1 Introducción

1.1 Motivación

Hoy en día, y en el contexto del cambio climático global, el ahorro energético y su contribución en la reducción de emisiones de gases de efecto invernadero, son temas apremiantes que atender. Por ejemplo, en Reino Unido, país donde los edificios son responsables de cerca del 40% de la energía consumida y casi la mitad de emisiones de carbono (Perez-Lombard et al., 2008), la Ley de Cambio Climático de 2008 ha impuesto el objetivo de reducir la emisión de dióxido de carbono y otros gases de efecto invernadero en al menos un 80% para 2025 (comparado con aquellos de 1990). Además, la climatización de edificios, que requiere gran cantidad de energía, es responsable a nivel global de cerca del 20% de las emisiones de gases de efecto invernadero según reportes de Naciones Unidas (PNUMA, 2010). En Chile, esta necesidad representa el 50% de la energía consumida por los edificios (Cabrera, 2008). Así, el mejoramiento en la eficiencia de los sistemas de climatización puede producir un gran impacto en la reducción de emisiones de carbono.

En las últimas décadas, los sistemas geotérmicos de muy baja entalpía han surgido como una solución renovable y ambientalmente amigable para estos enormes requerimientos energéticos. Este tipo de geotermia utiliza el hecho que la temperatura del suelo permanece relativamente estable durante todo el año, la cual dependiendo de la localización y altura, varía entre 7 y 16°C a partir de los 10-15 m de profundidad (Busby et al., 2009). Este rango de temperaturas del subsuelo no es aprovechable directamente para calefacción de habitaciones, por lo que se utilizan los sistemas de Bombas de Calor Geotérmicas o Ground Source Heat Pumps (GSHP) (GSHPA, 2012). Los sistemas GSHP se conforman de tres componentes: el circuito de intercambiadores de calor (circuito primario), una bomba geotérmica y el sistema de distribución de energía interior (circuito secundario). Los intercambiadores conducen el fluido que absorbe el calor del subsuelo, llevando la energía geotérmica a través de tuberías, para luego acoplarse a una bomba de calor convencional, y así cambiar la temperatura a aquella requerida por el sistema de distribución de energía para la climatización de ambientes. Este último circuito es una red cerrada de tuberías con fluido, incrustada en el suelo y en las paredes de la edificación.

Los sistemas que utilizan bombas de calor pueden suministrar energía para climatización de edificaciones pequeñas y descentralizadas, como viviendas unifamiliares o multifamiliares y edificaciones comerciales. La producción de electricidad a partir de GSHP es teóricamente posible, pero no es eficaz. En este sentido es similar a la biomasa, que exhibe una alta eficiencia para la calefacción (85%), pero una extremadamente baja eficacia para la producción de energía eléctrica, que se estima del orden de 25% (Brandl, 2006).

Los sistemas de GSHP con un adecuado dimensionamiento, pueden alcanzar hasta un 40% de reducción de CO₂ comparados con una caldera a gas (Jenkins et al., 2009). Además, su coeficiente de rendimiento (COP, por sus siglas en inglés: coefficient of performance) es más alto que el de otros sistemas (entre 3 y 4), como bombas de calor que utilizan el aire como fuente de calor (entre 2 y 3) (Stafell, 2009). Por otra parte, la experiencia ha demostrado que estos sistemas de climatización geotérmica pueden ahorrar hasta dos tercios de los costos de calefacción convencionales (Brandl, 2006). De esta manera, la reducción en el uso de energía, además de la disminución de costos, hacen de las GSHP uno de los sistemas más eficientes de

uso energético para el acondicionamiento de ambientes de uso residencial y de edificios comerciales. Dentro de las ventajas de estos sistemas está su uso cíclico estacional, balanceando la energía a lo largo del año, pues el sistema enfría el suelo en invierno (extracción de calor/inyección de frío) y lo calienta durante el verano (inyección de calor/extracción de frío).

Los intercambiadores de calor se clasifican en abiertos y cerrados (ver Figura 1). Los circuitos abiertos o pozos, utilizan agua subterránea para absorber o ceder calor desde o hacia capas acuíferas del subsuelo. Por otro lado, los sistemas cerrados se componen por tuberías ubicadas en el subsuelo, haciendo circular un fluido que actúa como medio de transporte de calor, desde el suelo al sistema GSHP y viceversa. Los sondajes verticales y las configuraciones de trincheras horizontales son los sistemas más usados como intercambiadores de calor en sistemas cerrados. El primero es el preferido debido a que requiere menos área de terreno. El fluido utilizado puede ser agua, agua con anticongelante (glicol principalmente), o una solución salina. La mezcla de agua y glicol ha demostrado ser la más adecuada, pues contiene también aditivos para prevenir la corrosión de las tuberías, válvulas, la bomba de calor, etc.

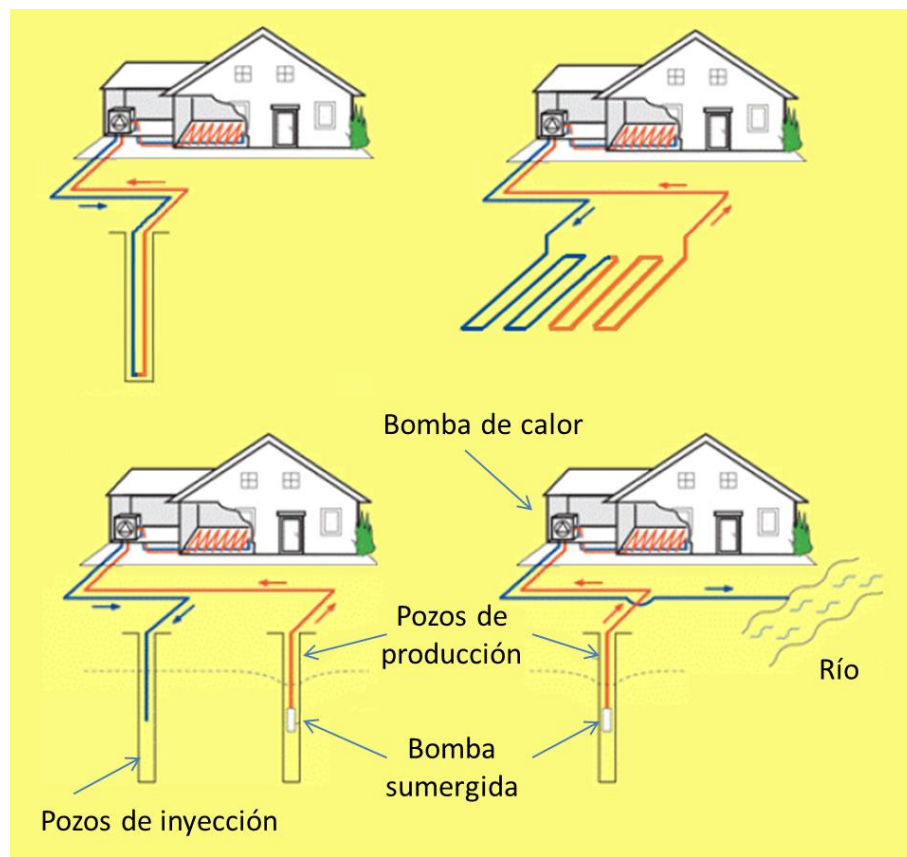


Fig. 1. Ilustración esquemática de intercambiadores de calor. Sistemas cerrados: sondajes verticales (esquina superior izquierda) y trincheras horizontales (esquina superior derecha). Sistemas abiertos: circuito de pozos que devuelven agua al acuífero (esquina inferior izquierda) o a una fuente superficial (esquina inferior derecha) (extraído de Llopis & Rodrigo, 2008).

En Chile, se estima que “escuelas y viviendas sociales podrían ser calefaccionadas con geotermia, entregando instalaciones de bajísimo costo de operación para los usuarios, menores que los sistemas actuales a los que podrían optar(...) El ahorro que un hogar o empresa puede

llegar a tener al usar calefacción en base a geotermia es del 80% anual respecto a sistemas convencionales” (CEGA, 2012). La Escuela Rural Linares de Casma (Región de Los Lagos), actualmente calefaccionada con pozos geotérmicos, es un ejemplo de la implementación de este tipo de sistemas, permitiendo eliminar la contaminación de la leña (ONUDI, 2011). El mismo tipo de sistema abierto, con pozos de extracción e inyección, es utilizado para la climatización del Hospital Regional de Talca, Región del Maule (Raby et al., 2014).

Los sondajes intercambiadores de calor (Borehole Heat Exchangers, BHEs) son los intercambiadores de calor más comunes en sistemas cerrados de GSHP. Los BHE consisten en sondajes de 9-15 cm de diámetro, con una profundidad de 50-200 m, que contienen un sistema de tuberías que actúa como un intercambiador de calor entre el fluido dentro de la tubería y el suelo (Gehlin, 2002). Las tuberías son típicamente de polietileno de alta densidad (HDPE), las que no sólo son muy duraderas, sino también eficientes para la transferencia de calor. Por lo tanto, si el líquido tiene una temperatura más alta que el suelo, el calor se disipa en el suelo y el fluido se enfría. Lo contrario ocurre si el líquido tiene una temperatura más baja que el suelo. Dependiendo del diseño, el tiempo de residencia del fluido varía de un minuto y medio a veinticinco minutos, lo que puede causar retrasos en las respuestas de temperatura. También, se utilizan distintos tipos de configuraciones de tuberías en los BHEs: sistemas de U, múltiples U, y tuberías concéntricas / coaxiales.

El espacio entre las tuberías y el suelo se rellena con agua subterránea extraída u otro material de relleno como concreto, lechada o bentonita, que permite el transporte de calor entre la tubería y el suelo (Gustafsson, 2006). Las ventajas de utilizar agua subterránea son el abaratamiento de costos y acceso más fácil al colector en caso de ser necesario. Por otra parte, en muchos países se requiere por ley el uso de lechada, con el fin de prevenir la contaminación de las aguas subterráneas y dar estabilidad a la pared del sondaje (Gustafsson & Westerlund, 2010).

Para un BHE relleno con lechada o concreto, el proceso de transferencia de calor consta de tres componentes: la transferencia de calor por convección entre el fluido y la pared del tubo interior; la transferencia de calor por conducción en las tuberías y la lechada, y la transferencia de calor por conducción en el suelo, además de advección si existe flujo de agua subterránea.

En un sistema de BHE, la tasa de energía inyectada o extraída depende de la temperatura del fluido, la profundidad y el diámetro de la perforación, las propiedades del suelo, el tipo de colector y de configuración, el fluido portador de calor, y el material de relleno del sondaje. En la mayoría de los sistemas es común una tasa promedio de 50 a 100 W por metro de sondaje. El intervalo de temperatura para el fluido circulante se diseña, a menudo, entre -10 y 15 °C. El nivel de temperatura en aplicaciones de almacenamiento depende de la finalidad, oscilando entre 10 °C para almacenamiento en frío, a 80 °C para el almacenamiento de calor (Gustafsson, 2006).

El desarrollo de sistemas de BHE se ha producido, principalmente en los últimos 20 años, en Europa, China, Turquía y Estados Unidos. Varios estudios han demostrado la viabilidad de la implementación de este tipo de solución como parte de los circuitos de calefacción de edificios comerciales o residenciales (De Moel et al., 2010; Clauser, 2006). Por ejemplo, se han usado ampliamente en Austria desde 1984, donde anualmente se construyen cerca de 5000 BHEs. Por su parte, Suiza es el líder mundial en esta tecnología en términos de densidad de área (o sea, número de BHEs por km²; Rybach et al., 2000), donde, hasta julio de 2006, se habían instalado cerca de 30000 BHEs, utilizados principalmente para calefacción. En Suecia, la utilización más

común de sistemas basados en BHE es la extracción de calor para la calefacción de casas unifamiliares, donde hay alrededor de 200000 pozos individuales, así como cientos de sistemas más grandes, con varios cientos de sondajes cada uno (Gustafsson, 2006). Estos últimos son comúnmente sistemas combinados de extracción/inyección de calor, o de almacenamiento de energía térmica. En Noruega, donde los BHEs se han establecido más recientemente, se construyeron alrededor de 30 grandes instalaciones entre los años 1998 y 2002. En Estados Unidos, se perforan alrededor de medio millón de BHEs cada año, haciéndolo el mayor mercado para los BHEs en el mundo. Los tamaños de los sistemas varían desde aquellos compuestos por un sondaje a otros que cuentan con más de 400 en lugares como Stockton (Estados Unidos) y Australia. Si bien, los BHEs son utilizados en varias partes alrededor del mundo, su uso es escaso en los países en vías de desarrollo.

A pesar que ésta sea una buena alternativa para disminuir el consumo de energía eléctrica destinada para calefacción, la energía geotérmica presenta un alto costo de inversión frente a otras alternativas, lo que constituye su principal desventaja. En el caso de Chile donde su uso todavía es incipiente, prácticamente todo los insumos a utilizar son importados. Dentro de los costos de implementación, se puede distinguir que existen aquellos asociados a materiales, mano de obra especializada y perforación, siendo este último el más significativo y relevante, el cual se estima actualmente en aproximadamente US\$300 por metro (Sharqawy et al., 2009). Otro aspecto a considerar en proyectos de gran envergadura, es que después de un tiempo relativamente largo, es posible que se desarrolle una interacción térmica entre los sondajes, lo que puede disminuir fuertemente la capacidad de extracción e inyección de calor (Rybach et al., 2000; Signorelli et al., 2007). Es por esto que la búsqueda de un diseño óptimo es muy importante para evitar errores de dimensionamiento y determinar la eficiencia y sustentabilidad a largo plazo de los sistemas, requiriendo para este fin, de información de las propiedades térmicas del suelo y de la demanda de energía del edificio (Gehlin, 2002).

Los sistemas BHE dependen, fundamentalmente, de la temperatura del terreno y de la capacidad del mismo de disipar o absorber el calor que se extrae o cede del o al espacio a climatizar. Es evidente que el comportamiento de los terrenos en cuanto a la transmisión del calor a través de ellos y a su capacidad de almacenarlo, condicionarán en gran medida el rendimiento de estos sistemas. Así, las propiedades térmicas de las unidades geológicas del subsuelo determinan las dimensiones de la instalación de BHE. Para proyectos de una sola vivienda es suficiente estimar los valores de estas propiedades en base a la experiencia en proyectos similares. Sin embargo, para proyectos más grandes, que involucran 10 o más BHEs, dichas propiedades del subsuelo determinan el número de sondajes necesarios para abastecer las necesidades energéticas de una edificación determinada y, en consecuencia, fijan los costos involucrados.

Normalmente, el suelo está estratificado, por lo que es común tener diferentes capas de material geológico con distintas propiedades térmicas, tales como: arcilla, piedra arenisca, grava, etc. a lo largo de la profundidad del sondaje (Gehlin, 2002). Por otro lado, determinar el nivel de napas subterráneas también es necesario para la estimación del potencial de aprovechamiento térmico. Aunque el flujo convectivo comúnmente no se incluye en la mayoría de los cálculos de transferencia de calor de BHE, varias investigaciones han llegado a la conclusión de que el flujo de las aguas subterráneas puede influenciar notablemente el rendimiento del sistema en ciertas condiciones hidrogeológicas (Signorelli et al., 2007; Gehlin, 2002; Chiasson et al., 2000). En general, para la inyección de frío o calor, el movimiento de agua subterránea es favorable debido al efecto de recarga de los flujos de agua sobre la temperatura del suelo (Gustafsson, 2006). Sin

embargo, habrá un aumento de la fuga de energía para aplicaciones de almacenamiento, haciéndolas menos eficiente. Así, en los BHE rellenos de agua subterránea existe una transferencia de calor por convección, la cual reduce la resistencia térmica en comparación con aquellos casos donde el agua se encuentra estancada (Gustafsson & Westerlund, 2011). Por otra parte, la permeabilidad del terreno también se convierte en un factor importante. Por ejemplo, las gravas no disponen de una alta conductividad térmica por sí solas, pero saturadas de agua; por su alta permeabilidad, pueden alcanzar valores de hasta cuatro veces los valores medidos para baja saturación. Sin embargo, las arcillas en idénticas condiciones de saturación, alcanzan poco más que a duplicar la conductividad térmica, debido a su baja permeabilidad (Llopis & Rodrigo, 2008).

Un diseño cuidadoso es fundamental, no sólo para el buen rendimiento a corto y largo plazo de los sistemas de bombas de calor geotérmicas, sino también para no sobreestimar la longitud del sondaje, responsable de parte importante del costo inicial. El subdimensionamiento de ésta última es aún peor, ya que perjudicaría el buen desempeño de las bombas de calor (Lamarche et al., 2010). Además, el diseño afecta a la resistencia térmica del sondaje, R_b , que corresponde a la resistencia entre el fluido portador de calor y la pared del sondaje, la cual debe ser minimizada para una mejor eficiencia.

Hay una fuerte dependencia entre el COP y la temperatura del fluido de entrada a la bomba de calor. En el proceso de enfriamiento, la temperatura del fluido de entrada debe ser tan baja como sea posible, para reducir el consumo de energía de la bomba de calor. Mientras que en el modo de calentamiento, la temperatura del fluido de entrada debe ser tan alta como sea posible. En otras palabras, la diferencia entre las temperaturas de entrada y de carga debe ser minimizada. Una forma de hacerlo es aumentar la longitud del BHE, de modo que la temperatura de la entrada tienda a la temperatura del suelo no perturbado. Así, es ideal tener una resistencia térmica del pozo lo más pequeña, con el fin de tener la diferencia de temperatura más pequeña entre la temperatura media del fluido y la del suelo. Es importante notar que la resistencia térmica disminuye con el aumento en la conductividad térmica del suelo, λ_s , siendo casi inversamente proporcionales. Por ejemplo, cuando λ_s varía de 1.2 a 3.1 W/mK, (una reducción de $1/\lambda_s$ de 60%), la resistencia también se reduce en aproximadamente un 60%. Por lo tanto, hay una reducción del 60% en la longitud requerida del intercambiador de calor (Bernier, 2006).

Según Sanner et al (2009), la sobreestimación en el valor de conductividad térmica podría producir que: el COP de la bomba de calor disminuya, los costos operativos aumenten (debido a un consumo excesivo de energía eléctrica), y que los sistemas experimenten un posible deterioro. Por otro lado, una subestimación de la conductividad térmica podría sugerir un largo de BHE más grande de lo necesario, y así, mayores costos de inversión. Incluso, se muestra que una sobreestimación del 38% podría aumentar en 43% los costos de energía, y una subestimación del 21% podría aumentar en 15% de los costos de inversión.

La prueba de respuesta térmica (en inglés *thermal response test*, TRT), es la metodología tradicional para la determinación in situ de la resistencia térmica del pozo (R_b) y la conductividad térmica (λ) de un estrato promedio del suelo en un lugar particular (Gehlin, 2002). La gran ventaja de esta prueba, es que permite integrar las propiedades térmicas del suelo a lo largo de toda la profundidad de un BHE, incluidas las aguas subterráneas y el material de relleno, proporcionando una denominada conductividad térmica "efectiva" que incluye los efectos de los distintos materiales, por lo cual los valores calculados no necesariamente coinciden con las

mediciones de laboratorio que pueden llevar a valores diferentes, ya que estas últimas no consideran el flujo de agua subterránea, ni el contenido de agua en grietas o poros. Sin embargo, en algunos casos puede resultar peligroso utilizar esta conductividad térmica "efectiva" como el valor representativo para efectos de dimensionamiento, especialmente en áreas dominadas por advección (Signorelli et al., 2007). El primer TRT fue desarrollado paralelamente entre 1995 y 1996 en la Luleå University of Technology en Suecia, y la Oklahoma State University en EE.UU. (Gustafsson, 2006). Desde entonces, este método ha sido mejorado y su uso se ha diseminado a otros países como Alemania, Turquía, Japón y China (Gehlin, 2002).

El método TRT consiste en inyectar calor en el sistema a través de la circulación de un fluido previamente calentado, mientras las temperaturas del fluido tanto de entrada como de salida son monitoreadas, como se muestra en la Figura 2. El comportamiento en el tiempo de dichas temperaturas representa los datos experimentales. Después de un cierto tiempo, se alcanza una diferencia de temperatura constante entre la entrada y la salida, que indica que el sistema está recibiendo una tasa de inyección (o extracción) de calor constante. De las mediciones registradas, se evalúan la resistencia térmica del sondaje y la conductividad térmica del suelo circundante. Este enfoque fue propuesto por primera vez por Morgensen (1983) y se basa en un modelo de fuente de calor lineal (en inglés *line heat source*, LHS) (Carslaw & Jaeger, 1959). Más adelante se muestra que el modelo LHS se basa en distintos supuestos, los cuales se deben tener en consideración al momento de ejecutar un TRT. A pesar de que este modelo es una simplificación de la prueba en sí, es el más utilizado, y su precisión en la determinación de conductividad térmica in situ es generalmente aceptado (Scharli y Rybach, 2002).

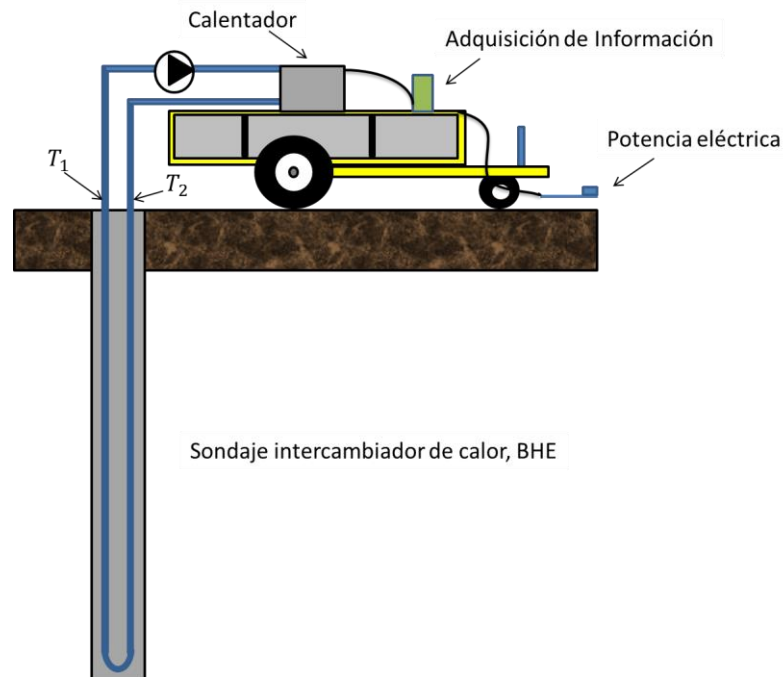


Fig. 2. Ilustración esquemática de la realización de un test de respuesta térmica. T_1 , temperatura del fluido inyectado; T_2 , temperatura del fluido extraído.

Mientras que la conductividad térmica equivalente del suelo se puede obtener fácilmente, para la resistencia térmica del pozo se necesita conocer la difusividad térmica, y por lo tanto la capacidad térmica del suelo por unidad de volumen. De hecho, en la práctica, para estimar la capacidad

térmica volumétrica del suelo, se adopta un valor que se supone típico de la mayoría de los suelos. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que la variación de la capacidad térmica del suelo por unidad de volumen puede ser del mismo orden de magnitud de la variación mostrada por la conductividad térmica. A pesar que la resistencia térmica del sondaje es un parámetro de estado estacionario que depende de la geometría del pozo y de las propiedades térmicas del material de relleno, en la práctica se obtiene de la medición transiente de la temperatura media. En este sentido, los resultados presentados en Rainieri et al. (2008), muestran que la capacidad térmica por unidad de volumen, y por lo tanto la difusividad térmica, tiene un efecto menor en la estimación de la conductividad térmica del suelo y del flujo de calor intercambiado por unidad de longitud. Esto, bajo la hipótesis de que el almacenamiento de energía del suelo que rodea al pozo, se extiende indefinidamente en la dirección radial. Cuando el medio no se puede considerar semi-infinito, la difusividad térmica tiene un efecto significativo sobre el flujo de calor intercambiado.

El modelo matemático de fuente de calor lineal (LHS) (Ingersoll & Plass, 1948) representa una fuente lineal que libera instantáneamente una cantidad finita de energía uniforme y constante en la dirección radial, en un medio homogéneo ilimitado y que tiene temperatura inicial uniforme. Así, el BHE es representado simplemente por esta fuente de calor lineal, asumiendo que el suelo es un medio uniforme e isotrópico y que la tasa de calor inyectado es constante, o sea, que la diferencia de temperatura entre la sección de entrada y salida del intercambiador de calor permanece constante en el tiempo. Además, asume que las propiedades térmicas del suelo y del sistema BHE (fluido, tuberías y material de relleno) son las mismas, que las tuberías se colocan en el eje de simetría del sistema, que tienen un diámetro despreciable y que la temperatura del fluido no cambia a lo largo de la dirección axial. En la realidad, la transferencia de calor desde el fluido hacia el suelo podría ser más alta cerca de la superficie, debido al gradiente de temperatura natural y, en el caso de heterogeneidades geológicas, una capa particular puede dominar el proceso de transferencia de calor, por lo que el intercambio de éste varía con el aumento de la profundidad (este comportamiento se observa en los resultados obtenidos de la calibración de un modelo numérico de un sistema BHE experimental, descrito en el Anexo B). Debido a dichos supuestos, los sistemas que inyectan energía al fluido, con potencia y temperatura variables, requieren un diseño más cuidadoso.

Aunque el modelo LHS tiene la ventaja de ser muy simple, requiere datos en estado estacionario para obtener buenos resultados y, en consecuencia, la precisión del TRT depende en gran medida de la duración del experimento, pues las mediciones al comienzo de la prueba reflejan la respuesta térmica del BHE mismo, es decir: tubos, lechada, suelo perturbado por la perforación, etc. La duración óptima es un tema de debate en la actualidad (Signorelli et al., 2007; Bujok et al., 2014; Aydin et al., 2014), no sólo porque las pruebas más largas implican un mayor gasto, sino también por las condiciones geológicas e hidrogeológicas complejas que pueden afectar el análisis de datos. Por ejemplo, en Suecia esta prueba se realiza con frecuencia durante aproximadamente 72 horas. Debido a su extrema sensibilidad frente a algunos parámetros que no pueden estimarse con precisión previo al TRT (por ejemplo, resistencia térmica del pozo y capacidades caloríficas volumétricas de la lechada y el suelo), el tiempo de prueba mínima se ve afectada por una enorme incertidumbre que limita la utilidad de este enfoque en los casos prácticos. Por consiguiente, se espera que el modelo dé una pobre aproximación del comportamiento del sistema real en el corto plazo, cuando los efectos de los materiales del BHE son particularmente relevantes.

También se han propuesto otros modelos matemáticos más complejos para calcular la conductividad térmica a partir de los datos experimentales, ya sean basados en soluciones analíticas o numéricas de la ecuación de conducción de calor. Por ejemplo, el modelo de fuente cilíndrico (Carslaw & Jaeger, 1959) es un modelo analítico similar a LHS, pero asume que las dos partes del tubo en U pueden ser consideradas como una sola co-axial al sondaje. Nuevamente, las diferencias entre las propiedades del fluido, tuberías y concreto se ignoran utilizando este enfoque. Su utilización en la práctica ha demostrado que este modelo tiende a sobreestimar la conductividad térmica, por lo que el modelo LHS se considera más fiable (Gehlin, 2002; Gehlin & Hellstrom, 2003). Por otro lado, también se han sugerido métodos de estimación basada en la solución numérica directa de las ecuaciones diferenciales parciales que rigen el fenómeno (Shonder & Beck, 2000; Signorelli et al., 2007; Schiavi et al., 2009).

Recientemente, las modelaciones numéricas (por ejemplo Hellstrom, 1991; Shonder & Beck, 1999; Yavuzturk et al., 1999) se han vuelto más populares, porque pueden tener en cuenta la geometría de los pozos y los efectos variables en el tiempo, como los cambios en la tasa de inyección de calor. En este caso, los parámetros adicionales del modelo que intervienen en el análisis hacen que la interpretación de la información sea más compleja y que requiera de más tiempo. Estos modelos numéricos simulan el proceso de transferencia de calor en tres aplicaciones principalmente: análisis de los datos de TRT in situ, diseño de BHE (como el dimensionamiento de la profundidad, el número de sondajes, etc.), y el acoplamiento al sistema de edificios, para estudiar su rendimiento general. Muchos estudios han utilizado el modelo LHS para interpretar TRTs, y así precisar la evaluación de los parámetros claves que afectan su desempeño, tales como la heterogeneidad del suelo, el flujo de las aguas subterráneas, la profundidad de instalación o la separación entre las tuberías (Gehlin, 2002; Gustafsson, 2006; Signorelli et al., 2007). Una ventaja importante de la simulación numérica es que puede ser fácilmente mejorada para incluir algunos aspectos que son despreciados en el análisis tradicional, por ejemplo, las fluctuaciones de caudal de fluido, la potencia de suministro de calor no uniforme y la heterogeneidad del suelo. Sin embargo, este enfoque es más complejo, pues el modelo numérico del BHE requiere el conocimiento preciso de la geometría del sistema.

Otro sistema cerrado de energía geotérmica, son los Pilotes Geotérmicos (en inglés *Energy Piles* EP). Éstos aprovechan la perforación ya hecha para la materialización de pilotes de fundación, requeridos por razones estructurales en edificaciones, para instalar tuberías acopladas a la armadura de la pila y embebidas en el hormigón durante el proceso constructivo (GSHPA, 2012) (ver Figura 3). Así, un EP cumple el doble propósito de ser un sistema de fundación estructural y a la vez servir como un medio intercambiador de calor. Los pilotes de cimentación naturalmente tienen una gran superficie de contacto con el suelo profundo, de modo que puedan usarse como intercambiadores de calor ahorrando el tiempo y los gastos asociados a la perforación y cementación de los sistemas más tradicionales, y mediante la utilización de una bomba de calor adecuada, pueden contribuir a la eficiencia energética y a la reducción de los costos de climatización. Aunque hay una gran similitud entre los sistemas de BHE y EP, también hay diferencias importantes que surgen del hecho de que parámetros tales como la longitud de la instalación, el diámetro de la pila y el material de relleno, no se pueden cambiar en los sistemas de EP para optimizar su eficiencia. Por lo tanto, los sistemas de EP, en general, sólo pueden satisfacer parcialmente las demandas térmicas de un proyecto, pero aun así pueden contribuir significativamente a reducir los costos de energía del edificio.

Por otro lado, algunos estudios han dado como resultado que un sistema de EP puede ser más eficiente que un BHE, ya que mejora de forma significativa la transferencia de calor y el almacenamiento de calor, debido a las buenas propiedades térmicas del hormigón que rodea a la tubería, lo que se traduce en una mayor eficiencia. Además, en la zona inferior las tuberías suelen tener un radio de curvatura mayor que en el caso de BHE convencionales, haciendo que la resistencia al flujo del fluido sea más pequeña. Todo lo anterior contribuye a una reducción de los costos de operación en comparación a sistemas tradicionales (Brandl, 2006).

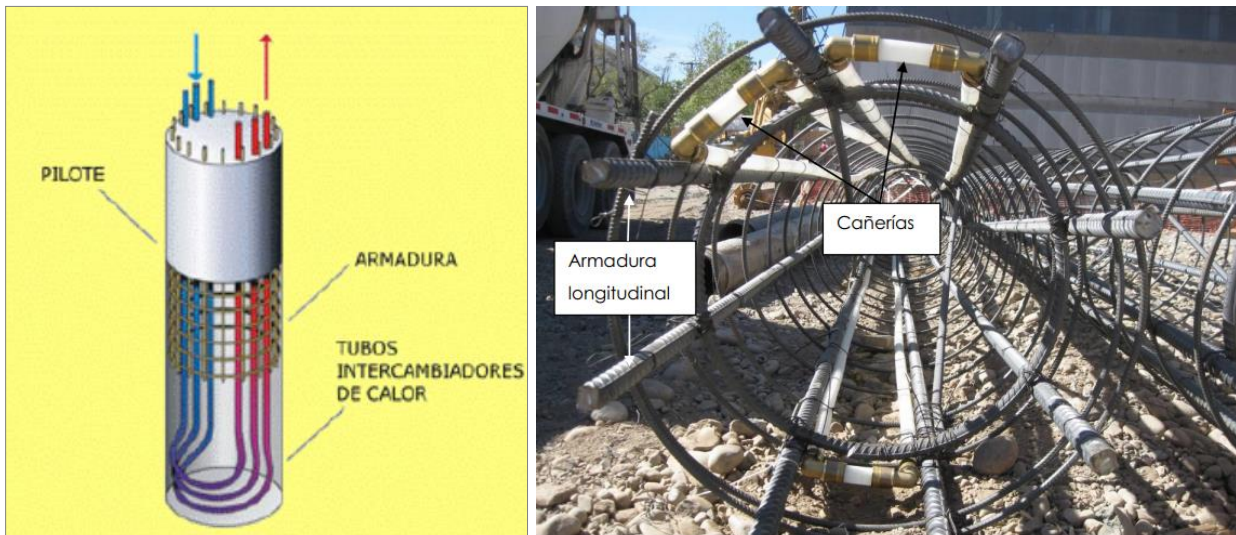


Fig. 3. Pilotes geotérmicos (EP): ilustración esquemática (izquierda, extraído de Llopis & Rodrigo, 2008) y sistema experimental implementado en el Edificio Bicentenario Beauchef Poniente (derecha).

Hay pocos ejemplos prácticos sobre la evaluación de EP y su rendimiento en el subsuelo. Si bien en los últimos años ha habido un creciente interés en el estudio de tales sistemas por diferentes grupos de investigación en Europa (Brandl, 2006), Australia (de Moel et al., 2010) y EE.UU. (Guney, 2013), entre otros; sigue siendo necesaria una mayor investigación para optimizar su diseño, construcción y operación. Por otro lado, es necesario tener en consideración que la teoría del modelo LHS para TRTs se hace válida después de un período de tiempo que depende directamente del cuadrado del radio del sondaje. Dado que los sistemas EP tienen un diámetro mucho mayor (alrededor de 1 m) que los sistemas BHE típicos, y por lo tanto una mayor capacidad de almacenamiento de calor, no siempre es posible realizar TRTs en este tipo de sistemas en un marco de tiempo razonable y económicamente viable (GSHPA, 2012). Además, la influencia en los extremos puede comenzar a ser relevante, dado que la fuente lineal (que se asume infinita en el modelo) ahora es aún más corta y ancha. Mientras que la Ground Source Heat Pump Association (GSHPA, 2012) sugiere como solución hacer un BHE en un lugar cercano y por lo tanto llevar a cabo un TRT ahí, esto no siempre es factible, ya sea por aspectos técnicos o económicos.

En Chile, un grupo de investigación del Departamento de Ingeniería Civil de la Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas de la Universidad de Chile ha iniciado el estudio de sistemas geotérmicos en fundaciones, analizando su factibilidad constructiva e implementación en un circuito de climatización de edificios. Como primer paso, se desarrolló una instalación experimental en pilotes y anclajes de fundación, interviniendo en el proceso constructivo del

Edificio Bicentenario Beauchef Poniente de la Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas de la Universidad de Chile, en Santiago de Chile. Además, se diseñó un equipo de medición de TRT (Muñoz, 2011; Guggisberg, 2012), tras el que se definieron los principales problemas y deficiencias en información. El desafío actual involucra comprender, parametrizar y modelar con mayor precisión el alcance de esta implementación. Para ello, el desarrollo de un modelo numérico que simule un EP se hace relevante, identificando los diferentes factores que afectan la respuesta, como su geometría y las propiedades físicas del suelo y material de relleno.

En este contexto surge esta investigación, en la que se realizó un estudio basado en la modelación numérica de ensayos TRT en sistemas de EP, analizándolos con el modelo LHS en el corto plazo, con el fin de encontrar una manera de extrapolar los resultados a través del tiempo y así interpretar el valor de la conductividad térmica del suelo.

1.2 Estructura de la tesis

A continuación, se presenta la estructura utilizada en la presente tesis:

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN

Se presenta la problemática, la motivación y objetivos del presente trabajo.

CAPÍTULO 2: METODOLOGÍA

Se expone la teoría de Line Heat Source con la cual serán analizados los datos de TRTs desarrollados con el modelo numérico. Además, se define el modelo numérico, sus alcances y limitaciones, las condiciones de borde y el mallado utilizado. Por otro lado, se detallan los parámetros a analizar, y la forma en que serán mostrados los resultados.

CAPÍTULO 3: ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD

Se muestran los resultados obtenidos con el modelo numérico de TRTs sintéticos y bajo condiciones ideales, variando parámetros físicos y geométricos.

CAPÍTULO 4: CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

Se analizan los principales resultados obtenidos dentro de la tesis, se presentan y discuten las conclusiones obtenidas y se hacen recomendaciones.

2 Metodología

2.1 Interpretación analítica basada en el modelo de fuente de calor lineal (LHS)

Si se asume que el suelo es un medio homogéneo e isotrópico, y que la diferencia de temperatura entre las secciones de entrada y de salida de la tubería en un sistema BHE es constante en el tiempo, entonces es posible encontrar una solución analítica para estimar la variación de la temperatura en función del tiempo durante el régimen transitorio. Así, para la interpretación de TRTs comúnmente se supone que los intercambiadores de calor geotérmicos se comportan como una fuente de calor lineal, que libera instantáneamente una cantidad finita de energía uniforme y constante en la dirección radial, lo que se puede modelar como flujo de calor en un dominio 2D infinito y homogéneo con temperatura inicial uniforme. Este modelo conceptual y matemático, conocido como el modelo de Fuente de Calor Lineal (en inglés *Line Heat Source LHS*), se basa en la teoría de la fuente lineal de Kelvin y ha sido durante mucho tiempo el método elegido para interpretar el comportamiento de los sistemas BHE (Ingersoll & Plass, 1948; Mørgensen, 1983).

De esta forma, suponiendo que el modelo LHS es válido, la temperatura alrededor del sistema BHE como función del tiempo y la distancia radial, se puede calcular como:

$$T(r, t) - T_0 = \frac{q}{4\pi\lambda} E_1 \left[\frac{r^2}{4\alpha t} \right] \quad (1)$$

donde T [K] es la temperatura del suelo, T_0 [K] la temperatura inicial del suelo, t [s] el tiempo, r [m] la distancia radial desde el eje de la perforación, q [W/m] la tasa de inyección de calor por metro de longitud del sondaje, λ [W/mK] la conductividad térmica, α [m²/s] la difusividad térmica del suelo, y E_1 denota la función integral exponencial. Sin embargo, para valores pequeños del argumento de dicha función, es decir, tiempos largos o distancias cortas desde la fuente, la solución puede ser aproximada por (Carslaw & Jaeger, 1959):

$$T(r, t) - T_0 = \frac{q}{4\pi\lambda} \left[\ln \left(\frac{4\alpha t}{r^2} \right) - \gamma \right] \quad (2)$$

donde γ es la constante de Euler. El máximo error de esta simplificación es menos del 20% para tiempos mayores a $\frac{1,2 r^2}{\alpha}$, y menos del 10% para los tiempos mayores a $\frac{1,8 r^2}{\alpha}$. Comúnmente, para la interpretación de TRTs, se utilizan datos de tiempos mayores a $\frac{5 r^2}{\alpha}$ (Signorelli et al, 2007; Luo et al, 2013; Wang et al, 2013).

Se define la resistencia térmica por unidad de longitud entre el fluido y la pared del pozo, como:

$$R_b = (\bar{T}(t) - T(r_b, t))/q \quad (3)$$

donde r_b [m] es la posición de la pared del sondaje y $\bar{T}(t)$ [K] es la temperatura media del fluido que circula en el sistema, definida como:

$$\bar{T}(t) = (T_{in} + T_{out})/2 \quad (4)$$

donde T_{in} [K] y T_{out} [K] son la temperatura de entrada y salida del fluido, respectivamente. Entonces, si se evalúa (2) en r_b y se combina con (3), $\bar{T}(t)$ se convierte en una relación lineal simple:

$$\bar{T}(t) = k \ln(t) + m \quad (5)$$

donde:

$$k = \frac{q}{4\pi\lambda} \quad (6)$$

$$m = \frac{q}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha}{r^2}\right) - \gamma \right] + T_0 + qR_b \quad (7)$$

La ecuación (5) se utiliza a menudo en la interpretación de los resultados de TRT, tras graficar \bar{T} versus el logaritmo natural del tiempo, y comparar la pendiente de la curva con (6), para obtener una estimación de la conductividad térmica, λ_{LS} (λ estimado),

$$\lambda_{LS} = \frac{q}{4\pi} \frac{[\ln(t_1) - \ln(t_2)]}{[\bar{T}(t_1) - \bar{T}(t_2)]} \quad (8)$$

En esta última expresión y de acuerdo con el modelo LHS, q es constante e igual a:

$$q = \rho C_w Q_w (T_{in} - T_{out}) / H \quad (9)$$

donde ρC_w [J/m³K] es la capacidad calorífica volumétrica del fluido, Q_w [m³/s] es el caudal de fluido que circula a través del tubo, y H [m] es la longitud del BHE.

2.2 Modelo numérico utilizado

Se usó COMSOL Multiphysics[®] version 4.3a (COMSOL, 2012a) para modelar un sistema EP. COMSOL permite incorporar diferentes fenómenos de flujo y transporte de calor, lo que lo hace una herramienta adecuada para simular este tipo de sistemas, por lo que ha sido utilizado previamente en modelos similares (e.g. Lamarche et al., 2010; Ozudogru et al., 2012; Bozzoli et al., 2012). Específicamente, se simuló un TRT sintético en un EP, utilizando el módulo de transferencia de calor (COMSOL, 2012b), que resuelve la ecuación general de transporte de calor en cada uno de los dominios del modelo, a través de la siguiente expresión:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C \cdot \vec{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + Q \quad (10)$$

donde ρ es la densidad, C la capacidad calorífica específica, \vec{u} el campo de velocidad de flujo (para este caso, sólo es relevante en el interior del sistema de tuberías, pues se considera que el EP se encuentra en la zona no saturada), T la temperatura, λ la conductividad térmica y Q contiene fuentes de calor distintas a calor viscoso (calor causado por la fricción viscosa dentro del fluido). El modelo sólo contiene los mecanismos de transferencia de calor por conducción y convección, despreciando la radiación, que puede ser generalmente obviada en este tipo de análisis (Brandl, 2006).

2.2.1 Modelo Conceptual

El modelo consta de dos tuberías llenas de agua, una tubería de entrada con flujo descendente y una tubería de salida con flujo ascendente. Éstas están incrustadas en un cilindro de concreto de $H = 28$ m de profundidad, que está en contacto con suelo natural. El dominio corresponde a un cilindro de simetría tridimensional (3D) de 12 m de diámetro, como se muestra en la Figura 4. Este tamaño se determinó de tal manera que en ningún caso simulado el bulbo de calor llegase al borde de dicho cilindro. El dominio se compone de cuatro subdominios o regiones: agua, tuberías, material de relleno (en lo sucesivo, concreto) y el suelo natural.

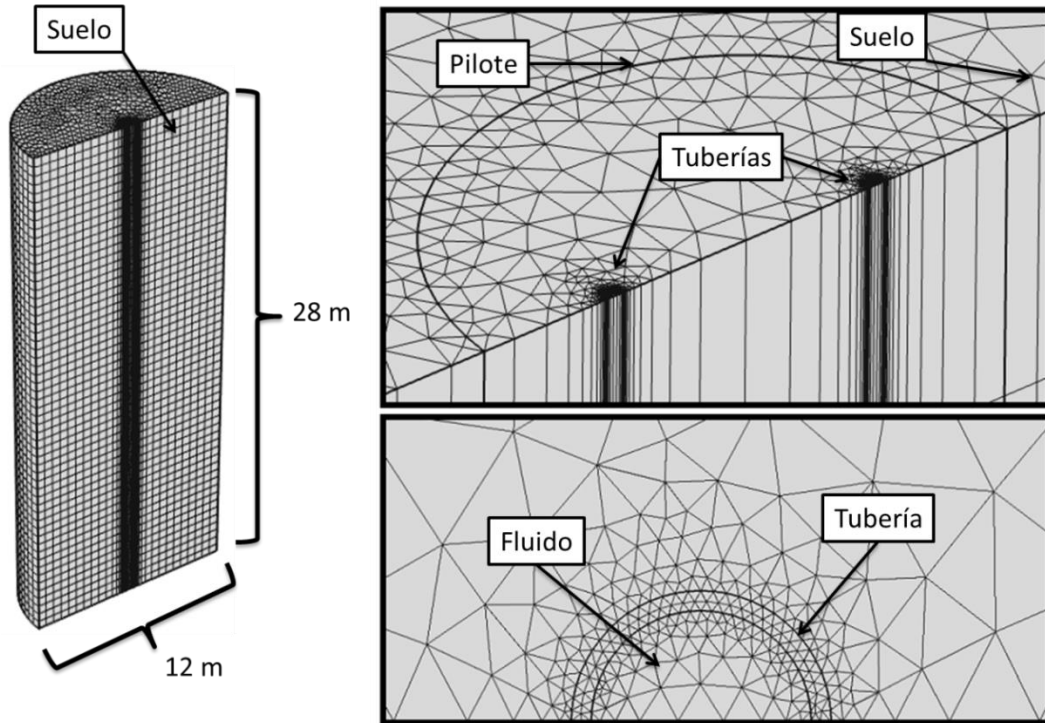


Fig. 4. Malla numérica utilizada para representar el pilote geotérmico.

Las simulaciones consideran régimen transitorio. Entonces, de acuerdo con (9), las propiedades relevantes son la conductividad térmica (λ) y la capacidad calorífica volumétrica (ρC), además de la velocidad de flujo, que sólo es relevante en el dominio de agua. Las propiedades que son constantes en el tiempo son la conductividad térmica del suelo (λ_s), la conductividad térmica del concreto (λ_c), capacidad calorífica volumétrica del suelo (ρC_s) y capacidad calorífica volumétrica del concreto (ρC_c). Los valores de λ y ρC del agua, dependen de la temperatura, y se asignaron de acuerdo a la biblioteca de materiales de COMSOL.

La condición de flujo de calor constante en el sistema, se impone a través de una condición de borde:

$$T_{down}(0, t) = T_{up}(0, t) + \Delta T \quad (11)$$

donde $T_{down}(z, t)$ es la temperatura del fluido descendente, $T_{up}(z, t)$ la temperatura del fluido ascendente, y ΔT la diferencia de temperatura constante (Figura 5).

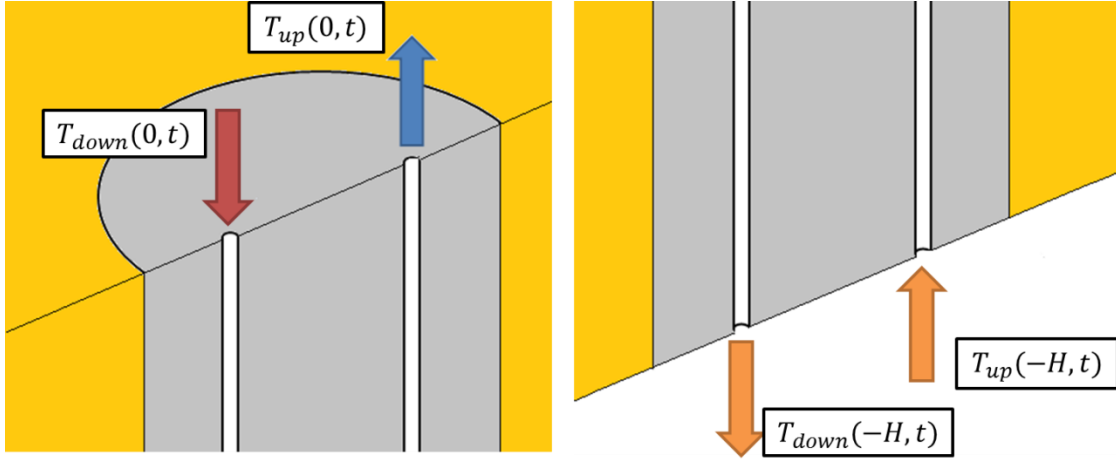


Fig. 5. Ilustración esquemática del extremo superior (izquierda) e inferior (derecha) de la pila, donde $T_{down}(z, t)$ es la temperatura del fluido que va por la tubería de flujo descendente y $T_{up}(z, t)$ es la temperatura del fluido que va por la tubería de flujo ascendente.

La conexión inferior U de las tuberías entre las secciones que se muestran en la Figura 5, se modela al imponer:

$$T_{down}(-H, t) = T_{up}(-H, t) \quad (12)$$

Por otra parte, se utiliza una condición de borde de flujo de salida de calor sólo por convección, al final del flujo descendente ($z = H$) y ascendente ($z = 0$):

$$-\vec{n} \cdot (\lambda \nabla T_{down}(-H, t)) = -\vec{n} \cdot (\lambda \nabla T_{up}(0, t)) = 0 \quad (13)$$

Se impone condición de borde adiabática, es decir, no hay flujo de calor, en las otras superficies externas del dominio. También, en todos los escenarios simulados se considera una temperatura inicial constante $T(z) = T_0$, velocidad de flujo de agua constante, y las propiedades geométricas y físicas de la tubería constantes, las que se resumen en la Tabla 1. Además, la distancia o espaciamiento entre los ejes de las tuberías, S , es igual a la mitad del diámetro del pilote en todas las simulaciones, excepto en los casos donde se explicita lo contrario.

Tabla 1. Parámetros constantes en las simulaciones.

Parámetros	Valor
d, diámetro de tubería [mm]	32
e, espesor de tubería [mm]	2.9
S, espaciamiento de tuberías [m]	0.5
D, diámetro de la pila [m]	1
T_0 , temperatura inicial [°C]	16
Q_w , caudal de agua [l/min]	5
ΔT , diferencia de temperatura entre las tuberías de entrada y salida [°C]	2
λ_{pipe} , conductividad térmica de tuberías de HDPE [W/mK]	0.4
ρC_{pipe} , capacidad calorífica volumétrica de tuberías de HDPE [MJ/m ³ kg]	2.16

Para generar la malla, primero se malla el plano horizontal con una distancia máxima entre los elementos de 0.5 m y una distancia mínima de 0.001 m, repitiendo esta malla cada 0.5 m en la dirección vertical, creando volúmenes pentaédricos, con un total de 120498 elementos (Figura 4). La distancia mínima se impuso para obtener elementos dentro del espesor de la tubería, y la distancia máxima debida a la repetición de la malla en el eje vertical, fue dada por la restricción de esbeltez de elementos del modelo numérico.

2.2.2 Parámetros adimensionales utilizados en el análisis de datos

Para probar la validez del modelo LHS en la interpretación de resultados de TRTs, se analiza la relación entre la conductividad térmica estimada usando la interpretación de LHS de los resultados de las simulaciones numéricas (λ_{LS}), y la conductividad térmica utilizada como valor de entrada en las simulaciones numéricas (λ_s). Entonces, cuando λ_{LS}/λ_s está más cerca de 1, se supone que el LHS es un modelo válido para interpretar los resultados de las pruebas. Tras un tiempo lo suficientemente largo, se espera que esta proporción tienda a 1.

También se define el tiempo adimensional, $Fo = t \alpha_c / r_b^2$; es decir, el producto entre el tiempo y la difusividad térmica del concreto, dividido por el cuadrado del radio de la pila. Así, los valores de máximo error de la simplificación matemática vista en la Sección 2.1, es menor del 20% para $Fo > 1.2$ y menos del 10% para $Fo > 1.8$. A modo de ejemplo, en la Figura 6 se muestra a la izquierda los resultados de TRTs a lo largo de 100 horas, y a la derecha, los mismos valores pero a lo largo de un tiempo adimensional, Fo .

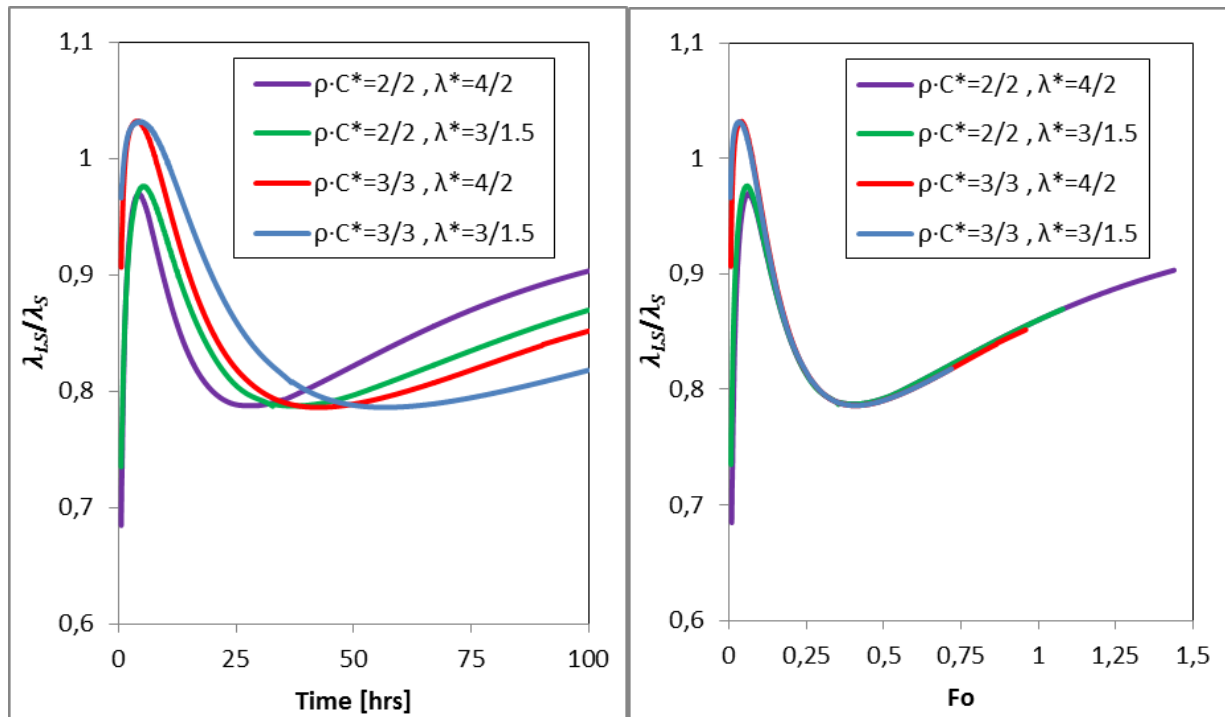


Fig. 6. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de fuente lineal, λ_{LS}/λ_s , como función del tiempo (izquierda) y del tiempo adimensional Fo (derecha), para $\lambda^* = \lambda_s/\lambda_c = 2$ y $\rho C^* = \rho C_s/\rho C_c = 1$, con diversas combinaciones de valores para λ_s [W/mK], λ_c [W/mK], ρC_s [MJ/m³kg] y ρC_c [MJ/m³kg].

La Figura 6 (derecha) muestra una misma curva para los casos en que $\lambda^* = \lambda_s / \lambda_c$ son iguales, con diferentes combinaciones de λ_s y λ_c , desde $Fo = 0.1$, si los valores de ρC_s y ρC_c permanecen constantes. Por lo tanto, se utiliza una conductividad térmica adimensional, λ^* , que es la conductividad térmica del suelo sobre la conductividad térmica del concreto, para análisis posteriores.

De manera similar, la Figura 6 (derecha) también muestra la misma curva para aquellos casos en los que $\rho C^* = \rho C_s / \rho C_c$ son iguales, con diferentes combinaciones de ρC_s y ρC_c , desde $Fo = 0.3$, si los valores de λ_s y λ_c permanecen constantes. Por lo tanto, se utiliza una capacidad calorífica volumétrica adimensional, ρC^* , que es la capacidad de calor volumétrica del suelo / capacidad calorífica volumétrica del concreto, para análisis posteriores.

Hay que tener en cuenta que para cada par de valores de λ_{LS}/λ_s y Fo , hay infinitas combinaciones de λ_s , λ_c , ρC_s y ρC_c , que corresponden a diferentes medidas de tiempo debido a la definición de $Fo = t \cdot \alpha_c / r_b^2$. Por ejemplo, en la Figura 6, el valor de $Fo = 0.75$ es igual a $t = 100$ hrs para un caso (curva azul), mientras que corresponde a $t = 50$ hrs en otro (curva púrpura). Es importante señalar que para el conjunto de parámetros analizados, el valor de la conductividad térmica del suelo estimada aplicando la interpretación LHS, es menor del 90% del valor real, incluso después de 100 horas desde que se inició la prueba. Notar además, que a pesar de lo relativamente extenso de la duración de los TRTs, ningún caso alcanza $Fo = 1.8$, valor a partir del cual se recomienda utilizar la aproximación LHS para obtener un 10% de error (Sección 2). Por último, para interpretar el tiempo adimensional se necesita conocer tanto la conductividad térmica como la capacidad calorífica volumétrica del concreto.

2.2.3 Escenarios Simulados

Para realizar la investigación del comportamiento de los valores estimados de conductividad que arroja el modelo LHS, se definen cinco variables que podrían influir en la interpretación:

- Conductividad térmica del suelo y del concreto
- Capacidad calorífica volumétrica del suelo y del concreto
- Espaciamiento entre tuberías en una configuración U.
- Diámetro de la pila
- Configuración del sistema de tuberías

En cada uno de los casos, se mantienen el resto de los parámetros constantes, para no mezclar su influencia. De esta forma se realiza un análisis de sensibilidad para cada variable.

Si bien los dos primeros puntos son cuatro parámetros (λ_s , λ_c , ρC_s y ρC_c), en la Sección 2.2.2, se muestra que en realidad son las razones de estas propiedades para ambos materiales los que importan, reduciéndolas a dos variables ($\lambda^* = \lambda_s / \lambda_c$ y $\rho C^* = \rho C_s / \rho C_c$). Cabe destacar que los valores asignados a dichos parámetros en las simulaciones, se encuentran dentro de los rangos recomendados en la literatura (ver Anexo C).

Por otro lado, dentro de los parámetros geométricos, el espaciamiento entre tuberías ha sido un tópico de estudio bastante recurrente en trabajos anteriores de análisis de BHE, por lo que parece importante dentro del estudio de EP. Además, el análisis del diámetro de pila permite comparar

cuán parecidos pueden ser estos sistemas con un BHE. Finalmente, la típica configuración de tubería en U se comparan con una helicoidal y otra Triple-U, que son, además, las desarrolladas experimentalmente por el grupo de investigación del Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Chile.

Otros parámetros que se variaron fueron el largo de la pila, la temperatura inicial del sistema, y la tasa de calor entregada al sistema; sin embargo, los resultados de dichas modelaciones no fueron incluidos, puesto que no presentaron ninguna influencia en la respuesta del sistema. Esto se debe al tipo de procesamiento de los datos que se utilizó (uso de diferencias de temperatura, de parámetros adimensionales en 3.2, y la propia definición de conductividad estimada por el modelo LHS en (8) y (9)) por lo cual al variar estos parámetros, los resultados son los mismos.

3 Análisis de sensibilidad

3.1 Influencia de las propiedades del suelo y del concreto

Antes de realizar un análisis adimensional y para estudiar la influencia a través del tiempo de la conductividad térmica y la capacidad calorífica volumétrica de los dos medios, suelo y concreto, se realizan TRTs de 300 hrs para diferentes casos, en los cuales sólo se cambia una variable entre $\lambda_s, \lambda_c, \rho C_s$ o ρC_c , aumentando o disminuyendo su valor con respecto a un caso base con los valores de $\lambda_s = \lambda_c = 2$ [W/mK] y $\rho C_s = \rho C_c = 2$ [MJ/m³kg] (Figura 7).

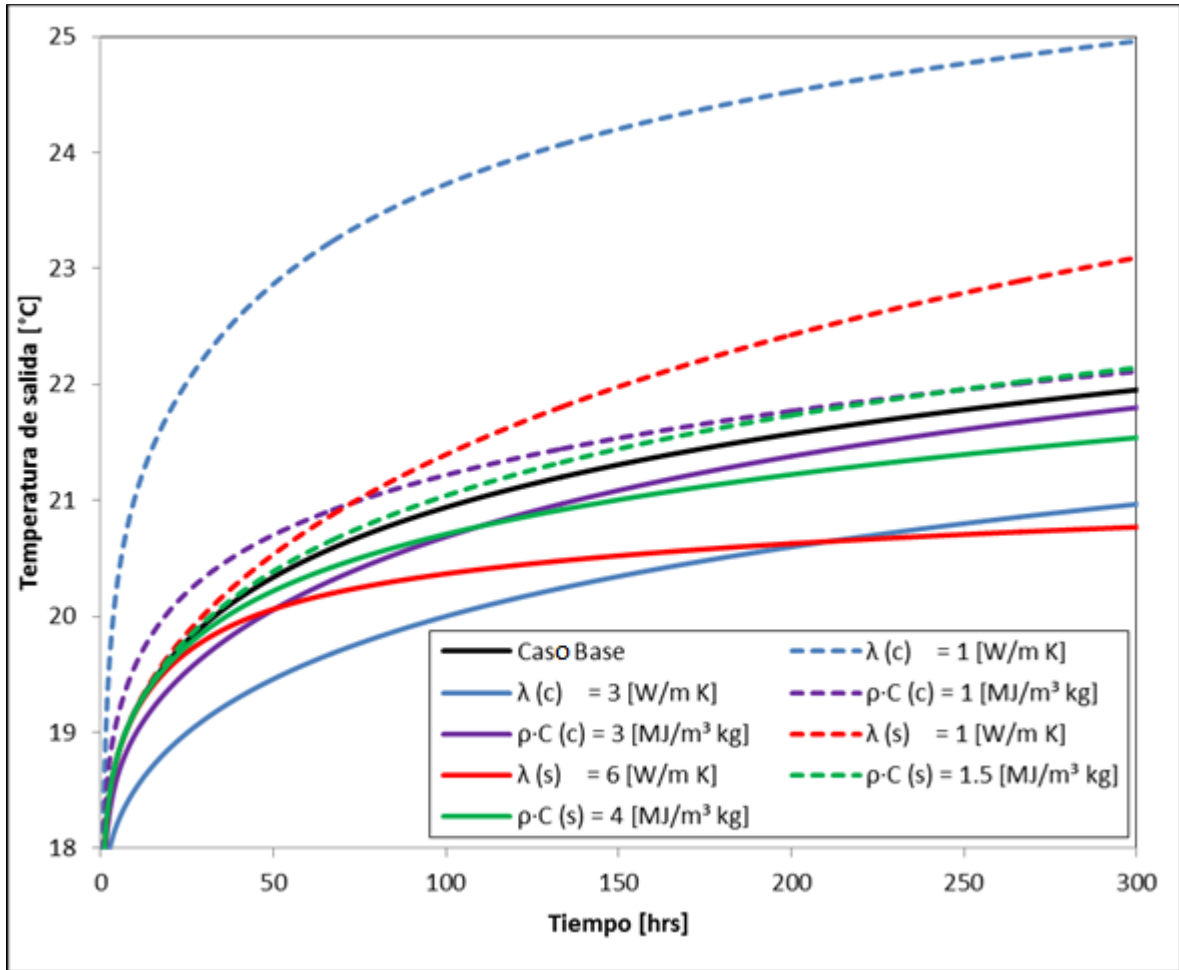


Fig. 7. Temperatura de salida obtenida en nueve TRTs de 300 horas, considerando diferentes combinaciones de propiedades de suelo y concreto: el caso base (línea negra) es para $\lambda_s = \lambda_c = 2$ [W/mK] y $\rho C_s = \rho C_c = 2$ [MJ/m³kg], y otros 8 casos en los cuales se varía sólo un valor con respecto al caso base, ya sea $\lambda_s, \lambda_c, \rho C_s$ o ρC_c , indicado en la leyenda.

La Figura 7 muestra que, aunque todos los parámetros afectan la temperatura de salida del sistema, λ tiene un efecto más fuerte que ρC , independiente del medio. Para un valor diferente de ρC (líneas púrpuras y verdes), la temperatura de salida no cambia más allá de 0.5 °C durante las primeras 300 hrs. Por otro lado, variaciones en los parámetros del suelo (líneas rojas y azules) no influyen inmediatamente, debido al tiempo que tarda el calor en alcanzar los bordes de la pila, y

por consiguiente el suelo, reflejándose en las temperaturas de salida después de 15 horas de iniciados los TRTs.

De este modo, la disipación de calor en el tiempo no depende de un sólo parámetro físico. Por ejemplo, al comparar los casos en los que $\rho C_c = 1$ [MJ/m³kg], $\lambda_s = 2$ [W/mK] (línea segmentada púrpura), y $\rho C_c = 2$ [MJ/m³kg], $\lambda_s = 1$ [W/mK] (línea segmentada roja), el primero puede disipar menos calor que el segundo, pero después de 70 hrs, el mismo caso disipa más calor. Por otra parte, si se aumenta λ_c (línea azul continua) se obtiene una mayor disipación del calor que en el caso en que λ_s es mayor (línea roja continua), pero después de 210 hrs, este comportamiento se invierte. Por lo tanto, no es posible predecir el comportamiento de disipación de calor de dos sistemas, mediante la comparación de una sola propiedad de los dos medios, ya que es un proceso dinámico en el tiempo que depende de múltiples parámetros.

3.2 Conductividad Térmica

Para analizar la influencia de la razón entre los valores de conductividad térmica de los medios, λ^* , se realizan TRTs para cuatro casos distintos cuyos resultados se muestran en la Figura 8, y que corresponden a: un medio homogéneo $\lambda_s = \lambda_c$, un segundo donde $\lambda_s = \lambda_c/2$, otro donde $\lambda_s = 2\lambda_c$, y finalmente uno para el cual $\lambda_s = 3\lambda_c$. Los valores de ρC_s y ρC_c son 2 [MJ/m³kg], o sea, $\rho C^* = 1$.

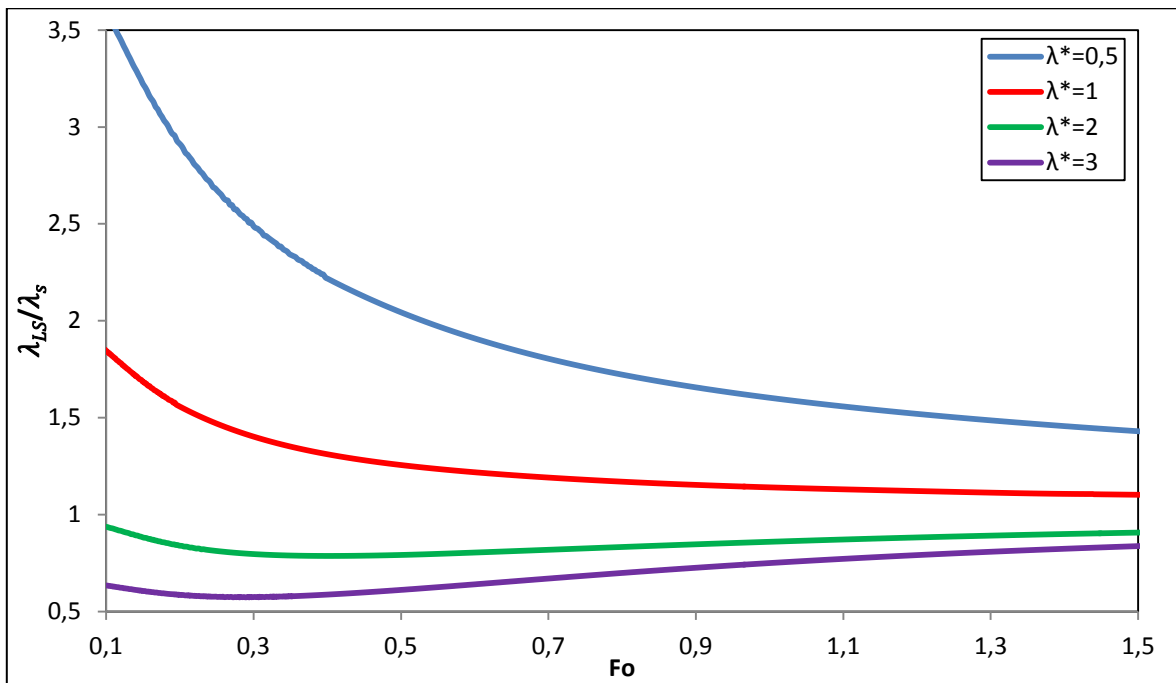


Fig. 8. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de fuente lineal, λ_{Ls}/λ_s , para diferentes valores de $\lambda^* = \lambda_s/\lambda_c$, para valores de Fo de 0.1 a 1.5. Se muestran los casos para $\lambda^* = 1$ (rojo), $\lambda^* = 0.5$ (azul), $\lambda^* = 2$ (verde), y $\lambda^* = 3$ (púrpura). Los valores de ρC_s y ρC_c son 2 [MJ/m³kg].

La Figura 8 muestra los valores estimados de λ_{LS} para diferentes λ^* . Se debe notar que, incluso en un medio homogéneo (línea roja), las estimaciones de la conductividad térmica del suelo basados en el modelo LHS difieren del valor real, el cual asume que el suelo y concreto tienen la misma conductividad térmica. Es interesante ver que el error más pequeño se produce para $\lambda^* = 2$, lo que puede dar lugar a una interpretación errónea de los resultados, infiriendo que λ_s es muy similar a λ_c . Además, hay que notar la gran sobrestimación de λ_{LS} en $\lambda^* = 0.5$ (caso azul), donde la conductividad del suelo es menor a la del concreto. Si bien es esperable dicho resultado dado que el concreto es el primer medio donde el calor se transporta, el valor obtenido en este caso es porcentualmente alto; un 100% más para $Fo = 0.5$ y 50% más para $Fo = 1.5$. La situación inversa ocurre en $\lambda^* = 3$ (caso púrpura), donde la conductividad del concreto es mucho menor y, por ende, el valor de λ_{LS} se subestima, pero sin superar un 50% de error a lo largo de todo el tiempo. Para mayores valores de Fo , ver Anexo D.

3.3 Capacidad calorífica volumétrica

Al igual que para el parámetro anterior, se analiza la influencia de la razón entre los valores de capacidad calorífica volumétrica de los medios, ρC^* , obteniendo los resultados de TRTs para cuatro casos distintos, mostrados en la Figura 9, donde se tiene un medio homogéneo $\rho C_s = \rho C_c$, otro donde $\rho C_s = 2 \rho C_c$, uno donde $\rho C_s = 1.5 \rho C_c$ y finalmente $\rho C_s = 0.7 \rho C_c$. Los valores de λ_s y λ_c son iguales a 2 [W/mK], o sea, $\lambda^* = 1$.

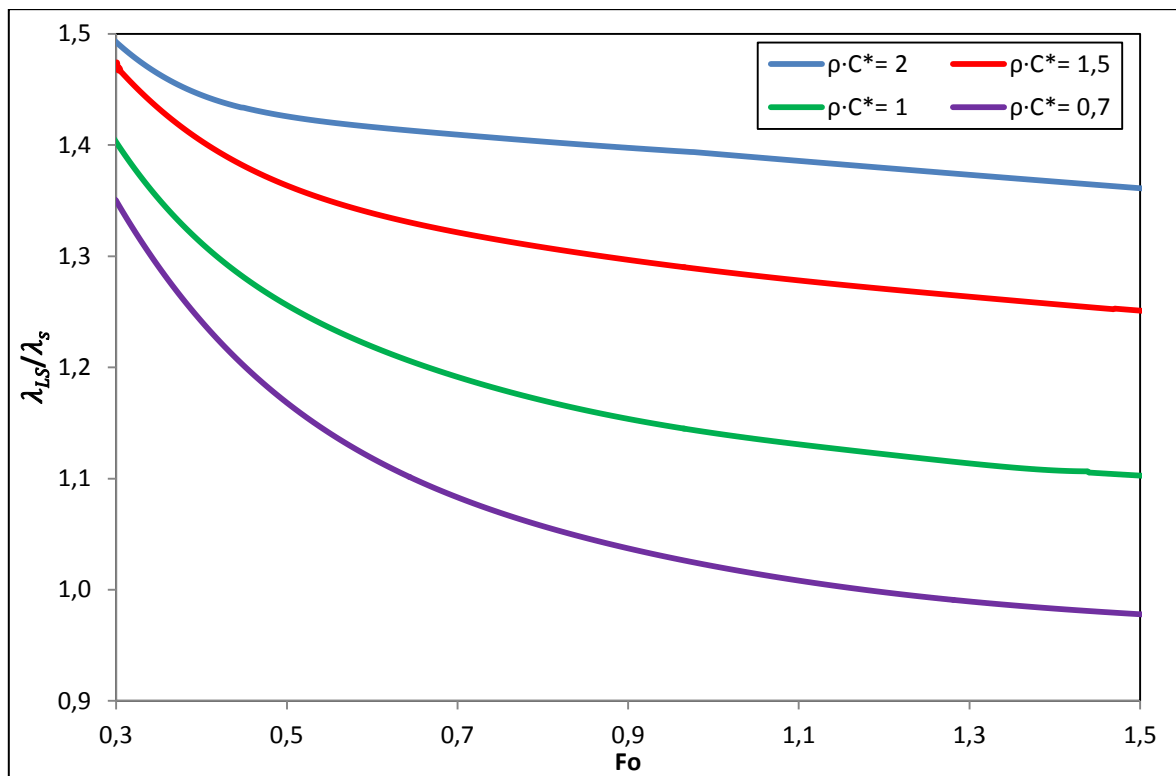


Fig. 9. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de fuente lineal, λ_{LS}/λ_s , para diferentes valores de $\rho C^* = \rho C_s / \rho C_c$, para valores de Fo de 0.3 a 1.5. Se muestran los casos con $\rho C^* = 1$ (caso verde), otro donde $\rho C^* = 2$ (caso azul), uno donde $\rho C^* = 1.5$ (caso rojo) y finalmente $\rho C^* = 0.7$ (caso púrpura). Los valores de λ_s y λ_c son iguales a 2 [W/mK].

Se debe reiterar que la conductividad térmica es igual en ambos medios, pero la capacidad calorífica volumétrica para el suelo y el concreto es diferente. Dado que la capacidad calorífica volumétrica está asociada a la cantidad de calor que el material puede almacenar por unidad de volumen, es coherente que para mayor ρC^* , el calor se disipe rápidamente en el concreto, lo que en el análisis se interpreta como un mayor λ_{LS} , hasta un 40% más alto que λ_S , incluso para $Fo = 1.5$ (véase la Figura 9). Además, para el caso contrario donde $\rho C_S < \rho C_C$, la transferencia de calor al suelo es más lenta, debido a una mayor capacidad del concreto para almacenar el calor, lo que explica la subestimación de λ_S para el caso $\rho C^* = 0.7$ para $Fo > 1.2$. Para mayores valores de Fo , ver Anexo D.

La Figura 10 muestra los resultados de TRTs para valores extremos promedio de λ^* y ρC^* que se pueden encontrar en la literatura (ver Anexo C). Esta figura muestra que puede haber hasta un 40% de sobreestimación de λ_S incluso después de que haya transcurrido un tiempo considerable de $Fo = 5$, lo que para un pilote de 1 m de diámetro, con $\lambda_c = 2$ [W/mK] y $\rho C_c = 2$ [MJ/m³] corresponde a una duración de 347 hrs. En tiempos pequeños, la diferencia entre los valores de λ^* son principalmente debido a los diferentes valores de la tasa de conductividad térmica entre materiales, mientras que para tiempos mayores, la diferencia en la capacidad de almacenamiento de los materiales juega un rol más importante. Por ejemplo, si se realiza un TRT en una pila de 1 m de diámetro, con $\lambda_c = 2$ [W/mK] y $\rho C_c = 2$ [MJ/m³] que dure 100 horas ($Fo = 1.44$), se puede tener un error en la estimación de λ_S de hasta un 50%.

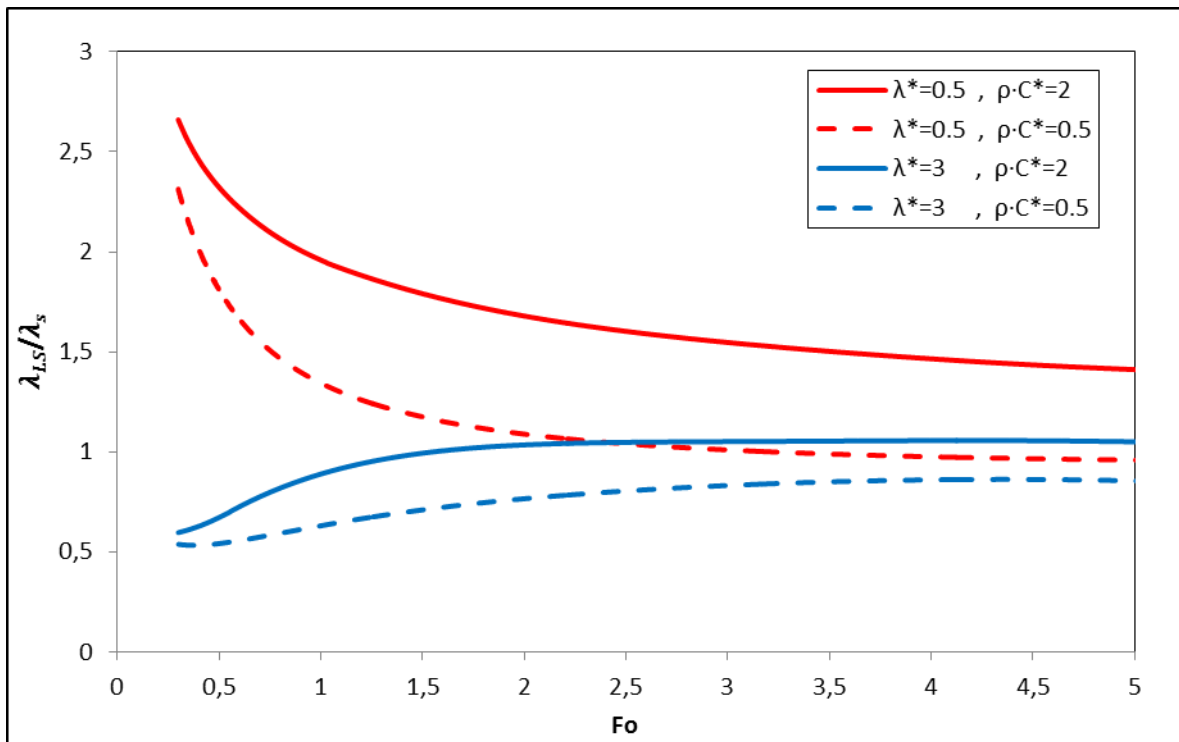


Fig. 10. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de Fuente lineal, λ_{LS}/λ_S , para valores extremos de $\lambda^* = \lambda_S/\lambda_c$ y $\rho C^* = \rho C_S / \rho C_C$, para valores de Fo de 0.3 a 5. Las líneas continuas representan casos con $\rho C^* = 2$, las líneas segmentadas con $\rho C^* = 0.5$, las líneas rojas son casos con $\lambda^* = 0.5$ y las líneas azules donde $\lambda^* = 3$.

3.4 Espaciamiento entre tuberías

Dado que no sólo las propiedades de los medios tienen un rol importante, también se analizó la influencia de la separación entre tuberías en pilotes geotérmicos.

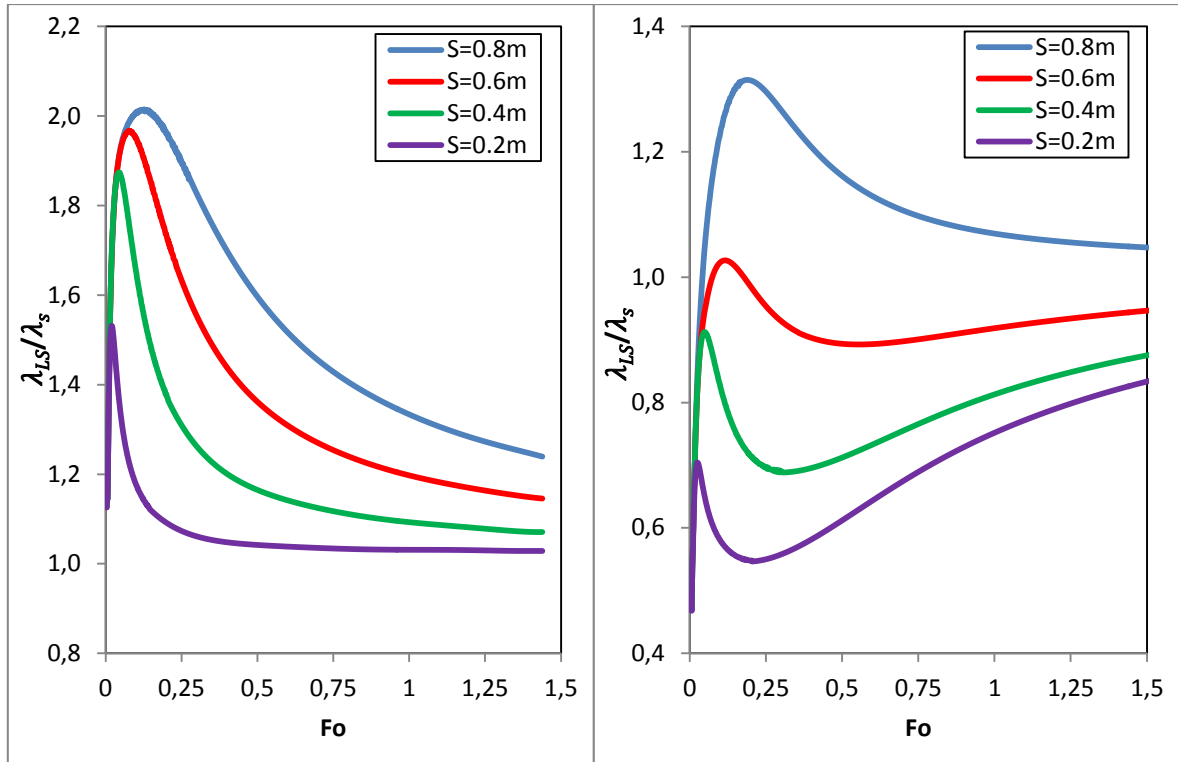


Fig. 11. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de fuente lineal, λ_{LS}/λ_s , para una pila de $D = 1$ m, para distintos valores de espaciamiento de tuberías, S , con $\lambda^* = 1$ (izquierda) y $\lambda^* = 2$ (derecha). Las capacidades caloríficas volumétricas del suelo y el concreto, ρC_s y ρC_c , son 2 [MJ/m³kg].

La Figura 11 muestra las curvas de λ_{LS}/λ_s versus el tiempo adimensional, para distintos espaciamientos entre tuberías (S), para $\lambda^* = 1$ (izquierda) y $\lambda^* = 2$ (derecha), con $\rho C^* = 1$. Como es de esperar, para el caso de un medio homogéneo ($\lambda^* = 1$), la aproximación LHS funciona mejor para la separación más pequeña. Sin embargo, para ese caso la aproximación de LHS sobreestima λ_s hasta en un 30% para $Fo = 1.5$, para el caso de máxima separación analizada ($S = 0.8$ m). La mayor sobreestimación que se produce para pequeños valores de Fo en todos los casos, está asociada con el tiempo necesario que le toma a ambas tuberías para actuar como una sola fuente de calor lineal. Durante un período inicial, el sistema tiene capacidad para almacenar calor en el espacio entre las tuberías. Sin embargo, ésta no es la única razón ya que, como se discutió anteriormente, hay una sobreestimación en el cálculo de λ_{LS} que proviene de la aproximación matemática (ver Sección 2.1).

Por otro lado, para el caso en que se considera que el suelo tiene una conductividad mayor que el concreto ($\lambda^* = 2$), el LHS sobreestima o subestima la conductividad térmica del suelo dependiendo del valor de la separación. La magnitud del error es menor que en el caso homogéneo. Para espaciamientos más pequeños, la aproximación LHS tiende a subestimar la

conductividad térmica del suelo, dado que las tuberías están lejos del suelo y emplazadas en un medio con una conductividad menor. Sin embargo, en los casos en que S es grande, no hay mucho error inducido por el modelo LHS, dado que las tuberías se encuentran cerca del borde de la pila, donde la respuesta del sistema está fuertemente influenciada por el alto valor de conductividad del suelo comparado con el del concreto, resultando en una sobreestimación de λ_s durante todo el tiempo. Hay que tener en cuenta que, en cualquier caso, el error de estimación es menor que 20% para $Fo = 1.5$.

3.5 Diámetro de la pila

El diámetro de la pila es otro factor que puede afectar potencialmente la validez de la aplicación de la aproximación LHS para interpretar los resultados de TRTs en los pilotes geotérmicos. La Figura 12 muestra que, como se esperaba, el diámetro del pilote afecta directamente a la estimación λ_s , ya que la teoría LHS aplica exactamente cuando el diámetro es muy pequeño. La aplicación de dicho modelo para interpretar los resultados de la prueba produce grandes errores en tiempos tempranos debido a la capacidad disponible inicial en la pila para almacenar calor. Sin embargo, el LHS se convierte en una buena aproximación, con valores estimados λ_{LS} dentro de un 10% del valor real, para $Fo > 3$ en todos los casos analizados.

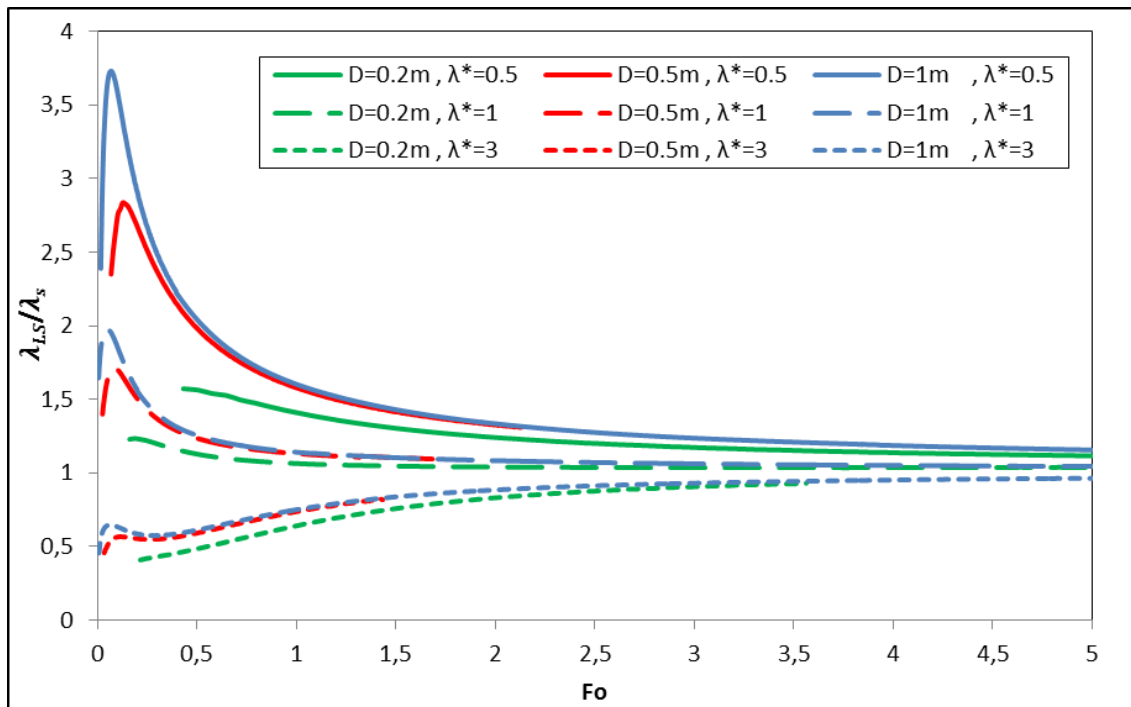


Fig. 12. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de fuente lineal, λ_{LS}/λ_s , para diferentes valores de λ^* y D . Los valores de ρC_s y ρC_c son 2 [MJ/m³kg]. En todos los casos, S es igual a $D/2$.

Notar que si se tiene $\lambda_c = 2$ [W/mK] y $\rho C_c = 2$ [MJ/m³], el valor $Fo = 3$ corresponde a 8.3, 52 y 208 horas para los diámetros de pila de 0.2 m, 0.5 m y 1 m, respectivamente. Pero si el concreto tiene la mitad de conductividad, $\lambda_c = 1$ [W/mK], a igual ρC_c que el caso anterior, los tiempos aumentan al doble, vale decir, 16.6, 104 y 416 horas para cada caso.

3.6 Comparación entre diferentes configuraciones de tuberías: Helicoidal, Triple-U y U

Por último, se analiza el impacto de la utilización de diferentes configuraciones de tuberías. En particular, se considera configuraciones en U, triple-U y helicoidal, estas últimas mostradas en la Figura 13. Es importante notar que la configuración triple-U es esquematizada mediante el manto que rodea la pila (Figura 13, izquierda), mientras que la helicoidal es una vista transversal (Figura 13, derecha). Además, para graficar situaciones diferentes, se realizan TRTs en modelos con propiedades distintas, descritos en la Tabla 2. El primer caso (Caso *a* en Tabla 2) representa un medio homogéneo, o sea, las mismas características entre concreto y suelo, mientras que el segundo (Caso *b*), considera una situación con valores más comunes para las propiedades de ambos medios.

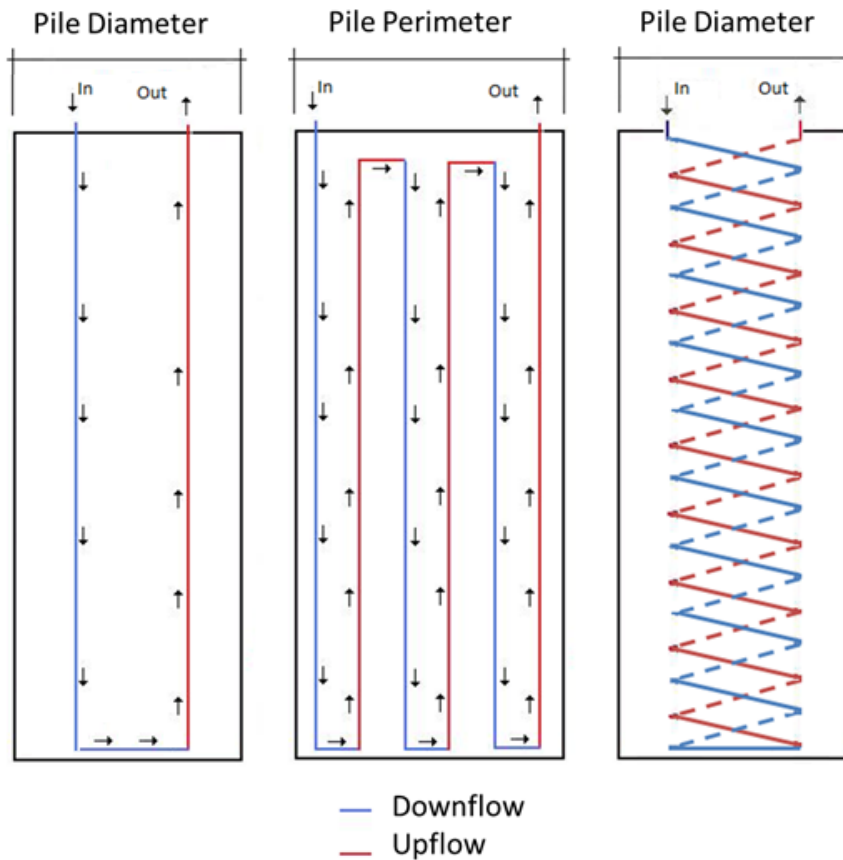


Fig. 13. Configuración de tuberías U (izquierda,) Triple U (centro) y Helicoidal (derecha). Las líneas rojas indican flujo ascendente, y las líneas azules, flujo descendente.

Tabla 2. Propiedades del suelo y el concreto para los casos a y b.

Propiedad	Caso a	Caso b
λ_s [W/mK]	1.5	3
λ_c [W/mK]	1.5	1.6
ρC_s [MJ/m ³ kg]	2	2.5
ρC_c [MJ/m ³ kg]	2	2

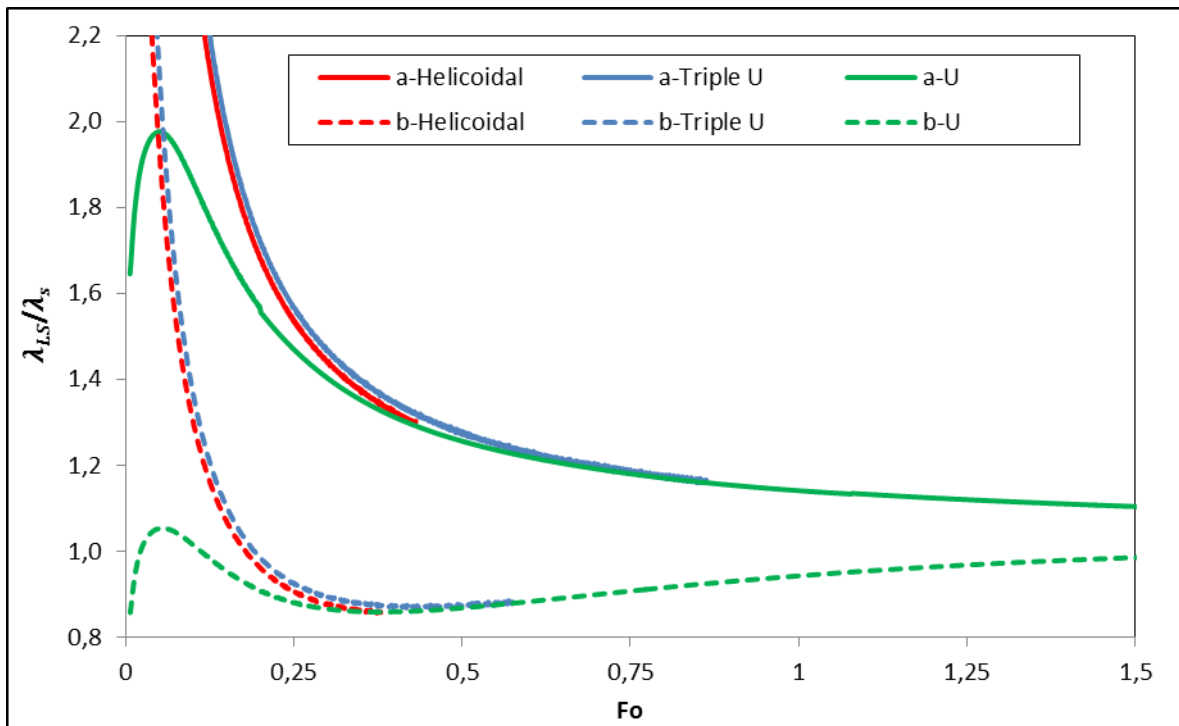


Fig. 14. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de Fuente lineal, λ_{LS}/λ_s , para las configuraciones de tuberías Helicoidal (rojo), Triple U (azul) y U (verde), para los diferentes casos *a* y *b* (ver Tabla 2), para $Fo < 1.5$. En ambos casos, $D = 1$ m y $S = 0.5$ m para tuberías opuestas.

Hay un mayor intercambio de calor entre el agua y el suelo en las configuraciones Triple U y helicoidales, debido a que las tuberías son tres veces más largas que en una configuración de U normal. Esta mayor longitud efectiva de tubería produce un mayor tiempo de residencia del agua dentro del sistema, por lo que hay temperaturas de salida más bajas en el tiempo en las nuevas configuraciones (Figura 15), y por lo tanto, una sobrestimación considerable de la conductividad en tiempos pequeños, como se muestra en la Figura 14.

Por otra parte, la temperatura de salida en la configuración helicoidal, ligeramente más altas que en la configuración Triple-U (ver Figura 15), resulta en una menor estimación de λ_s . Sin embargo, al analizar los resultados para un mismo caso *a* o *b*, los valores de λ_{LS} a lo largo del tiempo para diferentes configuraciones convergen en una sola curva para tiempos $Fo > 0.5$, que corresponde a 46 hrs para el Caso *a*, y 43 hrs para el Caso *b*. Esto se debe a que las propiedades térmicas en las tres configuraciones son las mismas, haciendo que las tasas de disipación térmica hacia el suelo sean iguales después de saturar la capacidad de almacenamiento de calor de la pila, ya que la transferencia de calor sólo dependen de las características térmicas y no de la configuración dentro de la pila.

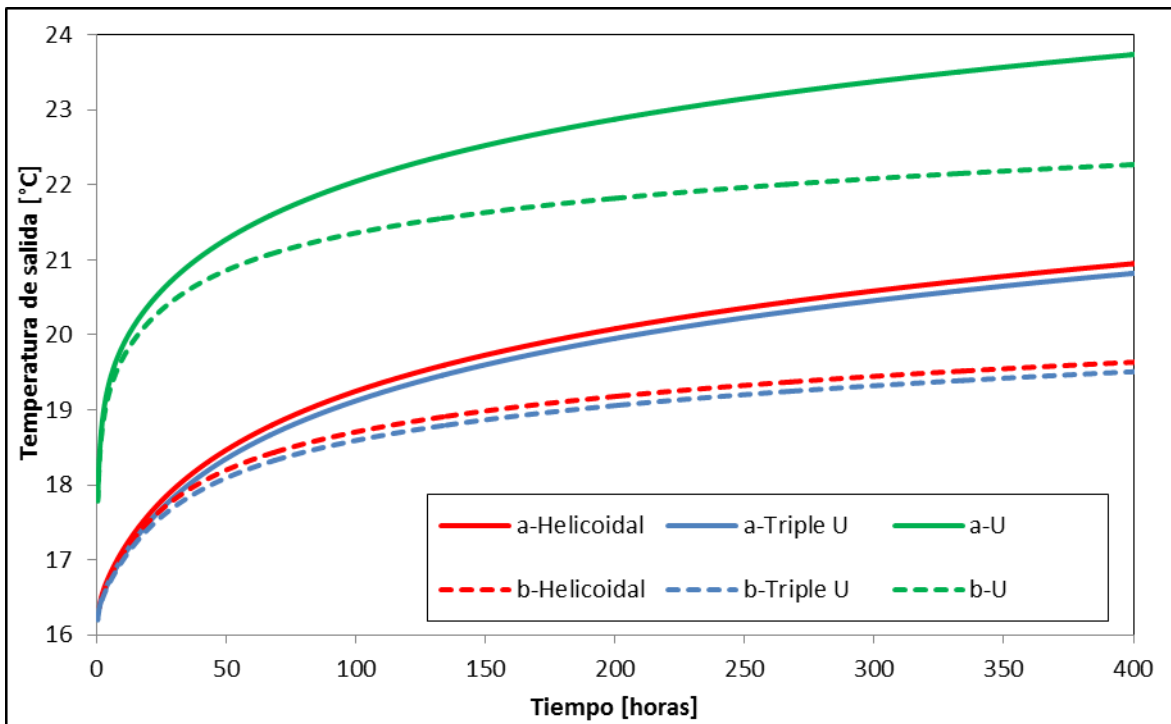


Fig. 15. Temperatura de salida obtenida en un TRT de 400 horas, para las configuraciones de tuberías helicoidal (rojo), triple-U (azul) y U (verde), para los casos a y b definidos en la Tabla 2. El tiempo máximo simulado de 400 hrs corresponde a $Fo = 4.3$ para el caso a, y $Fo = 4.6$ para el caso b. En ambos casos, $D = 1$ m y $S = 0.5$ m para tuberías.

4 Conclusiones y recomendaciones

4.1 Conclusiones

Un diseño óptimo de sistemas geotérmicos de baja entalpía es el primer paso para evitar errores de dimensionamiento, con los consiguientes ahorros de inversión en la construcción y la operación de éstos. La prueba de respuesta térmica o thermal response test (TRT), es la metodología tradicional y ampliamente aceptada para la determinación in situ de las propiedades térmicas del suelo requeridas para dicho propósito. Los pilotes geotérmicos son sistemas relativamente nuevos que presentan ciertas características que hace que el análisis de los resultados de pruebas de TRT sea más complejo que en el caso de sistemas más convencionales. En este trabajo se utilizó un modelo numérico desarrollado en COMSOL Multiphysics® para reproducir TRTs sintéticos bajo ciertas condiciones ideales, que incluye una tasa de inyección de calor al sistema constante, medios homogéneos y aproximación matemática del modelo de fuente de calor lineal, entre otras. Asumiendo que se cumplan estos supuestos, se ve que el resultado de las pruebas de respuesta térmica en un pilote geotérmico es muy complejo, ya que depende de la relación entre la conductividad térmica del suelo y el concreto, la tasa de la capacidad calorífica volumétrica entre el suelo y el concreto, el diámetro del pilote, y el espaciamiento entre tuberías, entre otros factores. Por lo tanto, el procedimiento común de la interpretación de este tipo de pruebas el cual se basa en el modelo de fuente lineal de calor (LHS) puede introducir errores significativos, sobre todo para pruebas de corto plazo, para las cuales se puede obtener un error de hasta 100% en las estimaciones de la conductividad térmica, si se tiene incerteza en más de un parámetro.

De acuerdo con el análisis presentado en este trabajo, los factores que más influyen en la validez del modelo LHS para interpretar los resultados de TRT son la relación entre las conductividades térmicas del material de relleno y del suelo, la distancia entre tuberías y el diámetro del pilote. Los errores asociados a cualquiera de esos parámetros pueden ser de hasta 50% cada uno. Otros parámetros como la incertidumbre en los valores de la capacidad calorífica para el material de relleno y la geometría de la configuración de tuberías, producen errores más pequeños de hasta un 20% en los escenarios simulados. Se debe notar que todos éstos pueden ser acumulativos lo que puede potencialmente aumentar la incertidumbre de ciertos parámetros. Por otro lado, se observa que la geometría de las configuraciones de tubería es relevante, en términos de temperatura obtenida a la salida, debido al tiempo de residencia. Sin embargo, desde el punto de vista de la tasa de transferencia de calor, los valores son prácticamente los mismos para pequeños valores de tiempo adimensional.

Finalmente, se puede concluir que hay factores que influyen notablemente en el comportamiento del sistema de pilotes geotérmicos si se utiliza esta metodología, por lo que se considera imprecisa y propensa a error el extrapolar el valor de conductividad térmica a través de un TRT. Por lo tanto, no se recomienda su utilización para tal fin, lo que no limita la aplicabilidad de pilotes en una instalación de la disipación de calor / extracción del subsuelo. El conjunto de resultados generados en este estudio, que se resumen en las diferentes figuras, se puede utilizar para estimar los factores de corrección que deben aplicarse al interpretar los resultados de TRT en pilotes geotérmicos. Sin aplicar dichos factores de corrección, se puede incurrir en errores importantes para las pruebas de corto plazo. Por lo tanto, los resultados presentados en este estudio pueden permitir realizar las pruebas de terreno en tiempos más cortos, proporcionando una correcta interpretación de los resultados.

4.2 Sugerencias de Futuras Investigaciones

A modo de apoyo y complemento al estudio realizado se proponen las siguientes investigaciones o pasos a seguir:

- Extender el análisis de sensibilidad, realizando gráficos que contengan más de un parámetro a analizar, obteniendo mantos en tres dimensiones de posibles resultados de TRTs, obteniendo factores de corrección más precisos.
- Análisis de sensibilidad de otros parámetros comúnmente analizados en sistemas convencionales de BHE, como el efecto de presencia de flujo aguas subterráneas y heterogeneidad en el suelo.
- Dada la influencia de múltiples parámetros en resultados de TRT, se considera conveniente cambiar el enfoque de analizar los sistemas, y hacerlo bajo un funcionamiento normal de cargas de calor estimados en los sistemas EP, analizando además la distribución térmica en el tiempo. En este contexto, surgen otros elementos interesantes que tengan potencial influencia en el desempeño del sistema:
 - Efecto de una tasa de inyección de calor al sistema, q , variable en tiempo.
 - Influencia de otros parámetros como diámetro y espesor de tuberías, propiedad térmicas de la tuberías o propiedades térmicas de otro líquido.
 - Efecto de condiciones de borde más reales, tales como la curva de cambio de dirección del fluido ascendente/descendente en la geometría, existencia de suelo bajo el EP, la presencia de un gradiente de temperatura en el suelo no perturbado o condición de borde de temperatura del suelo expuesto a la superficie.
 - Adición de elementos y condiciones que representen con mayor precisión al sistema implementado en el Edificio Bicentenario Beauchef Poniente en Santiago de Chile, tales como la presencia de armadura de acero o el comportamiento del EP con sólo media cara del cilindro en contacto con el suelo.
- Asimismo, se recomienda expandir el alcance del modelo numérico al análisis de anclajes geotérmicos, elementos también construidos en el Edificio Bicentenario Beauchef Poniente en Santiago de Chile. En este sentido, analizarlos no sólo de manera individual, sino también ver la interacción térmica que pudiese producirse en un sistema de varios anclajes.

5 Bibliografía

Al-Khoury, R. (2012) *Computational Modeling of Shallow Geothermal Systems*. CRC-Press/Balkema, Taylor and Francis Group, Boca Raton, USA.

Aydin, M., Sisman, A., & Gultekin, A. (2014) Long Term Performance Prediction of a Borehole and Determination of Optimal Thermal Response Test Duration, *Proceedings, 39th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering*, Stanford University, Stanford, CA.

Bernier, M. (2006) Closed-loop ground-coupled heat pump systems. *ASHRAE Journal* 48(9), pp. 12-19.

Bozzoli, F., Pagliarini, G., Rainieri, S. & Schiavi, L. (2012) Short-time thermal response test based on a 3-D numerical model. *Journal of Physics: Conference Series* vol. 395 issue 1 November 26, 2012, pp. 012156-012156.

Brandl, H. (2006) Energy foundations and other thermo-active ground structures. *Géotechnique*, 56 (2), pp. 81-122.

Bujok, P., Grycz, D., Klempa, M., Kunz, A., Porzer, M., Pytlik, A., Rozehnal, Z. & Vojcinák, P. (2014) Assessment of the Influence of Shortening the Duration of TRT (Thermal Response Test) on the Precision of Measured Values, *Energy*, 64, pp. 120-129.

Busby, J., Lewis, M., Reeves, H. & Lawley, R. (2009) Initial geological conditions before installing ground source heat pump systems. *Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology*, 42, pp. 295-306.

Cabrera, F. (2008) *Caracterización del consumo energético y agua sanitaria en edificios de oficinas de Santiago*. Memoria para optar al Título de Ingeniero Civil, Universidad de Chile.

Carslaw, H.S. & Jaeger, J.C. (1959) *Conduction of Heat in Solids*, second ed. Oxford University Press, Oxford, UK, 510pp.

CEGA (2012) Algunos datos relevantes para tener en cuenta sobre la geotermia que aportan a la discusión energética en Chile, Centro de Excelencia de Geotermia de los Andes. *Boletín*. Universidad de Chile.

Chiasson, A., Rees, S.J. & Spitler, J.D. (2000) A preliminary assessment of the effects of groundwater flow on closed-loop ground-source heat pump systems. *ASHRAE Transactions* 2000, Vol 106, No 1, pp. 380-393.

Clauser, C. (2006) *Geothermal Energy*, En: K. Heinloth (ed), *Landolt-Börnstein, Group VIII: Advanced Materials and Technologies*, Vol. 3: Energy Technologies, Subvol. C: Renewable Energies, Springer Verlag, Heidelberg-Berlin, Germany, pp. 493-604.

COMSOL. (2012a) *COMSOL Multiphysics User's Guide*. Version 4.3a.

COMSOL. (2012b) *Heat Transfer Module User's Guide*. Version 4.3a.

de Moel, M., Bach, P. M., Bouazza, A., Singh, R. M. & Sun, J. O. (2010) Technological advances and applications of geothermal energy pile foundations and their feasibility in Australia, *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 14, pp. 2683–2696

Gehlin, S. (2002) Thermal response test-method development and evaluation. Doctoral Thesis 2002:39. Lulea University of Technology, Sweden, 191 pp.

Gehlin, S. & Hellstrom, G. (2003) Comparison of four models for thermal response test evaluation, *ASHRAE Transactions*, vol.109, pp.131-142.

GSHPA (2012) Thermal Pile Design, Installation and Materials Standards, Ground Source Heat Pump Association. http://www.gshp.org.uk/GSHPA_Thermal_Pile_Standard.html

Guggisberg, G. (2012) Perfeccionamiento del equipo Thermal Response Test y estudio de rendimientos térmicos para el diseño de un sistema geotérmico de baja entalpía en sistemas de entibación. Memoria para optar al Título de Ingeniero Civil, Universidad de Chile.

Guney, C. (2013) Energy Piles: Background and Geotechnical Engineering Concepts. 16th Annual George F. Sowers Symposium, Atlanta, GA. May 7, 2013.

Gustafsson, A.M. (2006) Thermal Response Test, Numerical simulations and analyses. Licentiate Thesis 2006:14. Lulea University of Technology, Sweden, 141 pp.

Gustafsson, A.M. & Westerlund L. (2011) Heat extraction thermal response test in groundwater-filled borehole heat exchanger e Investigation of the borehole thermal resistance. *Renewable Energy* 2011; 36(6):2388-2394.

Gustafsson, A.M. & Westerlund L. (2010) Multi-injection rate thermal response test in groundwater filled borehole heat exchanger. *Renewable Energy*; 35(5), pp. 1061-1070.

Hellstrom, G. (1991) Ground heat storage, thermal analysis of duct storage systems: Part I. University of Lund, Department of Mathematical Physics. Lund, Sweden.

IGSHPA (2000) Grouting for Vertical Geothermal Heat Pump Systems, International Ground Source Heat Pump Association, Oklahoma State University, Stillwater, OK.

Ingersoll, L.R. & Plass, H.J. (1948) Theory of the ground pipe heat source for the heat pump. *Heating Piping & Air Conditioning*, Volume 20, No 7, pp. 119-122.

Jenkins, D.P., Tucker, R. & Rawlings, R. (2009) Modelling the Carbon-Saving Performance of Domestic Ground-Source Heat Pumps. *Energy and Buildings*. Volume 41, No 6, pp. 587–595.

Lamarche, L., Kajl, S. & Beaichamp, B. (2010) A review of methods to evaluate borehole thermal resistances in geothermal heat-pumps systems. *Geothermics* 39, pp. 187-200.

Llopis, G. & Rodrigo V. (2008) Guía de la Energía Geotérmica. Fundación de la Energía de la Comunidad de Madrid y Energy Management Agency (UE). 185 pp.

Luo, J., Rohn, J., Bayer, M & Priess, A. (2013) Thermal Efficiency Comparison of Borehole Heat Exchangers with Different Drillhole Diameters. *Energies* 2013, 6, pp. 4187-4206.

Michigan Department of Natural Resources & Environment (2010) Best Practices for Geothermal Vertical Closed-Loop Installations. Michigan Department of Natural Resources & Environment, Groundwater Division, Well Construction Unit. Abril, 2010.

Morgensen, P. (1983) Fluid to duct wall heat transfer in duct system heat storage. In: *Proceedings of the International Conference on Surface Heat Storage in Theory and Practice*, Stockholm, Sweden, pp. 652–657.

Muñoz, M. (2011) Implementación de Pilas de entibación y sus Anclajes para el aprovechamiento geotérmico, Memoria para optar al título de Ingeniero Civil. Universidad de Chile.

ONUDI (2011) Las ERNC en la industria Chilena y algunas aplicaciones orientativas, Organización de las Naciones Unidas para el Desarrollo Industrial, pp. 425. <http://www.renenergyobservatory.org>

Ozudogru, T., Brettmann, T., Guney Olgun, C., Martin, II, J. & Senol, A. (2012) Thermal Conductivity Testing of Energy Piles: Field Testing and Numerical Modeling. *GeoCongress 2012*, pp. 4436-4445.

Perez-Lombard, L., Ortiz, J. & Pout, C. (2008) A review on buildings energy consumption information. *Energy and Buildings*, 40, pp. 394-398.

PNUMA (2010) Informe Anual Programa de las Naciones Unidas por el Medio Ambiente, Programa de las Naciones Unidas por el Medio Ambiente. Dirección de Promoción y Relaciones Externas. New York.

Raby, F., Celedón, E. & Tassara, B. (2014) Proyecto Geotermia Sistema Climatización Hospital Regional de Talca. XII Congreso Latinoamericano de Hidrogeología, 25 y 29 de agosto de 2014, Santiago de Chile, Chile.

Rainieri, S., Corradi, C. & Pagliarini, G. (2008) Caratterizzazione di sistemi di accumulo geotermico mediante misure in regime transitorio, Proc. of XXVI UIT National Heat Transfer Conference, Palermo, Italy.

Rybach, L., Bunner, M. & Gorhan, H. (2000) Swiss Geothermal Update 1995–2000. In: *Proceedings of the World Geothermal Congress 2000*, Kyushu, Tohoku, Japan, pp. 413–426.

Sanner, B., Mands, E., Sauer, M. & Grundmann, E. (2009) Economic Aspects of Thermal Response Test: Advantages, technical improvements, commercial application. - Proc. EFFSTOCK 2009, paper #14, 9 p., Stockholm.

Scharli, U. & Rybach, L. (2002) Bestimmung thermischer Parameter für die Dimensionierung von Erdwärmesonden: Erfahrungswerte – Labormessungen – Response Test. In: Eugster, W.J.,

Laloui, L. (Eds.), Proceedings of the Workshop on Geothermische Response Tests-Tests de Réponse Géothermique. Swiss Federal Institute of Technology, Lausanne, Switzerland, October 2001, pp. 76–88.

Schiavi, L., Corradi, C., Rainieri, S. & Pagliarini, G. (2009) Parameter estimation procedure applied to the geothermal response test, III AIGE Conference Proceedings, Parma, Italy.

Sharqawy, M.H., Mokheimer, E.M. & Badr, H.M. (2009) Effective pipe-to-borehole thermal resistance for vertical ground heat exchangers. *Geothermics* 38, pp. 271–277.

Shonder, J.A. & Beck, J.V. (2000) A New Method to Determine the Thermal Properties of Soil Formations from in Situ Field Tests, Oak Ridge National Laboratory, Rept. ORNL/TM-2000/97, Oak Ridge.

Shonder, J. A. & Beck, J.V. (1999) Determining effective soil formation thermal properties from field data using a parameter estimation technique. *ASHRAE Transactions* 105(1) 458.

Signorelli, S., Bassetti, S., Pahud, D. & Kohl, T. (2007) Numerical evaluation of thermal response tests, *Geothermics* 36, pp. 141–166.

VDI-Richtlinie 4640. (2010) Thermal use of the underground, Blatt 1. Düsseldorf, Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Verlag.

Wang, B., Bouazza, A., Singh, R.M., Barry-Macaulay, D., Haberfield, C., Chapman, G. & Baycan, S. (2013) Field investigation of a geothermal energy pile: Initial observations. 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Paris, France, pp. 3415-3418.

Yavuzturk, C., Spitler, J.D. & Rees, S.J. (1999) A transient two-dimensional finite volume model for the simulation of vertical U-tube ground heat exchangers. *ASHRAE Trans.* 105, pp. 465–474.

ANEXOS

ANEXO A: Publicación en revista científica

Numerical sensitivity analysis of Thermal Response Tests (TRT) in Energy Piles¹

By A. Franco¹, R. Moffat¹, M. Toledo^{1,+}, P. Herrera^{1,2,*}

¹ Department of Civil Engineering, University of Chile, Santiago, Chile

² Andean Geothermal Centre of Excellence (CEGA), Santiago, Chile

Abstract

In recent years, energy pile systems, which correspond to low temperature geothermal systems that use foundation piles as heat exchangers, have been developed as a cost effective alternative to traditional systems. The optimal design of such systems requires a good characterization of the effective thermal properties of the soil and the systems components. This is usually performed through the analysis of the results of thermal response tests (TRT). However, due to the large size dimensions of foundation piles, accurate estimations require to run tests for periods that can be excessively long for practical applications. Hence, in most situations the analysis must be performed based on results of relatively short tests, which depend upon several factors such as pile and ground thermal properties, pile geometry, pipe configuration, etc.

In this article we use numerical simulations to reproduce results of thermal response test for synthetic energy pile systems characterized by different material properties, dimensions, pipe configurations, among other factors. We used the standard line heat source model to evaluate the results of the numerical simulations to shed light on the magnitude of the errors that this type of interpretation may introduce. We demonstrate that even in absence of groundwater flow and soil heterogeneity, interpretation of TRT results based on the line heat source model can be misleading and must be treated with care.

1. Introduction

Heating and cooling of residential and industrial buildings requires large amounts of energy, which indirectly account for a large proportion of greenhouse gases emissions (Pérez-Lombard et al, 2008). In recent decades, low enthalpy geothermal systems have emerged as a renewable and environmentally friendly alternative to supply all or part of these energy requirements. These systems use the soil's ability to maintain a relatively stable temperature throughout the year, which depending on the location and altitude fluctuates between 7 and 13°C at 10 - 15 m deep (Busby et al., 2009). The temperature difference between air and ground is used for heating or cooling purposes through heat exchanger systems such as Ground Source Heat Pumps (GSHP) (Florides & Kalogirou, 2007).

Borehole Heat Exchangers (BHE) are low enthalpy geothermal systems that typically consist of a 10 to 20 cm diameter borehole that is 50-200 m deep, which contains a piping system that acts as a heat exchanger between the fluid inside the pipe –usually a mix of water and antifreeze fluid– and the ground (Florides & Kalogirou, 2007). The space between pipes and soil is filled with materials such as grout, concrete, or bentonite, to enhance heat flow from/to the soil (Gustafsson, 2006). The development of BHE systems has mainly occurred during the last 20 years in Europe, China and North America (Florides & Kalogirou, 2007), and more recently in other regions (e.g. Roth et al, 2004). Several studies have demonstrated the feasibility of implementing this type of

¹ To be submitted to: Applied Energy or Renewable Energy or Geothermics or Applied Thermal Engineering

⁺ Now at Department of Civil Engineering, Universidad Andrés Bello, Chile

^{*} Corresponding author (pherrera@ing.uchile.cl)

solution as part of heating systems of commercial and residential buildings (e.g. Brandl, 2006; Hamada et al., 2007; Gao et al., 2008; De Moel et al., 2010).

Piles made of concrete are used as foundations systems in buildings on soft or loose soil and also as embedded retaining walls. These piles naturally have a large area of contact with the surrounding soil, so that they can work as heat exchangers saving the time and expenses associated to the drilling and cementing of more traditional systems. In order to use them as heat exchangers, pipes are installed to carry the working fluid within the piles during the construction process (De Moel et al., 2010). Systems built this way are known as Energy Piles (EP). Although there are many similarities between BHE and EP systems, there are also important differences that arise from the fact that parameters such as the length of the installation, the diameter of the pile and the filling material cannot be changed in EP systems to optimize their efficiency. Thus, EP systems can only partially meet the thermal demands of a project, but they can significantly contribute to reduce the building energy costs. Although, in recent years there has been increasing interest in the study of EP systems (e.g. Brandl, 2006; Hamada et al., 2007; de Moel et al., 2010; Guney, 2013) more research to optimize their design, construction and operation is still needed.

Thermal Response Tests (TRT) are carried out in BHE systems to determine the ground thermal conductivity (λ_s), which controls the efficiency and long term sustainability of low temperature geothermal systems (Gehlin, 2002; Sanner et al, 2005). During TRTs heat is injected into the system through the circulation of a heated fluid, while recording inlet and outlet fluid temperatures (Sanner et al, 2005; Gustafsson, 2006). A constant temperature difference between the inlet and outlet is reached after some circulation time, which indicates that the system is sustaining a constant heat extraction or injection rate. The interpretation of the recorded data of temperature versus time to obtain values of thermal conductivity is typically performed using the Line Heat Source (LHS) model (Ingersoll and Plass, 1948). Although, the derivation of the LHS solution assumes several simplifications of the problem that are not always satisfied in practice, several studies (Signorelli et al, 2007; Ozudogru, 2012) have concluded that its interpretation of TRT data for BHE systems is fairly accurate for evaluating the influence of key parameters such as soil heterogeneity, groundwater flow, installation depth or spacing between pipes (Gehlin, 2002; Gustafsson, 2006; Signorelli et al, 2007). However, interpretations based on the LHS model introduce significant errors for some specific cases, as it has been demonstrated by studies that applied this model for the interpretation of synthetic tests performed through numerical simulations (Spitler et al, 200; Signorelli et al, 2007; Ozudogru, 2012).

A correct estimation of the effective thermal conductivity is necessary to optimize the design of energy exchangers for a specific location. According to Sanner et al. (2009), an overestimation of λ_s can result in: estimations of fluid temperature that are lower and decrease faster than in practice, lower coefficient of performance (COP) of heat pumps, underestimation of operational costs due to higher real electric power consumption, and possible malfunctioning of the systems because of wrong dimensioning. On the other hand, an underestimation of the thermal conductivity can result in designs that overestimate the size of BHE fields, with the consequent higher initial investment. For example, Sanner et al. (2009) discuss the possible practical impacts of errors in the estimation of the thermal conductivity for a typical BHE system. They demonstrate that an overestimation of λ_s by 38% results in 43% increase in energy costs during operation with respect to the original design. On the other hand, an underestimation by 21% can generate an increase of 15% in investment costs. Therefore, errors in the estimation of the

effective thermal conductive of the system can produce significant differences in the performance and costs of real BHE systems.

For simple pipes configurations, some of the simplifications made in the derivation of the LHS theory become valid after a time period since the beginning of the test that directly depends on the square of the radius of the borehole (Pahud & Mathey, 2001; Sanner et al, 2005). Previous studies have found that for typical vertical borehole heat exchangers, which usually have diameters smaller than 20 cm, the minimum required duration of the test to obtain reliable results is 50 hrs (Spitler et al, 2000; Sanner et al, 2005). Since EP systems have much larger diameter than typical BHE systems –about 1 m-, and therefore a much greater heat storage capacity, it is not always possible to perform TRTs in such systems in a reasonable and economically feasible time frame (Sanner et al, 2005; GSHPA, 2012); which represents a serious barrier for practical applications. The Ground Source Heat Pump Association (GSHPA, 2012) suggests to make a BHE at a nearby site to carry out equivalent TRTs to address this issue. However, this is not always feasible, either from a technical or economic standpoint.

This work was motivated by the analysis of TRT results of tests performed in a research system built in the campus of the School of Engineering of the University of Chile. The main objective of the system was to investigate the technical feasibility of constructing and operating geothermal systems as part of the foundation piles and anchors of large buildings. While analyzing the collected data, it became clear that the application of the LHS interpretation needed to be modified in order to be used for this type of systems. Hence, the main purpose of this study is to identify how different factors impact the results of TRTs performed in EP systems and affect the validity of traditional interpretation models. To accomplish this, we performed a parametrical study based on highly detailed numerical simulations of synthetic TRTs in EP systems. We applied the LHS model to interpret the results of simulations to test its validity, quantify its errors, and propose ways to extrapolate results of short TRTs to get reliable estimates of the performance of EP systems. While other numerical studies have focused their attention in the effects of groundwater flow, soil heterogeneity (Signorelli et al., 2007, Raymond et al., 2011; Raymond and Lamarche, 2013), thermal dispersivity (Wagner et al., 2012) and pipes placement (Pahud & Matthey, 2001; Lee & Ham, 2008; Marcotte & Oaquier, 2008) in TRTs performed in traditional BHE systems, the main contribution of the present work is to extend the analysis to evaluate the impact of other parameters such as the geometry of the pipes, physical properties of soil and filling material, considering typical dimensions of real EP systems.

2. Analytical interpretation based on the Line Heat Source model

When interpreting results of TRTs, it is often assumed that geothermal heat exchangers behave like a line heat source in an infinite, homogeneous and isotropic domain with uniform initial temperature. Furthermore, it is considered that the borehole instantly releases a finite amount of uniform and constant energy in the radial direction due to the temperature difference between the inlet and outlet sections of the pipe. Under these assumptions, it is possible to find an analytical solution to estimate the variation of temperature versus time during the transient regime. This conceptual and mathematical model, known as the Line Heat Source (LHS) model, is based on the Kelvin's Line Source theory and has been the method of choice to interpret the behavior of BHE systems (Ingersoll & Plass, 1948; Morgensen, 1983). The model assumes that the temperature around the BHE system as a function of time t , and radial distance r from the borehole axis, can be calculated as:

$$T(r, t) - T_0 = \frac{q}{4\pi\lambda} E_1 \left[\frac{r^2}{4\alpha t} \right] \quad (1)$$

where T [°K] is the ground temperature, T_0 is the initial ground temperature, q is the heat injection rate per meter of borehole length [W m^{-1}], λ is the volumetric thermal conductivity [$\text{W m}^{-1} \text{°K}^{-1}$], α is the thermal diffusivity of the ground [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$], and E_1 denotes the exponential integral function. However, for small values of the argument of the function, i.e. large times or short distances from the source, the solution can be approximated by (Ingersoll & Plass, 1948; Roth et al, 2004):

$$T(r, t) - T_0 = \frac{q}{4\pi\lambda} \left[\ln \left(\frac{4\alpha t}{r^2} \right) - \gamma \right] \quad (2)$$

where γ is Euler's constant. The error of this simplification is less than 20% for time t greater than $\frac{1,2 r^2}{\alpha}$, and less than 10% for t greater than $\frac{1,8 r^2}{\alpha}$. However, the criterion that is used in practice to apply the LHS model is to only consider times that are greater than $\frac{5 r^2}{\alpha}$ (Signorelli et al, 2007; Luo et al, 2013; Wang et al, 2013).

Defining the thermal resistance per unit length between the fluid and the borehole wall, as

$$R_b = (\bar{T}(t) - T(r_b, t))/q \quad (3)$$

where r_b [m] is the borehole wall radius and $\bar{T}(t)$ is the average fluid temperature of the circulation fluid, and the average temperature is calculated according to

$$\bar{T}(t) = (T_{in} + T_{out})/2 \quad (4)$$

where T_{in} and T_{out} are the inlet and outlet temperature of the fluid, respectively. Then, $\bar{T}(t)$ can be expressed as a simple linear relation (Eklöf & Gehlin, 1996; Sanner et al. 2005)

$$\bar{T}(t) = k \ln(t) + m \quad (5)$$

where

$$k = \frac{q}{4\pi\lambda} \quad (6)$$

$$m = \frac{q}{4\pi\lambda} \left[\ln \left(\frac{4\alpha}{r^2} \right) - \gamma \right] + T_0 + qR_b \quad (7)$$

Equation (5) is often used in the interpretation of TRT results by plotting \bar{T} versus the natural logarithm of time. Then, the slope of the curve is compared to (6) to obtain an estimation for the thermal conductivity of soil, λ_{LS} ,

$$\lambda_{LS} = \frac{q}{4\pi} \frac{[\ln(t_1) - \ln(t_2)]}{[\bar{T}(t_1) - \bar{T}(t_2)]} \quad (8)$$

In this last expression and according to the LHS model, q is constant and equal to

$$q = \rho C_w Q_w (T_{in} - T_{out})/H \quad (9)$$

where ρC_w [$\text{J m}^{-3}\text{K}^{-1}$] is the volumetric heat capacity of the fluid, Q_w [m^3s^{-1}] is the fluid flow rate that circulates through the pipe, and H is the length of the borehole.

3. Numerical modeling approach

We use COMSOL Multiphysics[®] version 4.3a (COMSOL, 2012a) for modeling a synthetic EP system. COMSOL allows to incorporate different flow and heat transport phenomena, which makes it a suitable tool to simulate this type of systems, which has motivated its use in other modelling studies of BHE systems (e.g. Lamarche et al., 2010; Ozudogru et al., 2012; Bozzoli et al., 2012). To simulate the heat transport that takes place during a TRT, we use COMSOL's Heat Transfer Module (COMSOL, 2012b), which solves the general heat transport equation in each of the model domains through the following expression:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C \cdot \mathbf{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + Q \quad (10)$$

where ρ is the material density [kg m^{-3}], C is specific heat capacity [$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$], u is the flow velocity [m s^{-1}] –relevant only inside the pipe system–, and Q represents heat sources other than viscous heating. The model only contains the mechanisms of heat transfer by conduction and convection, neglecting radiation, which has been usually ignored in this type of analysis (Brandl, 2006).

3.1 Conceptual model

In our simulations, we modeled an EP system as two water-filled pipes: an inlet downward flow pipe and an outlet upward flow pipe. These are embedded in a concrete cylinder of $H = 28$ m length, that is in contact with the natural ground. The modeled domain corresponds to a symmetric 12 m diameter cylinder as shown in Figure 1. The domain is composed of four subdomains or regions: water, pipes, filling material (hereafter referred to as concrete) and natural soil.

According to (10) and considering the different materials that compose the system, the relevant properties to include in the simulations are the thermal conductivity of the soil (λ_s), thermal conductivity of the concrete (λ_c), volumetric heat capacity of the soil ($\rho_s C_s$) and volumetric heat capacity of the concrete ($\rho_c C_c$). For the water domain, λ and ρC depend upon temperature, whose values are assigned according to the COMSOL's material library.

The condition of constant heat flow into the system was imposed through the following boundary condition

$$T_{down}(0, t) = T_{up}(0, t) + \Delta T \quad (11)$$

where $T_{down}(z, t)$ is the downward fluid temperature, $T_{up}(z, t)$ is the upward fluid temperature, and ΔT is the constant temperature difference as shown in Figure 2. In this way only ΔT is imposed in the model, while the inlet and outlet temperature evolve in time depending upon the initial fluid temperature, ΔT , and the heat dissipation rate of the system. Therefore, expression (11) represents the operation of a TRT system that uses a constant amount of fluid, which is

continuously recirculated and that is heated between the outlet and inlet. Then, the continuity of the pipe between the downward and upward sections was modelled by imposing:

$$T_{down}(-H, t) = T_{up}(-H, t) \quad (12)$$

Moreover, we modeled a boundary condition of outflow heat by convection only at the end of the downstream ($z = -H$) and upstream ($z = 0$) pipes, according to

$$-n \cdot (\lambda \nabla T_{down}(-H, t)) = -n \cdot (\lambda \nabla T_{up}(0, t)) = 0 \quad (13)$$

We imposed adiabatic boundary conditions, i.e. no heat flow, on the other external surfaces of the domain. We also considered a constant initial temperature $T(z) = T_0$ and constant water velocity inside pipes. Table 1 summarizes other geometrical and physical properties considered in all the simulated scenarios. In addition, the shank spacing S (m), which corresponds to the distance between the axes of the pipes, was set equal to half of the pile diameter in all simulations.

To generate the numerical mesh, we first meshed the horizontal plane with a maximum distance between elements of 0.5 m and a minimum distance of 0.001 m, and we then create pentahedral elements repeating the previous mesh every 0.5 m in the vertical direction, generating a total of 120,498 elements. We refined the mesh around the pipes to accurately represent its geometry and the heat transfer that occurs around them (Figure 1). Flow inside the pipes was simulated assuming laminar conditions, which is adequate for the range of Reynolds number considered.

3.2 Dimensionless parameters used in data analysis

To test the validity of the LHS model to interpret the results of TRTs, we looked at the ratio between the calculated thermal conductivity estimated using the LHS interpretation of the results (λ_{LS}), and the value of the thermal conductivity used as input in the numerical simulations (λ_S). Then, when λ_{LS}/λ_S is closer to 1, we assumed that the LHS is a valid model to interpret the results of the tests. According to the theory described in Section 2, it is expected that at long times this ratio will tend to 1. To make the analysis independent of the dimensions of the problem, we plotted results as function of the dimensionless time (Fourier number), $Fo = t \cdot \alpha_c / r_b^2$, i.e. the product between time and thermal diffusivity of the concrete, divided by the square of the pile radius.

4. Results and discussion

In this section we present results of numerical simulations performed to evaluate the validity of the LHS interpretation model on EP systems.

4.1 Differences between natural soil and filling material properties

One of the main limitations of the LHS model to interpret results of TRTs performed in EP systems, is that it neglects the difference in thermal dispersivity and heat storage capacity between the ground and the filling material of the pile. Variations in the soil physical parameters do not immediately influence the observed outlet temperature due to the time needed for the heat dissipated from the pipe to reach the pile edge and the ground. However, for long times after the beginning of the test, it is reasonable to assume that the heat bulb has expanded beyond the limits of the pile and that the observed behavior of the system mainly reflects the soil thermal properties. To confirm this hypothesis, we first evaluated the impact of the difference between soil and concrete thermal conductivity, measured as the ratio $\lambda^* = \lambda_s/\lambda_c$. To obtain ratios that are close to typical values found in real tests, we consider that the thermal conductivity of the soil is equal to 1.5 W/mK, and we varied the thermal conductivity of the filling concrete between 0.5 and 3.0 W/mK, which corresponds to typical values reported for these materials (e.g. Roth et al, 2004; Bozis et al, 2011). Figure 3 shows that, as expected and predicted by the theory explained in Section 2, estimations of the thermal soil conductivity based on the LHS model differ from the true value at early time ($F_0 < 1.0$) even in a completely homogeneous medium. For scenarios that consider different properties for the ground and the pile, the differences are still observable even for $F_0 > 1.5$. Moreover, for $\lambda^* = 0.5$, which corresponds to the most realistic value considering the properties of real materials, the error is greater than 50% for the maximum simulated time. For this particular scenario, an overestimation of this magnitude in the soil properties can cause a reduction of the effective heat rejection rate of the pile system of about 10%. This means that a system designed considering the estimated parameters would be oversized to meet a given heat extraction or injection capacity, with the consequent increase in investment and operational costs.

4.2 Volumetric Heat Capacity

Figure 4 shows results for scenarios with equal thermal conductivity, but different heat capacity for the soil and concrete, measured as $\rho C^* = \rho_s C_s / \rho_c C_c$. Since the volumetric heat capacity is associated with the amount of heat that the material can store per unit volume, it is consistent that for higher ρC^* heat dissipates faster in the concrete, which is interpreted as a higher λ_{LS} . For the case of highest volumetric heat storage capacity ($\rho C^* = 2.0$), the estimated λ_{LS} is up to 40% higher than λ_s even at $F_0 = 1.5$. Heat transfer to the ground is also slower for the opposite case when $\rho_s C_s < \rho_c C_c$, due to higher capacity of the concrete to store heat, which explains the underestimation of λ_s for the case $\rho C^* = 0.7$ at times $F_0 > 1.2$.

Figure 5 shows the results of TRTs for extreme values of λ^* and ρC^* that can be found in the literature. This figure shows that errors in the estimation of λ_s can be important even after a substantial time has elapsed since the beginning of the test. For example, if we perform a TRT for a 1 m diameter pile with $\lambda_c = 2$ W/mK and $\rho C_c = 2$ MJ/m³ that lasts 100 hours, which corresponds to $F_0 = 1.44$, the error in the estimation of λ_s can be up to 50%. At small times, the difference between the values of λ_{LS}/λ_s , is due mainly to different values of the thermal conductivity ratio,

while at later times the difference is mainly due to the heat storage capacity ratio. For example, if we perform a TRT for a 1 m diameter pile with $\lambda_c = 2$ W/mK and $\rho C_c = 2$ MJ/m³ that lasts 100 hours, which corresponds to $Fo = 1.44$, the error in the estimation of λ_s can be up to 50%.

4.3 Shank Spacing

Figure 6 shows curves of λ_{LS}/λ_s versus dimensionless time for different shank spacing (S) and $\lambda^* = 1$ and $\lambda^* = 2$. As expected, for the case of a homogeneous medium ($\lambda^*=1$), the LHS approximation works best for the smallest separation between the pipes. However, the error of the LHS approximation increases for larger values of S . For example, for the maximum shank spacing ($S=0.8$ m), the LHS overpredicts λ_s for approximately 30% at $Fo = 1.5$. The difference between the true value and the one estimated from the LHS approximation at short times, is mainly due to the time that is needed in order that heat dissipates and both pipes act as a single line heat source. During this initial period the system has capacity to store heat in the space between the pipes. This error is in addition to the overestimation in calculating λ_{LS} that comes from the mathematical approximation of the integral exponential function.

On the other hand, for the case that considers that the ground has a higher conductivity than concrete ($\lambda^*=2$), the LHS overestimates or underestimates the ground thermal conductivity depending upon the value of the shank spacing. For smaller spacing the LHS approximation tends to underestimate the ground thermal conductivity, because the initial effective thermal conductivity is closer to λ_c . Nevertheless, in cases where S is large (e.g. $S=0.8$ m), pipes are located near the pile edge, and the response of the system is more influenced by the higher value of λ_s . Note that independently of the value of S , the error in the estimation is less than 20% for $Fo = 1.5$ and $\lambda^*=2$.

4.4 Pile diameter

The diameter of the pile is another factor that can potentially affect the validity of applying the LHS approximation to interpret results of TRTs in energy piles. Figure 7 shows that the pile diameter directly affects the λ_s estimation, and that the time needed for the LHS theory to become valid can be very large for large pile diameters. The application of the LHS model to interpret the test results produces large errors at early time due to the initial available capacity in the pile to store heat. However, the LHS becomes a good approximation with estimated values for the thermal conductivity, λ_{LS} , within 10% of the true value for $Fo > 3$ in all the cases analyzed. Note that for a 1 m diameter pile, this value of Fo is equivalent to 278 hrs, with $\lambda_c=1.5$ W/Mk, $\rho C_c = 2$ MJ/m³kg.

4.5 Comparison between different pipe geometries: Helicoidal, Triple-U and U

Finally, we analyzed differences in the interpretation of TRT results performed in systems with three different pipe geometries: U, Triple-U and Helicoidal shaped configurations, as shown in Figure 8. The pipes in the Triple-U and Helicoidal configurations have identical length that is three times longer than for the U-shaped pipe. To evaluate the importance of the different geometries versus changes in other parameters, we considered two different sets of material properties defined in Table 2 for these simulations.

Figure 9 shows simulated outlet temperatures for the different scenarios. The outlet temperature for the Triple-U and Helicoidal configurations is lower than in the U-shaped configurations due to the longer pipes and, consequently, longer residence time of the fluid in the systems, which result in greater heat dissipation. On the other hand, there are also differences in the outlet temperatures of the Triple-U and Helicoidal systems produced only by the different geometrical configuration but they are much smaller in magnitude.

The interpretation of the outlet temperatures shown in Figure 9 to estimate λ_s , produces a relative larger error at early time for the case of the Triple-U and Helicoidal configurations as shown in Figure 10. However, in all the situations analyzed values of λ_{LS} converge relatively fast, and for times such as $Fo > 0.5$ the three curves are almost identical. This can be explained by considering that the thermal dissipation rates are equal after an initial period when the heat distribution inside the pile is not uniform. However, after the heat distribution inside the pile becomes homogeneous, the heat transfer rate with the surrounding ground depends only upon the thermal properties of the materials that compose the system. This analysis demonstrates that differences due to the geometrical configuration of the system are relatively small in comparison to the ones due to other parameters, for example the pipes length.

5. Conclusions

We used numerical simulations to reproduce synthetic thermal response tests in energy piles under different ideal conditions. The main conclusion of this analysis is that the results of TRTs in an Energy Pile is very complex, since it depends upon the ratio between the ground and the concrete thermal conductivities, the rate of volumetric heat capacity between the soil and concrete, the pile diameter, and the shank spacing among others. The usual criterion for the use of the LHS interpretation model, which requires to run the test for times such that $Fo > 5$, can be too restrictive for practical applications. For example, for the set of parameters we used in our simulations, such criterion is equivalent to run the test for at least 218 hrs to 1345 hrs, depending on the filling material properties on a 1m diameter pile. Hence, in practical applications can be necessary to run shorter tests accepting that the common procedure to interpret the results with LHS model can introduce large errors. For example, we demonstrated that one can obtain significant errors in the estimations of the thermal conductivity value for some combinations of material properties and pile dimensions. According to the analysis presented above, the factors that most influence the validity of the LHS model to interpret results of TRT are the ratio between thermal conductivities of the filling material and the ground and shank spacing and/or pile diameter. Errors associated to any of those parameters can be up to 50%. According to the situations analyzed, other factors such as uncertainty in values of the volumetric heat capacity for the filling material and different geometry of the pipes setup produce smaller errors of the order of 20% or less for the simulated scenarios.

Finally, we would like to mention that the set of results generated in this study, summarized in different figures, can be used to estimate correction factors that should be applied when interpreting results of TRT applied to energy piles. Without applying such correction factors one can introduce important errors for tests that run for less than 160 hrs in a 1 m diameter pile, which corresponds to approximately $Fo = 1.5$. Hence, it is our hope that the results presented in this study will permit to run shorter tests while allowing a correct interpretation of the results to obtain optimal designs and correct cost estimations for new geothermal systems.

References

- Bernier, M. (2006). Closed-loop ground-coupled heat pump systems. *ASHRAE Journal* 48(9): 12– 19.
- Bozis, D., K. Papakostas, N. Kyriakis (2011). On the evaluation of design parameters effects on the heat transfer efficiency of energy piles. *Energy and Buildings*, 43(4), 1020-1029.
- Bozzoli, F., Pagliarini, G., Rainieri, S., Schiavi, L. (2012). Short-time thermal response test based on a 3-D numerical model. *Journal of Physics: Conference Series* vol. 395 issue 1 November 26, 2012. p. 012156-012156.
- Brandl, H. (2006). Energy foundations and other thermo-active ground structures. *Géotechnique*, 56 (2), 81-122.
- Busby, J., Lewis, M., Reeves, H., Lawley, R. (2009). Initial geological conditions before installing ground source heat pump systems. *Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology*, 42, 295-306.
- COMSOL. (2012a). COMSOL Multiphysics User's Guide. Version 4.3a.
- COMSOL. (2012b). Heat Transfer Module User's Guide. Version 4.3a.
- de Moel, M., Bach, P. M., Bouazza, A., Singh, R. M., Sun, J. O. (2010). Technological advances and applications of geothermal energy pile foundations and their feasibility in Australia, *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 14 (2010) 2683–2696.
- Eklöf, C. and S. Gehlin. (1996). "TED-a Mobile Equipment for Thermal Response Test: Testing and Evaluation." <http://epubl.ltu.se/1402-1617/1997/001/>.
- Florides, G., and S. Kalogirou (2007). "Ground Heat exchangers—A Review of Systems, Models and Applications." *Renewable Energy* 32 (15): 2461–78.
- Gao, J., X. Zhang, J. Liu, K. Li, J. Yang (2008). Numerical and experimental assessment of thermal performance of vertical energy piles: an application. *Applied Energy*, 85(19), 901-910.
- Gehlin, S. (2002). Thermal response test—method development and evaluation. Doctoral Thesis 2002:39. Lulea University of Technology, Sweden, 191 pp.
- GSHPA. (2012). Thermal Pile Design, Installation and Materials Standards, Ground Source Heat Pump Association. http://www.gshpa.org.uk/GSHPA_Thermal_Pile_Standard.html
- Guney, C. (2013). Energy Piles: Background and Geotechnical Engineering Concepts. 16th Annual George F. Sowers Symposium, Atlanta, GA. May 7, 2013
- Gustafsson, A.M. (2006). Thermal Response Test, Numerical simulations and analyses. Licentiate Thesis 2006:14. Lulea University of Technology, Sweden, 141 pp.

- Hamada, Yasuhiro, Hisashi Saitoh, Makoto Nakamura, Hideki Kubota, and Kiyoshi Ochifuji. (2007). Field Performance of an Energy Pile System for Space Heating. *Energy and Buildings* 39 (5): 517–24.
- Ingersoll, L.R. & Plass, H.J. (1948). Theory of the ground pipe heat source for the heat pump. *Heating Piping & Air Conditioning*. 119-22.
- Lamarche, L., Kaji, S., & Beauchamp, B. (2010). A review of methods to evaluate borehole thermal resistances in geothermal heat-pumps systems. *Geothermics* 39, 187-200.
- Lee, C. K., and H. N. Lam. (2008). Computer Simulation of Borehole Ground Heat Exchangers for Geothermal Heat Pump Systems. *Renewable Energy* 33 (6): 1286–96.
- Luo, J., Rohn, J., Bayer, M, Priess, A. (2013). Thermal Efficiency Comparison of Borehole Heat Exchangers with Different Drillhole Diameters. *Energies* 2013, 6, 4187-4206.
- Marcotte, D., and P. Pasquier. (2008). On the Estimation of Thermal Resistance in Borehole Thermal Conductivity Test.” *Renewable Energy* 33 (11): 2407–15.
- Morgensen, P., (1983). Fluid to duct wall heat transfer in duct system heat storage. In: *Proceedings of the International Conference on Surface Heat Storage in Theory and Practice*, Stockholm, Sweden, 652–657.
- Ozudogru, T., Brettmann, T., Guney Olgun, C., Martin, II, J., and Senol, A. (2012). Thermal Conductivity Testing of Energy Piles: Field Testing and Numerical Modeling. *GeoCongress* 2012, 4436-4445
- Pahud, D. and B. Matthey. (2001). Comparison of the Thermal Performance of Double U-Pipe Borehole Heat Exchangers Measured in Situ. *Energy and Buildings* 33 (5): 503–7.
- Pérez-Lombard, L., Ortiz, J., & Pout, C. (2008). A review on buildings energy consumption information. *Energy and buildings*, 40(3), 394-398.
- Rainieri, S., Corradi, C., Schiavi, L., Pagliarini, G. (2008). Numerical simulation of the thermal response test within Comsol Multiphysics environment. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Conference 2008 Hannover.
- Raymond, J., R. Therrien, L. Gosselin, and R. Lefebvre. (2011). Numerical analysis of thermal response tests with a groundwater flow and heat transfer model. *Renewable Energy* 36 (1): 315-24.
- Raymond, J., and L. Lamarche. (2013). Simulation of thermal response tests in a layered subsurface. *Applied Energy* 109 (September): 293-301. doi:10.1016/j.apenergy.2013.01.033.
- Roth, P., A. Georgiev, A. Busso, and E. Barraza. (2004). First in Situ Determination of Ground and Borehole Thermal Properties in Latin America. *Renewable Energy* 29 (12): 1947–63. doi:10.1016/j.renene.2004.02.014.

Sanner, B., Mands, E., Sauer, M. & Grundmann, E., (2009). Economic Aspects of Thermal Response Test: Advantages, technical improvements, commercial application. - Proc. EFFSTOCK 2009, paper #14, 9 p., Stockholm.

Sanner, Burkhard, Göran Hellström, Jeff Spitler, and Signhild Gehlin. (2005). Thermal Response Test—current Status and World-Wide Application. In Proceedings World Geothermal Congress, 24–29.

Signorelli, S., Bassetti, S., Pahud, D., Kohl, T. (2007). Numerical evaluation of thermal response tests, *Geothermics* 36 (2007) 141–166.

Spitler, J.D., C. Yavuzturk, S.J. Rees (2000). In Situ Measurement of Ground Thermal Properties. Proceedings of Terrastock 2000, Vol. 1, Stuttgart, August 28-September 1, 2000, pp. 165-170.

Stafell, I. (2009) A Review of Domestic Heat Pump Coefficient of Performance. http://www.academia.edu/1073992/A_review_of_domestic_heat_pump_coefficient_of_performance

VDI-Richtlinie 4640. (2010). Thermal use of the underground, Blatt 1. Düsseldorf, Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Verlag.

Wagner, V., P. Bayer, M. Kübert, P. Blum. (2012). Numerical sensitivity study of thermal response tests. *Renewable Energy* 41: 245–53. doi:10.1016/j.renene.2011.11.001.

Wang, B., Bouazza, A., Singh, R.M., Barry-Macaulay, D., Haberfield, C., Chapman, G. and Baycan, S. (2013). Field investigation of a geothermal energy pile: Initial observations. 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Paris, France, 3415-3418.

TABLES

Parameter	Value
d, pipe diameter [mm]	32
e, pipe thickness [mm]	2.9
S, shank space [m]	0.5
D, pile diameter[m]	1
T_0 , initial temperatura [°C]	16
Q_w , water flow [l/min]	5
ΔT , temperature difference between in and out pipes [°C]	2
λ_{pipe} , HDPE pipe thermal conductivity [W/mK]	0.4
ρC_{pipe} , HDPE pipe volumetric heat capacity [MJ/m ³ kg]	2.16

Table 1. Constant parameters in simulations.

Propertie	Case a	Case b
λ_s [W/mK]	1.5	3
λ_c [W/mK]	1.5	1.6
ρC_s [MJ/m ³ kg]	2	2.5
ρC_c [MJ/m ³ kg]	2	2

Table 2. Soil and concrete properties for cases a and b shown in Figures 9 and 10.

FIGURES

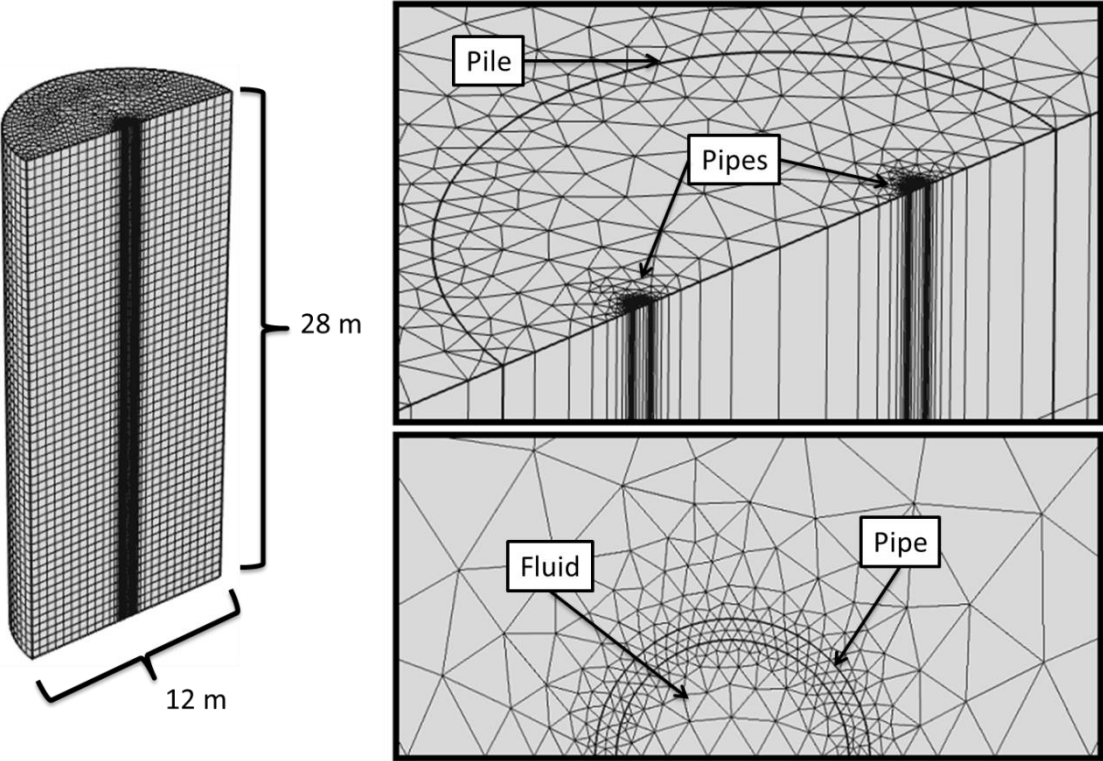


Fig. 1. Numerical mesh used to represent an energy pile.

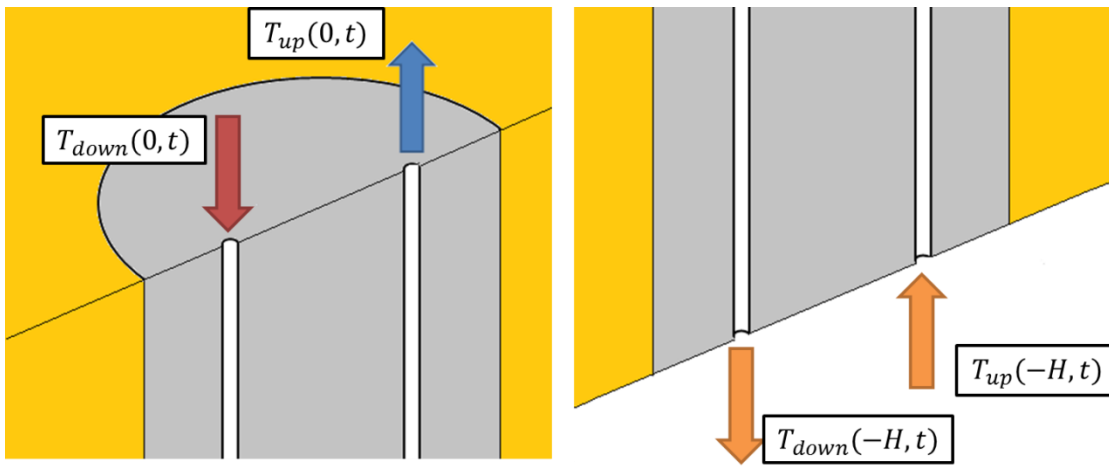


Fig. 2. Schematic illustration of the top (left) and the bottom (right) of the pile, where $T_{down}(z, t)$ is the down-flow pipe fluid temperature and $T_{up}(z, t)$ is the up-flow pipe fluid temperature.

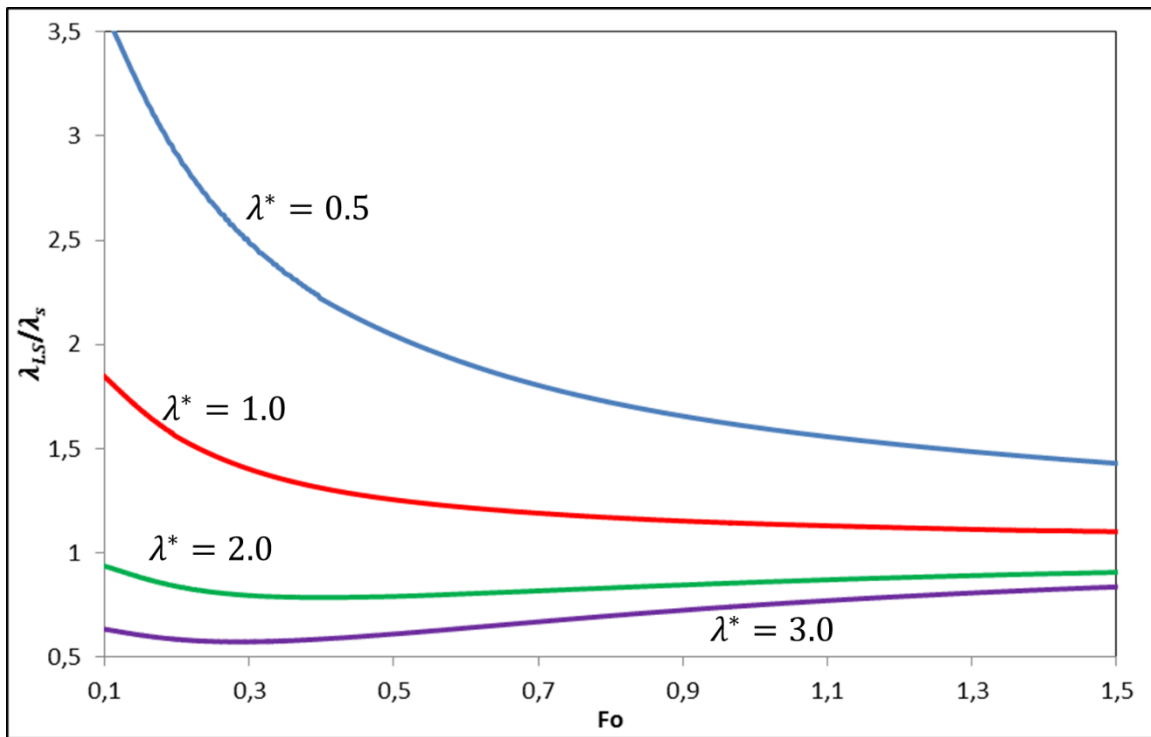


Fig. 3. Calculated dimensionless thermal conductivities based on the line-source model, λ_{LS}/λ_s , for different ratios of soil and concrete conductivities, $\lambda^* = \lambda_s/\lambda_c$. The ρC_s and ρC_c values were set equal to 2 MJ/m³kg.

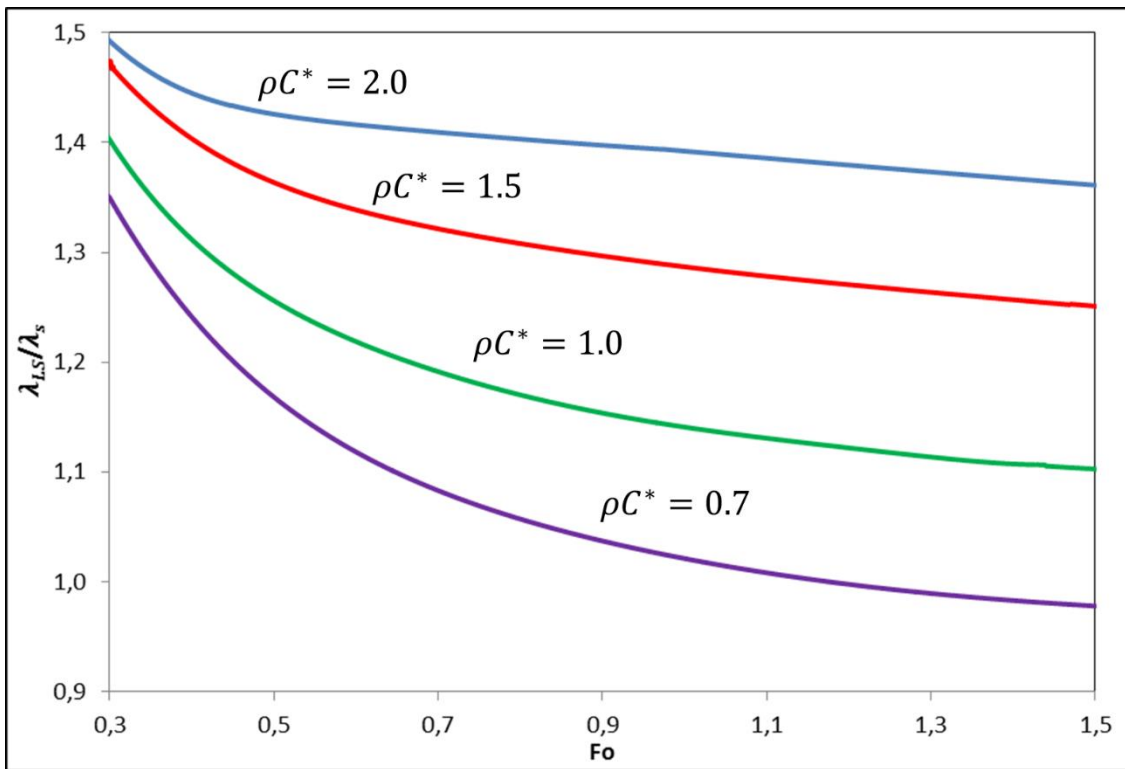


Fig. 4. Calculated dimensionless thermal conductivities based on the line-source model, λ_{LS}/λ_s , for different $\rho C^* = \rho C_s / \rho C_c$ values. The thermal conductivity of the soil and concrete, λ_s and λ_c , are equal to 2 W/mK.

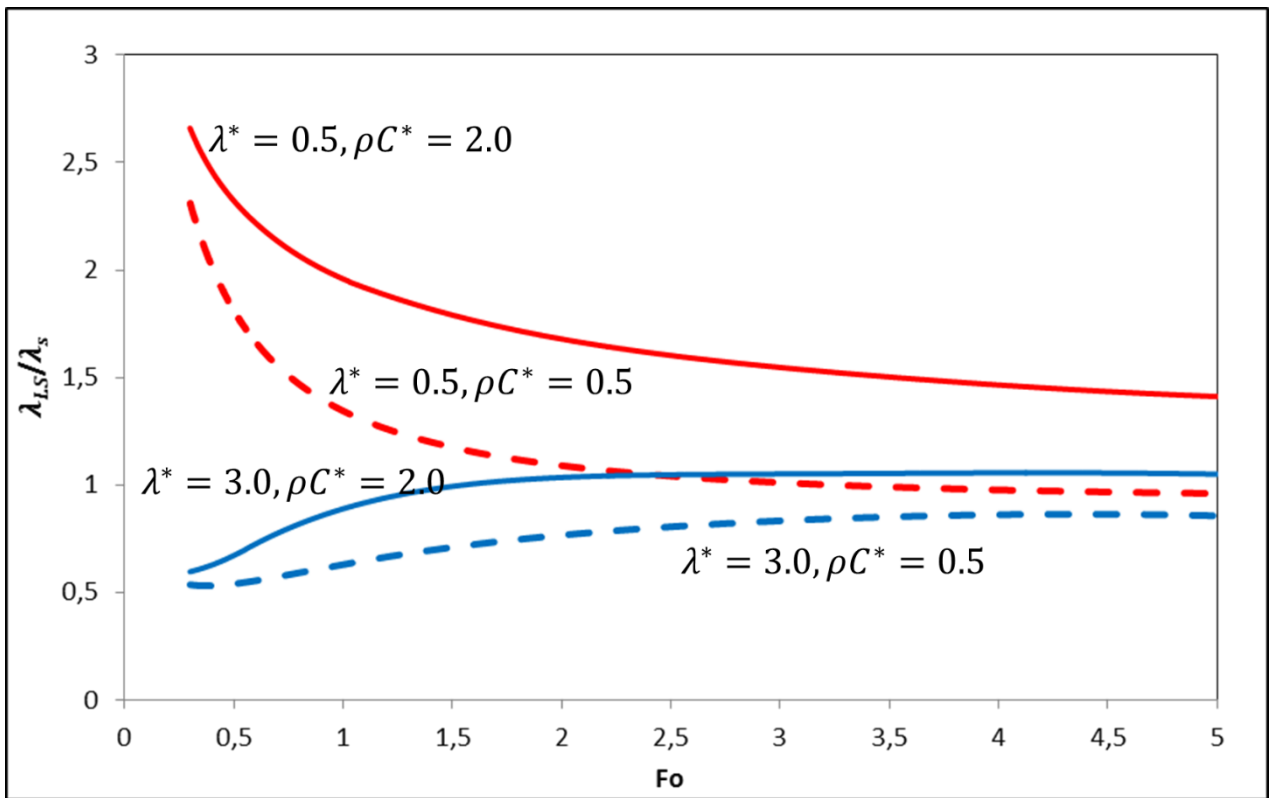


Fig. 5. Calculated dimensionless thermal conductivities based on the line-source model, λ_{LS}/λ_s , for two values of the ratio between soil and concrete thermal conductivities, $\lambda^* = \lambda_s/\lambda_c$, and heat storage capacity ratio, $\rho C^* = \rho C_s / \rho C_c$.

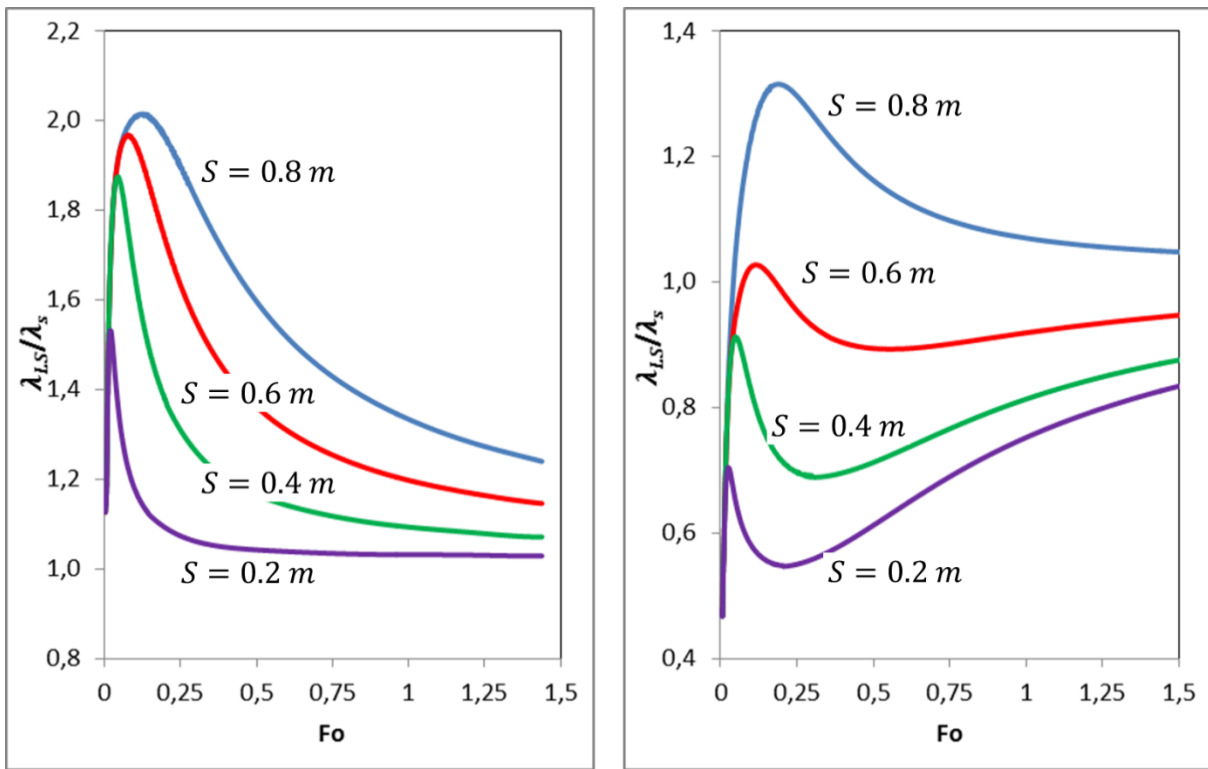


Fig. 6. Calculated dimensionless thermal conductivities, λ_{LS}/λ_s , based on the line-source model for a $D=1\text{m}$ pile, for different shank space values, S , with $\lambda^*=1$ (left) and $\lambda^*=2$ (right). The heat storage capacity for soil and concrete, ρC_s and ρC_c , are $2\text{ MJ/m}^3\text{kg}$.

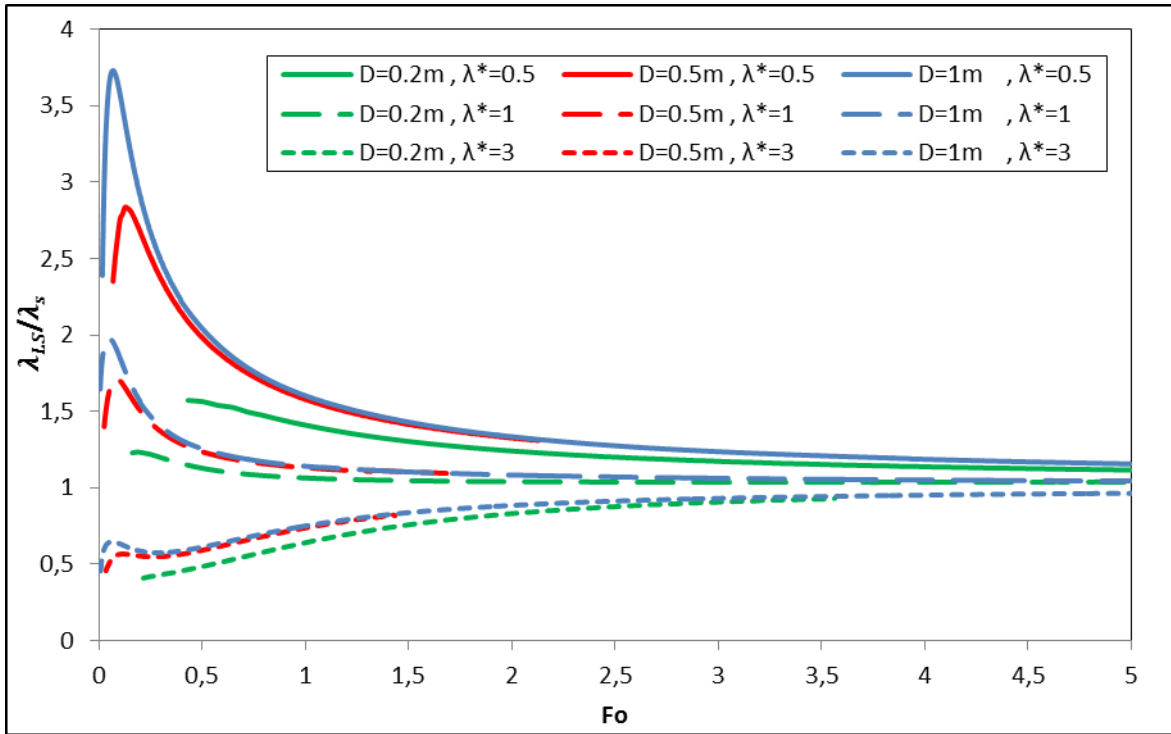


Fig. 7. Calculated dimensionless thermal conductivities based on the line-source model, λ_{LS}/λ_s , for different λ^* and D values. The ρC_s and ρC_c values are 2 MJ/m³kg. In all cases the shank spacing, S , is equal to $D/2$.

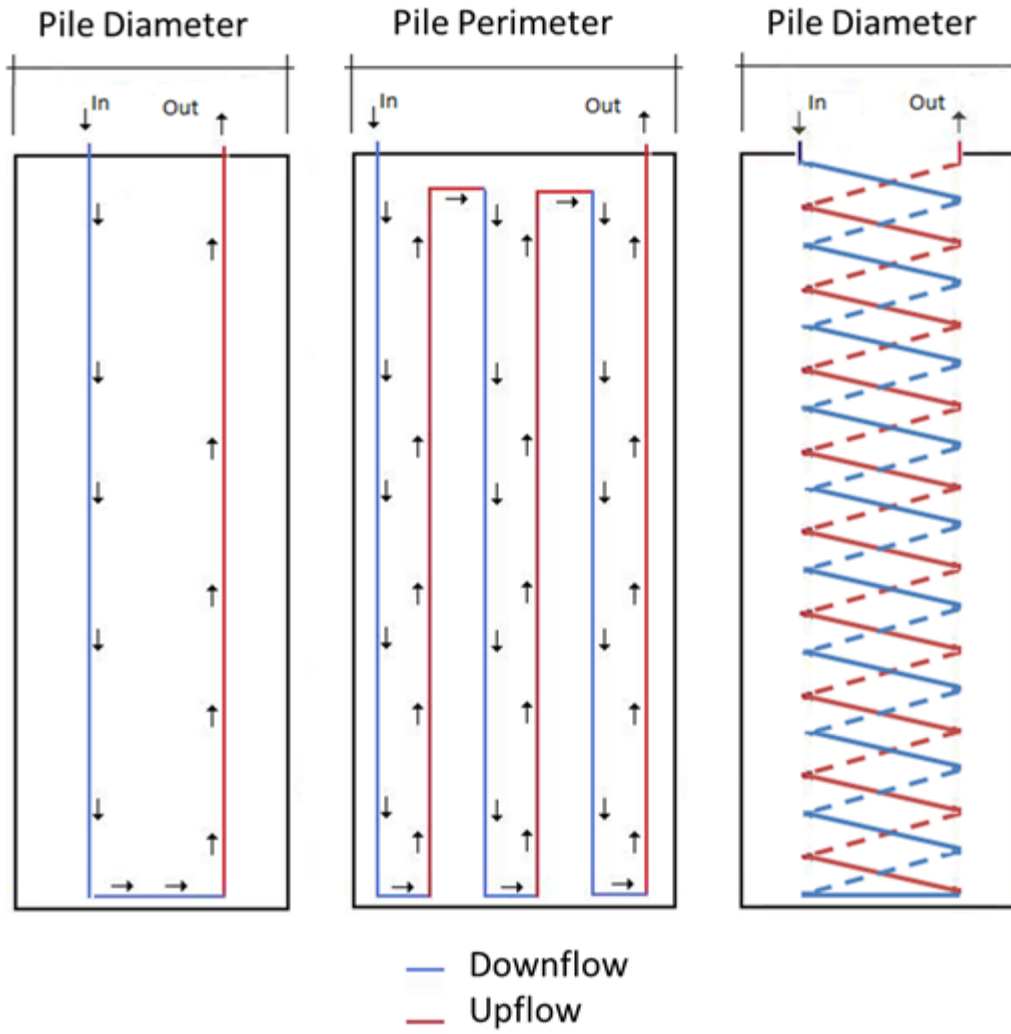


Fig. 8. U (left), Triple U (center) and Helicoidal (right) pipe geometries.

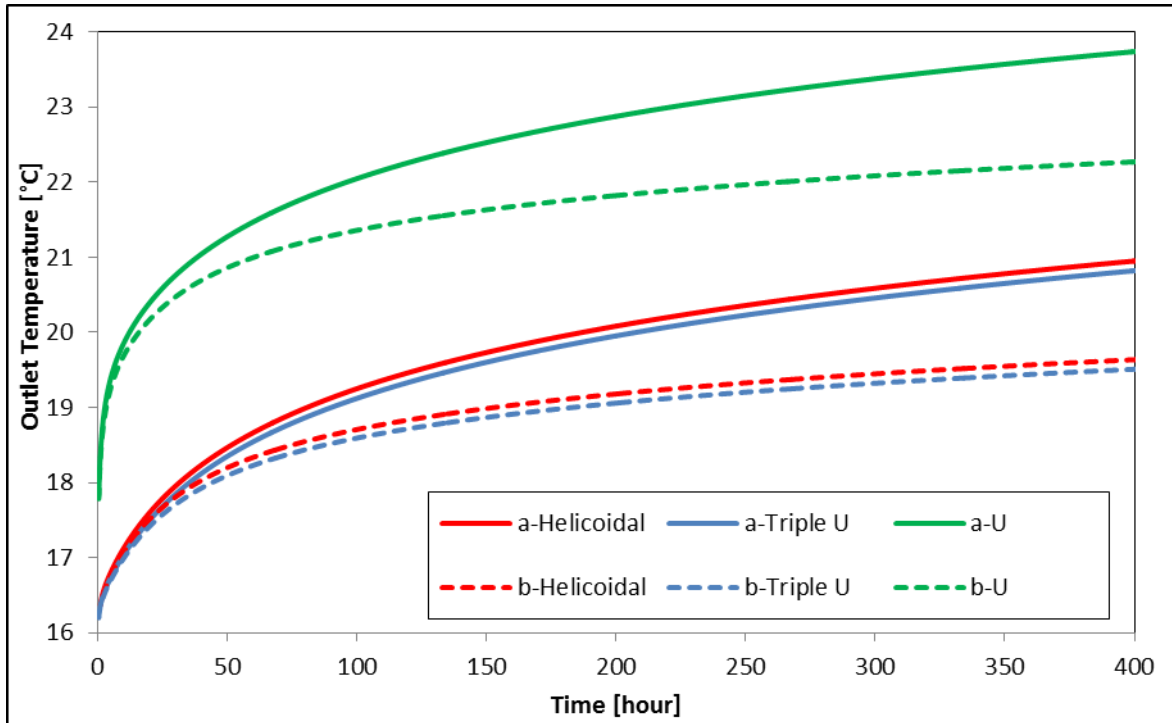


Fig. 9. Computed outlet temperature for a 400 hours long TRT, in an Helicoidal (red), Triple-U (blue) and U (green) pipe configurations, for a) and b) cases defined in Table 2. All cases consider $D = 1$ m and $S = 0.5$ m between opposite pipes.

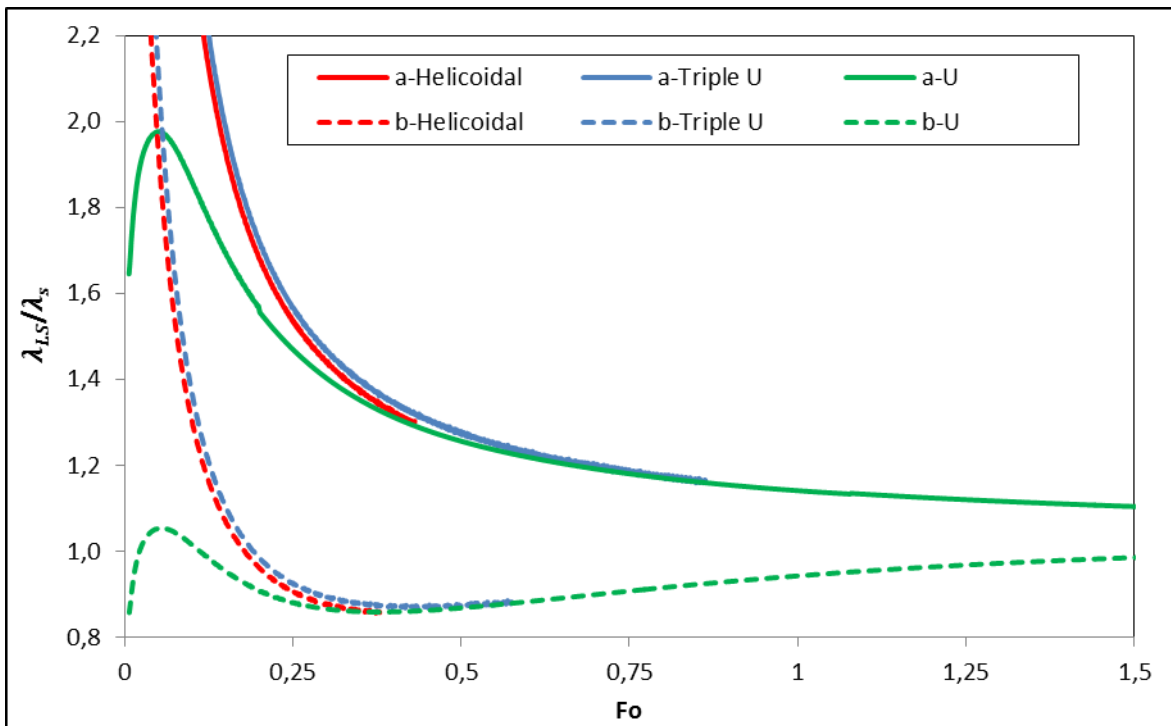


Fig. 10. Calculated dimensionless thermal conductivities based on the line-source model, λ_{LS}/λ_s , in a Helicoidal (red), Triple U (blue) and U (green) tube configurations, for a) and b) cases defined in Table 2. All cases consider $D = 1$ m and $S = 0.5$ m between opposite pipes.

ANEXO B: Modelación numérica del sistema BHE experimental dentro del proyecto “Nuevo Camino de Acceso - Templo Bahai”

Como una aplicación práctica del esquema de modelación que se utilizó durante la tesis, se decidió reproducir los resultados de un TRT realizado a un sistema de BHE experimental, calibrando los parámetros físicos del material de relleno y el suelo.

Los resultados experimentales in-situ se obtuvieron del sistema de BHE experimental construido dentro del proyecto “Nuevo Camino de Acceso – Templo Bahai”, ubicado en la comuna de Peñalolén, Santiago de Chile. Para realizar la prueba de TRT, llevada a cabo para determinar la conductividad térmica del suelo, se utilizó un sistema de calefacción desarrollado por el grupo de investigación de la Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas de la Universidad de Chile (Guggisberg, 2012). Los valores de parámetros característicos del BHE donde se efectuó la prueba se resumen en la Tabla B.1.

Tabla B.1. Parámetros geométricos del BHE.

Parámetro Geométricos	Valor
Largo BHE [m]	30
Diámetro [mm]	96
Separación de tuberías [mm]	59.7
Diámetro externo de la tubería [mm]	16
Espesor de tubería [mm]	1.8

Un estudio geotécnico preliminar reveló que el sondaje está dentro de un suelo de estructura heterogénea, con finos de mediana a baja plasticidad. El primer estrato, que se extiende desde la superficie hasta una profundidad de 2.5 m, está compuesto de arcilla gravosa y tiene consistencia media, con gravas de tamaño máximo de 3", y finos de humedad baja. Luego se identificó un conglomerado de arcilla arenosa de consistencia firme, con bolones aislados de tamaño máximo 5" y finos con humedad bajo el límite plástico, de 12.3 m de espesor. Debajo de éste, y hasta los 19.7 m, se encuentra un conglomerado de matriz arcillo-arenosa con escasas gravas, de compacidad muy firme, con bolones de tamaño máximo 5 1/2" y finos con humedad sobre el límite plástico. Finalmente, se encuentra un conglomerado de gravas arenosas de compacidad muy firme, con bolones de hasta 24" y finos con humedad sobre el límite plástico, hasta el fondo del sondaje (30 m). La Figura B.1 muestra un sketch del perfil de suelo en el sitio de prueba. Los datos obtenidos fueron analizados con la teoría de fuente lineal de calor, desde las 2.25 hrs hasta las 12.5 hrs del TRT, obteniendo un valor de conductividad del suelo de 3.1 W/mK.

Con toda la información anterior se preparó un modelo numérico del sistema, el cual fue calibrado con los datos obtenidos in-situ. Los valores de conductividad utilizados se basaron en aquellos encontrados en la literatura para los tipos de suelo encontrados en el sitio (GSHPA, 2012; VDI-Richtlinie 4640, 2010), además se utilizó la relación de conductividad equivalente para sistemas estratificados (Rainieri et al., 2008). Así, tras la calibración de los datos in-situ, los valores de λ_s finales fueron de 1.9 W/mK (Layer 1), 2.7 W/mK (Layer 2), 3.0 W/mK (Layer 3), y 3.8 W/mK (Layer 4). El valor de ρC_s se asignó igual a 2.5 MJ/m³kg para todos los estratos. Además, dado que no se conocían las propiedades térmicas de la mezcla de relleno (lechada) utilizada, se la consideró de baja calidad en términos constructivos, y se asumió un valor extremo inferior para la conductividad, $\lambda_c = 0.42$ W/mK, lo cual podría ser cuestionable para una correcta calibración.

En la Figura B.2 se observa que la calibración representa satisfactoriamente los valores de temperatura de salida medidos in situ. Además, se debe tener en cuenta que los sistemas de medición de temperatura in-situ, tienen una escala de medición de 0.5 °C, por lo cual en muchos casos la resolución de los datos medidos no permite realizar una comparación precisa con los datos simulados. A pesar de esto se evidencia una mínima diferencia entre ambas temperaturas de salida, lo que se considera con una indicación de la similitud entre los valores observados y los simulados.

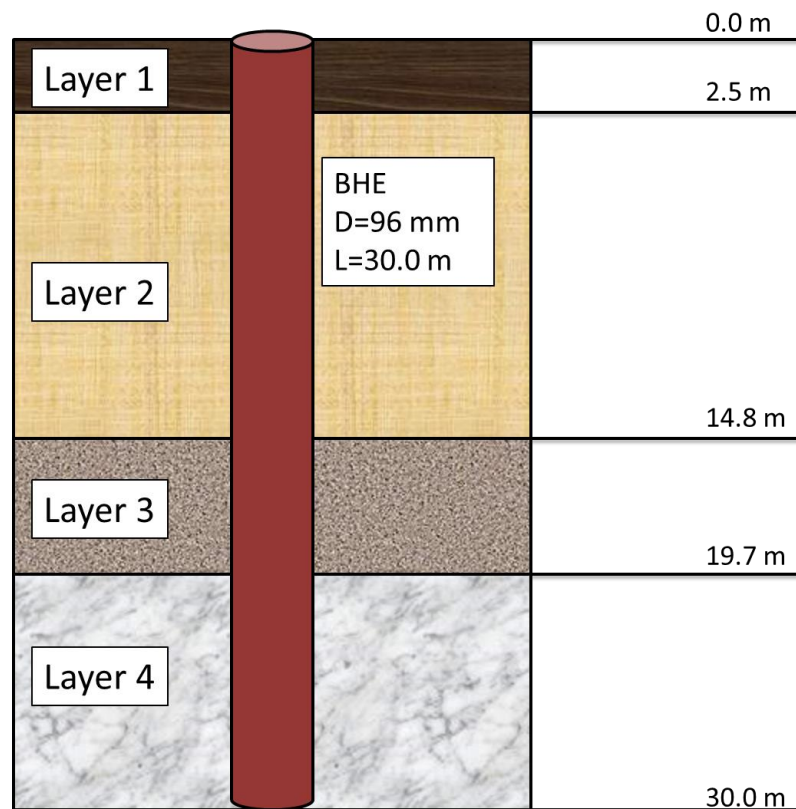


Fig. B.1. Perfil de suelo en el sitio del BHE.

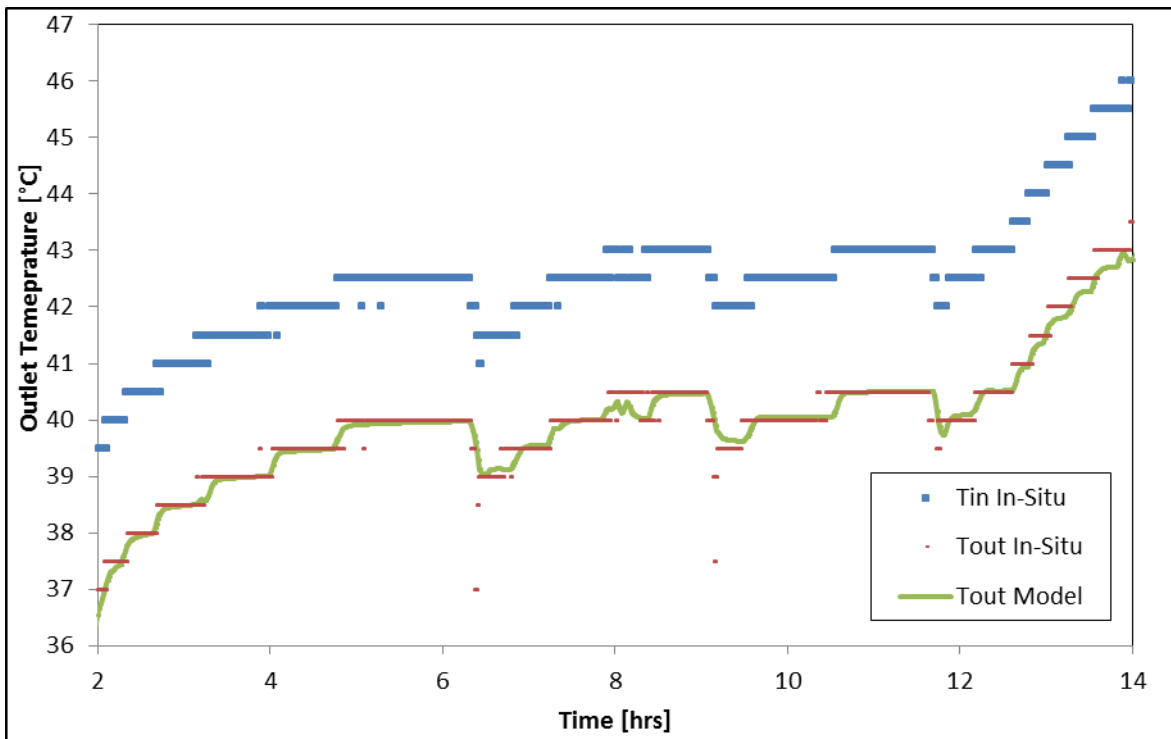


Fig. B.2. Información recolectada in-situ del TRT, desde las 2 a 14 hrs: temperatura de entrada (azul), temperatura de salida (rojo) y la temperatura obtenida del modelo calibrado (verde).

Además, se realizaron otros modelos calibrados: modelo de un solo estrato de suelo con $\lambda_s = 3.1$ [W/mK], modelo de un solo dominio $\lambda = 1$ [W/mK] y $\rho C = 1$ [MJ/m³kg], y un modelo donde se aumenta en un 20% el valor de λ_c (ver Figura B.3). Así, para el modelo donde se asignó un valor de $\lambda_s = 3.1$ [W/mK] a todos los estratos (línea azul), no se encontró diferencias apreciables en la temperaturas de salida. Incluso, tras calibrar los datos asumiendo un mismo valor de λ y ρC para el suelo y la lechada (línea verde), se encuentran diferentes combinaciones de estos parámetros que ajustan bastante bien los resultados medidos en terreno. Sin embargo, se observan diferencias en el perfil de temperatura al borde de la pila después de varias horas, donde la diferencia entre los nuevos modelos y aquel que tiene diferentes estratos, es cada vez más apreciable a medida que avanza el tiempo. En el caso heterogéneo, la temperatura alcanzada puede ser mayor o menor según el valor de conductividad asignado a cada estrato de suelo, en comparación al caso homogéneo de 3.1 [W/mK]. Por otra parte, en el modelo de un solo dominio la temperatura es claramente mayor al caso estratificado, dado que la conductividad de la pila es mayor.

Por otro lado, la incidencia del valor de λ_c en el proceso de calibración fue muy relevante, ya que pequeñas variaciones de este parámetro influyen significativamente en los valores de temperatura de salida. La Figura B.3 muestra una disminución en temperatura de salida en 0.5 °C, si se aumenta el valor de λ_c en un 20%, comportamiento esperable según la Figura 5.

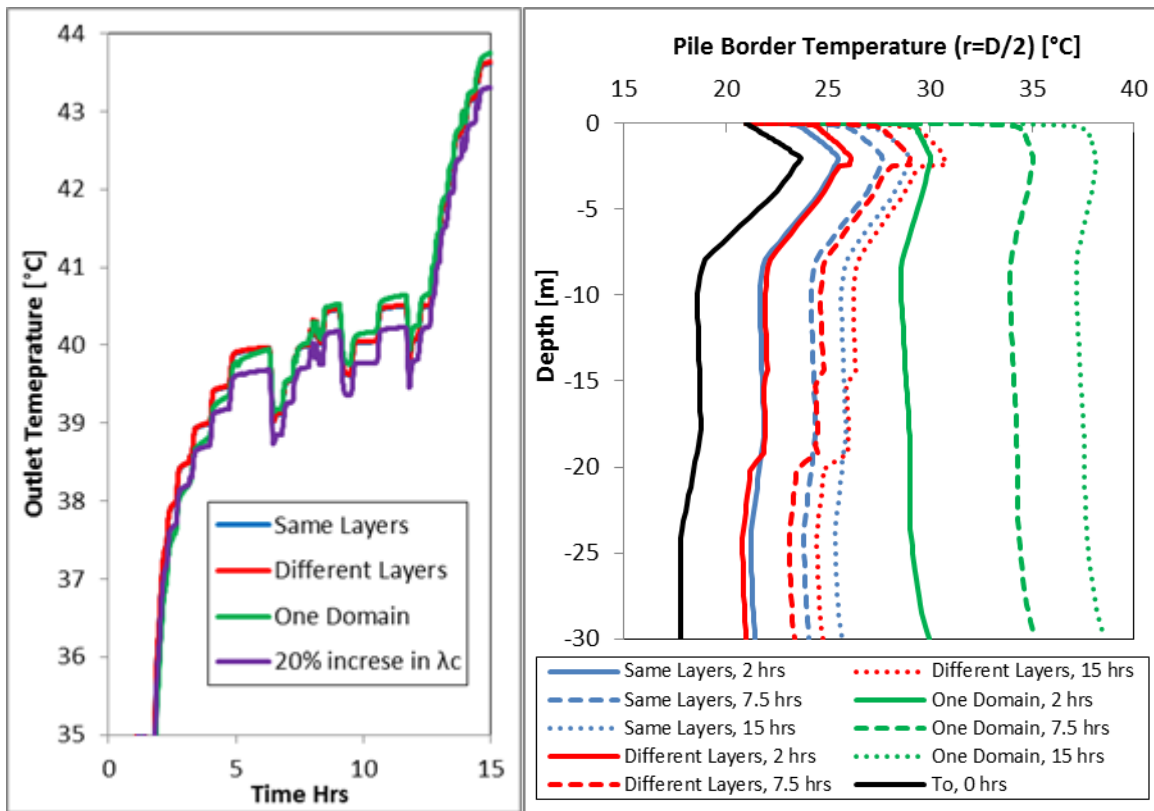


Fig. B.3. A la izquierda, la temperatura de salida obtenida por el modelo calibrado (rojo), aquella obtenida por un modelo de sólo una capa de suelo equivalente (azul), otra obtenida de un modelo de un solo medio (verde) ($\lambda = 1$ [W/mK] y $\rho C = 1$ [MJ/m³kg]), y finalmente otra obtenida del mismo modelo calibrado, pero con un incremento del 20% en el valor de λ_c (púrpura). A la derecha, el perfil de temperatura en el borde de la pila después de 2, 7.5 y 15 hrs desde iniciada la prueba TRT.

ANEXO C: Valores típicos de propiedades térmicas de suelos y materiales de relleno

Propiedades térmicas de suelos

Existe una gama de valores para la conductividad térmica y la capacidad calorífica volumétrica para cada tipo de suelo o roca, de acuerdo a diversos autores:

Tabla C.1. Propiedades térmicas para suelos, según VDI-Richtlinie 4640 (2010).

	Type of rock	Thermal Conductivity λ in [W/m·K]		Volumetric heat capacity ρC in [MJ/m ³ ·K]	
			recommended value		
unconsolidated	clay/silt, dry	0.4-1.0	0.5	1.5-1.6	
	clay/silt, water-saturated	1.1-3.1	1.8	2.0-2.8	
	sand, dry	0.3-0.9	0.4	1.3-1.6	
	sand, moist	1.0-1.9	1.4	1.6-2.2	
	sand, water-saturated	2.0-3.0	2.4	2.2-2.8	
	gravel/stones, dry	0.4-0.9	0.4	1.3-1.6	
	gravel/stones, water-saturated	1.6-2.5	1.8	2.2-2.6	
	till/loam	1.1-2.9	2.4	1.5-2.5	
	peat, soft lignite	0.2-0.7	0.4	0.5-3.8	
Sedimentary rock	clay/silt stone	1.1-3.4	2.2	2.1-2.4	
	sandstone	1.9-4.6	2.8	1.8-2.6	
	conglomerate/breccia	1.3-5.1	2.3	1.8-2.6	
	marlstone	1.8-2.9	2.3	2.2-2.3	
	limestone	2.0-3.9	2.7	2.1-2.4	
	dolomitic rock	3.0-5.0	3.5	2.1-2.4	
	sulphate rock (anhydrite)	1.5-7.7	4.1	2.0	
	sulphate rock (gypsum)	1.3-2.8	1.6	2.0	
	chloride rock (rock salt, potach)	3.6-6.1	5.4	1.2	
	anthracite	0.3-0.6	0.4	1.3-1.8	
Magmatic rock	tuff	1.1	1.1		
	vulcanite, acid to intermediate	e.g. rhyolite, trachyte	3.1-3.4	3.3	2.1
		e.g. latite, dacite	2.0-2.9	2.6	2.9
	vulcanite, alkaline to ultra-alkaline	e.g. andesite, basalt	1.3-2.3	1.7	2.3-2.6
	plutonite, acid to intermediate	granite	2.1-4.1	3.2	2.1-3.0
		syenite	1.7-3.5	2.6	2.4
	plutonite, alkaline to ultra-alkaline	diorite	2.0-2.9	2.5	2.9
gabbro		1.7-2.9	2.0	2.6	
Metamorphic rock	slightly metamorphic	clay shale	1.5-2.6	2.1	2.2-2.5
		chert	4.5-5.0	4.5	2.2
	moderately to highly metamorphic	marble	2.1-3.1	2.5	2.0
		quartzite	5.0-6.0	5.5	2.1
		mica schist	1.5-3.1	2.2	2.2-2.4
		gneiss	1.9-4.0	2.9	1.8-2.4
		amphibolite	2.1-3.6	2.9	2.0-2.3

Tabla C.2. Propiedades térmicas para suelos , según Gehlin (2002).

Type of soil	Thermal Conductivity λ in [W/m·K]	Volumetric heat capacity ρC in [MJ/m³·K]
Gravel/sand (dry)	0.70 - 0.90	1.4
Clay	0.85 - 1.10	3-3.6
Silt	1.20 - 2.40	2.4 - 3.3
Shale	1.50 - 3.50	2.38-5.5
Limestone	1.50 - 3.30	2.13-5.5
Karst limestone	2.50 - 4.30	2.13-5.5
Sandstone	2.30 - 6.50	2.13-5

Tabla C.3. Propiedades térmicas para suelos, según Al-Khoury R. (2012).

Type of soil	Thermal Conductivity λ in [W/m·K]	Volumetric heat capacity ρC in [MJ/m³·K]
Sand	0.15-4	1.0-3.2
Clay	0.15-2.5	1.0-3.5
Soil	0.4-0.6	2.9-3.9
Limestone	1.2-2.15	1.8-2.3
Sandstone	1.8-2.9	1.5-1.8

Propiedades térmicas de materiales de relleno

La conductividad térmica del material de relleno puede cubrir una amplia gama de valores, de poco más de 1 [W/mK] a más de 4 [W/mK], dependiendo del diseño de mezcla de cemento con agregados: contenido de agua, tipo de agregado, conductividad térmica del agregado y relación de volumen cemento:agregado. Así, en ausencia de información específica sobre el tipo de agregado y sus proporciones, la conductividad térmica debe ser menor a 1.5 [W/mK]. En cambio, si se sabe que el agregado es de origen silíceo (cuarzo), con una relación de volumen cemento:agregado de al menos 1:4, se pueden usar valores en el rango de 1.5 [W/mK] a 2.0 [W/mK]. Sin embargo, basándose en la proporción y el tipo de agregados que suelen ser utilizados en las mezclas de pilas de hormigón, es poco probable un valor mayor a 2.5 [W/mK] (GSHPA, 2012).

Tabla C.4. Propiedades térmicas de materiales de relleno, según IGSHPA (2000) (excepto * según Al-Khoury R. (2012)).

Type of Filling material	Thermal Conductivity λ in [W/m·K]	Volumetric heat capacity ρC in [MJ/m ³ ·K]
Bentonite Grouting Materials	0.7	1.0-1.1
Thermally Enhanced Bentonite Grouting Materials	1.7	1.5
Neat Cement Grouts	0.9-1.0	1.5-1.6
Cement with sand	1.2-1.9	1.7-2.0
Cement with Silica sand	1.4-2.7	1.7-2.0
Cement with Bentonite	0.8-1.0	1.3-1.4
Grout*	0.8-1.5	2.4-3.1

Tabla C.5. Conductividad térmica de lechadas comerciales, según Michigan Department of Natural Resources & Environment (2010).

Product	Manufacturer	Thermal Conductivity λ in [W/m·K]
Aqua-Grout Benseal	Baroid IDP	0.67
Barotherm Gold	Baroid IDP	0.69-2.08
Benseal/EZ Mud Slurry	Baroid IDP	0.74
EZ-Seal	Baroid IDP	0.71
Geothermal Grout	CETCO	0.69-2.42
High TC Geothermal Grout	CETCO	0.69-2.09
PureGold Grout	CETCO	0.74
Volclay Granular Grout	CETCO	0.74-1.56
BH 20 Grout	GeoPro, Inc.	0.73-0.78
Thermal Grout Lite	GeoPro, Inc.	0.78-1.73
Thermal Grout Select	GeoPro, Inc.	1.73-2.08
Geo SupergROUT	SuperGrout Products, LLC	1.73-1.90
Grout-Well	Wyo-Ben	0.73
Therm-Ex Grout	Wyo-Ben	1.61-1.82

ANEXO D: Gráficos extendidos de conductividad térmica y capacidad calorífica volumétrica adimensionales

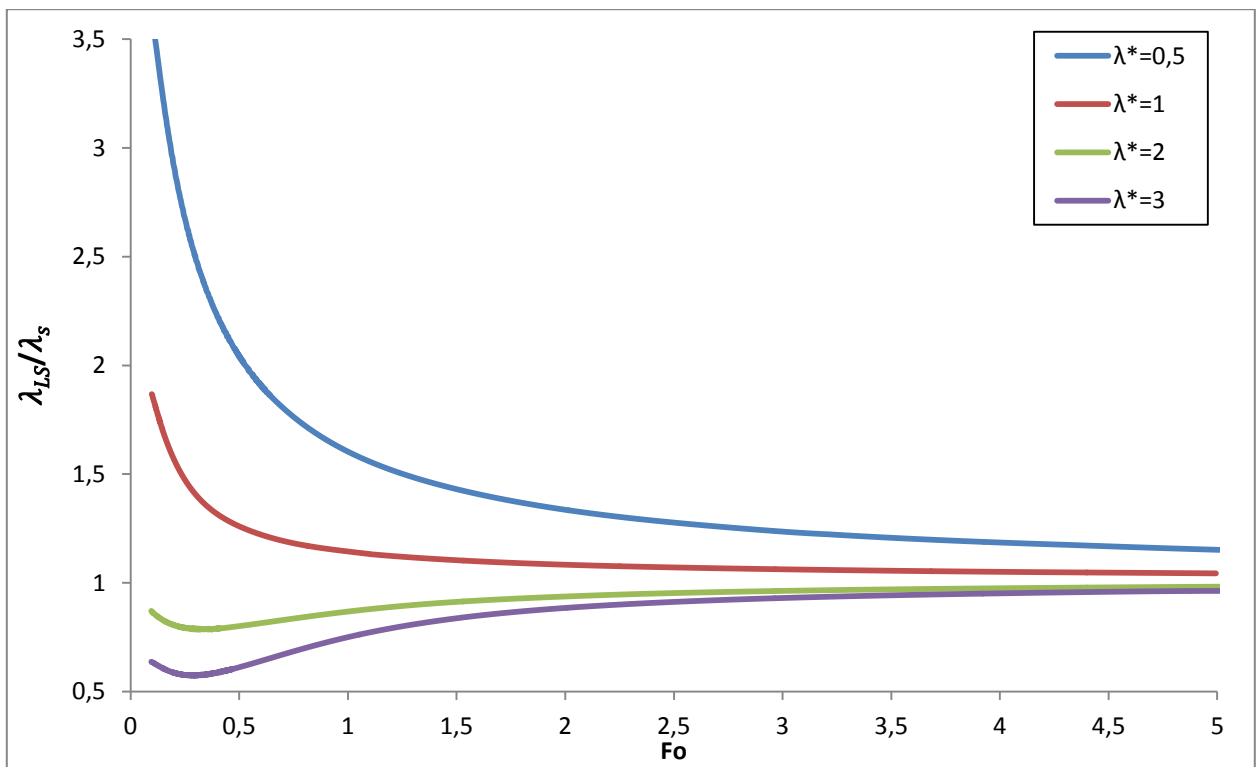


Fig. D.1. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de Fuente lineal, λ_{LS}/λ_s , para diferentes valores de $\lambda^* = \lambda_s/\lambda_c$, entre valores de Fo de 0.1 a 5. Se muestran los casos para $\lambda^* = 1$ (rojo), $\lambda^* = 0.5$ (azul), $\lambda^* = 2$ (verde), y $\lambda^* = 3$ (púrpura). Los valores de ρC_s y ρC_c son 2 [MJ/m³kg].

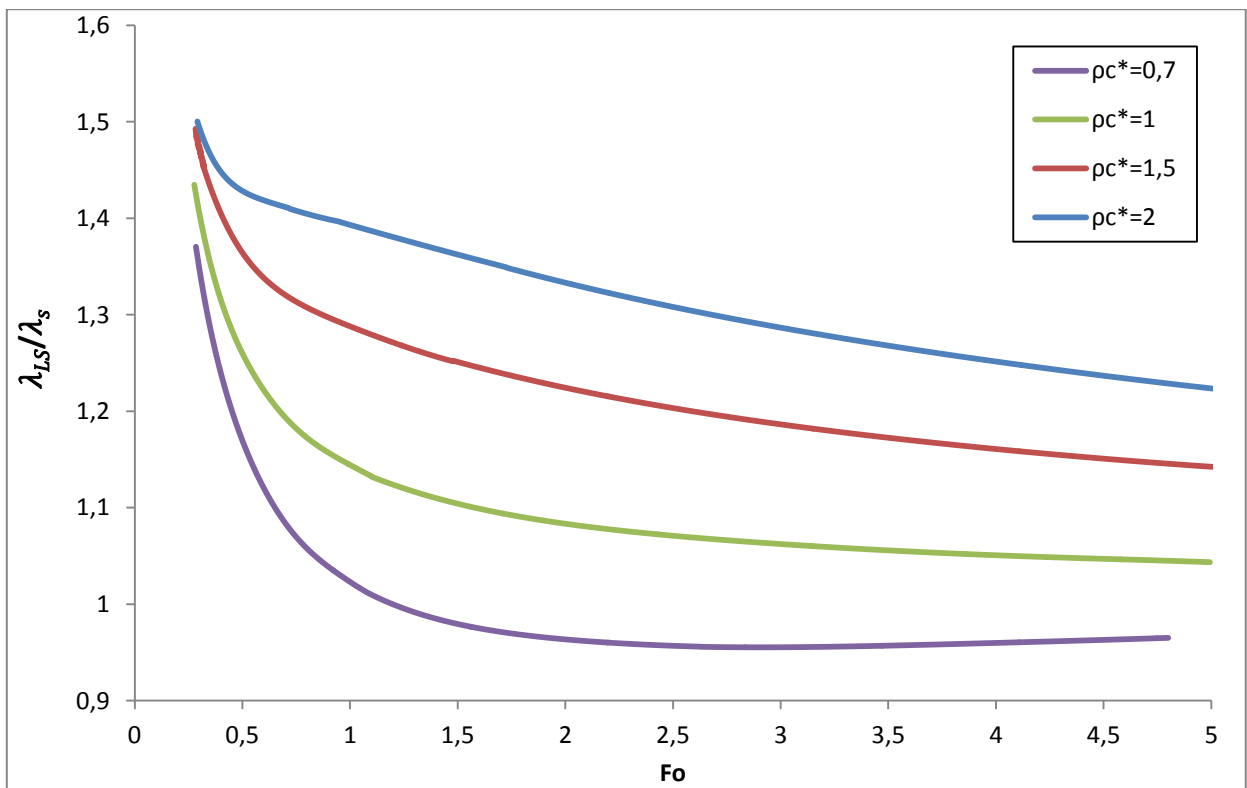


Fig. D.2. Conductividad térmica adimensional calculada en base al modelo de fuente lineal, λ_{LS}/λ_s , para diferentes valores de $\rho C^* = \rho C_s / \rho C_c$ para valores de Fo de 0.3 a 5. Se muestran los casos con $\rho C^* = 1$ (caso verde), otro donde $\rho C^* = 2$ (caso azul), uno donde $\rho C^* = 1.5$ (caso rojo) y finalmente $\rho C^* = 0.7$ (caso púrpura). Los valores de λ_s y λ_c son iguales a 2 [W/mK].