



UNIVERSIDAD DE CANTABRIA

Escuela de Doctorado

Programa de Doctorado en Ingeniería Civil

TESIS DOCTORAL

Estudio experimental de las propiedades térmicas, hidráulicas y mecánicas de rellenos geotérmicos sometidos a diferentes condiciones de operación y propuesta de alternativas

Autor

Irune Indacoechea Vega

Directores

Daniel Castro Fresno

Pablo Pascual Muñoz

2020

A Martín y Hugo, mis magna opera

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar me gustaría agradecer a mis Directores, Daniel Castro y Pablo Pascual, la supervisión y los buenos consejos recibidos durante el desarrollo de esta tesis. A Daniel Castro en particular le debo la oportunidad de venir a Santander y de trabajar en este fantástico grupo que es GITECO. ¡Gracias!

Me gustaría también agradecer a Jorge Rodríguez la paciencia infinita que ha demostrado en el tiempo que fue el tutor de esta tesis, así como la inmensa ayuda en todas las gestiones realizadas hasta el fin de la tesis.

A todos mis compañeros de GITECO, especialmente a Pedro y Esther por ser tan buenos compañeros y hacerme la vida más fácil en los proyectos, a Teresa porque sin ti la sala de doctorandos habría sido mucho más aburrida, a Carlos por esos cafés que nos animan la mañana y a Natalia por las charlas y consejos compartidos.

Quisiera agradecer al Ministerio de Economía y Competitividad por la financiación recibida para la realización de esta investigación a través de los proyectos IPT-2011-0877-920000 y BIA2013-40917-R. Así como a la Universidad de Cantabria y la Escuela de Doctorado por todas las gestiones realizadas y a los laboratorios LAGUC y LADICIM por su colaboración.

A mis padres por su fe en mí y por estar ahí siempre que los necesito, y a José y Begoña por su apoyo y porque sin ellos, conciliar el trabajo, la finalización de esta tesis y la vida familiar habría sido una quimera. ¡Mil gracias!

Por último a Pablo, con todo mi corazón, por ser mi tutor, mi compañero de trabajo y la persona que siempre ha estado a mi lado. No hay palabras suficientes para agradecerte tu paciencia, tu cariño, tu ayuda durante la tesis y por practicar conmigo esas dotes de “coach” tan desaprovechadas que tienes. Y a Martín y Hugo, por ser simplemente adorables.

RESUMEN

La preocupación por el uso masivo de combustibles fósiles, no renovables y limitados, junto con el aumento del conocimiento y la concienciación respecto a los efectos provocados por el calentamiento global, están conduciendo a un uso más responsable de la energía y al aumento del consumo de energías renovables.

Dentro de este último grupo está la energía geotérmica de baja entalpía o, lo que es lo mismo, las instalaciones de bomba de calor geotérmica. Sin embargo, para que el consumo de energías renovables siga una tendencia creciente es necesario aumentar la eficiencia, reducir los costes y minimizar sus posibles riesgos. En este sentido, el material de relleno que se coloca en la perforación entre las tuberías y el terreno desempeña un papel crucial en la explotación eficiente y segura de los recursos geotérmicos superficiales. Así, por una parte, el relleno geotérmico debe tener unas eficaces propiedades térmicas para proporcionar una transferencia de calor efectiva entre el fluido caloportador y el terreno, pero, además, debe crear un sellado óptimo de la perforación que evite riesgos medioambientales por la contaminación de las capas del subsuelo.

Por otra parte, la aparición en algunos países de gran tradición en el uso de la energía geotérmica de graves problemas geológicos relacionados con instalaciones de bombas de calor geotérmicas ha generado dudas respecto a la tecnología en general y, en especial, sobre la idoneidad de los materiales de relleno existentes, así como la posible degradación de sus propiedades a lo largo de la vida útil de la instalación.

La investigación que se presenta en esta tesis doctoral tiene como eje central la caracterización de rellenos geotérmicos del tipo de los usados habitualmente, al objeto de generar conocimiento acerca de sus diferentes tipologías, de la influencia de sus diferentes materiales y aditivos en sus propiedades y, sobre todo, de la evolución de estas propiedades con el tiempo, en condiciones normales y extremas de operación. Conocido el comportamiento de estos rellenos, se propone además la caracterización de un tipo de relleno menos convencional en el campo de la geotermia, un mortero fluido, con el objetivo de soportar las condiciones que darían lugar a los problemas antes referidos.

Así, en una primera fase se evaluó la idoneidad del uso de rellenos geotérmicos convencionales. Estos materiales se caracterizan por su alta relación agua/sólido y son ampliamente utilizados en instalaciones de bomba de calor geotérmica por su facilidad de bombeo y eficiencia en el rellenado de la perforación. Se determinaron la conductividad térmica, la resistencia mecánica y la permeabilidad de cinco rellenos con diferentes cantidades de agua, cemento, arena y bentonita. Además, estas formulaciones fueron sometidas a ciclos de calor-frío, hielo-deshielo y humedad-sequedad para evaluar su durabilidad, teniendo en cuenta el deterioro de las propiedades del material y la pérdida de calidad de la unión entre el relleno y la tubería. Según los resultados obtenidos, los ciclos de calentamiento-enfriamiento provocan un aumento importante de la conductividad hidráulica en la unión del relleno con la tubería en todos los rellenos, aunque la capacidad sellante residual confirma que serían adecuados para su utilización en suelos con características hidrogeológicas de bajo riesgo. Por otra parte, los resultados obtenidos tras la aplicación de los ciclos hielo-deshielo y humedad-sequedad demuestran el efecto negativo del alto contenido de agua en la conductividad hidráulica de los rellenos

sometidos a este tipo de cargas extremas. Es por tanto recomendable limitar su uso a instalaciones en las que el riesgo medioambiental asociado a las condiciones hidrogeológicas del terreno sea muy bajo o nulo.

En la segunda fase de la investigación se propusieron y caracterizaron rellenos geotérmicos de tipo mortero fluido, con menor contenido de agua que los anteriores, y para cuya composición se emplearon diferentes adiciones y aditivos con el objetivo de mejorar sus propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas. Así, en este estudio se fabricaron y caracterizaron nueve rellenos geotérmicos con diferentes cantidades de cemento, dos tipos de arena (caliza y sílice), superplastificante y 2 tipos de aditivos: grafito en escamas y grafito expandido. Los rellenos se caracterizaron ampliamente en su estado inicial e igualmente tras ser sometidos a ciclos de humedad-sequedad. Entre las conclusiones de este estudio destaca la mejora en las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas al reducir la relación agua/sólido, abriendo la posibilidad al uso de este tipo de materiales en aplicaciones de mayor exigencia mecánica y medioambiental, así como la capacidad de las diferentes formas de grafito de mejorar las propiedades térmicas del relleno incluso en bajas concentraciones. Una menor trabajabilidad respecto a los rellenos convencionales y el mayor coste de alguno de ellos son los principales inconvenientes a tener en cuenta.

TABLA DE CONTENIDOS

RESUMEN

TABLA DE CONTENIDOS

INDICE DE FIGURAS

INDICE DE TABLAS

1.	INTRODUCCIÓN.....	1
1.1.	CONTEXTO.....	3
1.1.1.	Energía Geotérmica.....	3
1.1.2.	Geotermia Somera.....	7
1.1.3.	Rellenos Geotérmicos	17
1.1.4.	Problemática actual.....	21
1.2.	MOTIVACIÓN Y OBJETIVOS	23
1.3.	ARTÍCULOS CONSTITUTIVOS DE LA TESIS.....	25
2.	ARTÍCULOS PUBLICADOS	27
2.1.	ARTICULO N°1.....	29
2.2.	ARTICULO N°2.....	51
2.3.	ARTICULO N°3.....	71
3.	METODOLOGÍA	91
3.1.	MATERIALES	93
3.2.	MÉTODOS	98
3.2.1.	Ensayos de caracterización	98
3.2.2.	Evaluación de la durabilidad	108
4.	RESUMEN DE RESULTADOS Y DISCUSIÓN	113
4.1.	CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL Y DURABILIDAD DE RELLENOS GEOTÉRMICOS DE TIPO LECHADA (G).....	115
4.1.1.	Caracterización física de los rellenos geotérmicos G1 a G5.....	115
4.1.2.	Caracterización térmica de los rellenos geotérmicos G1 a G5	117
4.1.3.	Caracterización mecánica de los rellenos geotérmicos G1 a G5	119
4.1.4.	Caracterización hidráulica de los rellenos geotérmicos G1 a G5.....	121
4.1.5.	Resistencia de los rellenos G1 a G4 a ciclos calor-frío.....	122
4.1.6.	Resistencia de los rellenos G1 a G4 a ciclos hielo-deshielo.....	127
4.1.7.	Resistencia de los rellenos G1 a G4 a ciclos humedad-sequedad	131

4.2. CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL Y DURABILIDAD DE RELLENOS GEOTÉRMICOS DE TIPO MORTERO (M).....	138
4.2.1. Caracterización física de los rellenos geotérmicos M1 a M9	138
4.2.2. Caracterización térmica de los rellenos geotérmicos M1 a M9.....	138
4.2.3. Caracterización mecánica e hidráulica de los rellenos geotérmicos M1 a M9	141
4.2.4. Resistencia de los rellenos M1 a M9 a ciclos humedad-sequedad.....	143
5. CONCLUSIONES Y FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	149
5.1. CONCLUSIONES	151
5.2. FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	154
REFERENCIAS.....	155

INDICE DE FIGURAS

Figura 1: Estructura interna de la tierra [5]	3
Figura 2: Perfil de temperatura en la corteza tierra [9].....	4
Figura 3: Mapa de recursos geotérmicos en Europa (traducido) [19].....	6
Figura 4: Energía y emisiones en la edificación [22]	7
Figura 5: Tendencia en la demanda de energía y emisiones de los edificios [22]	8
Figura 6: Consumo de energía en función de la aplicación final [22]	8
Figura 7: Distribución del consumo de energía en la UE en 2017 [24]	9
Figura 8: Distribución del consumo de energía eléctrica para refrigeración en la UE en 2015 [26]	10
Figura 9: Capacidad instalada hasta el EGC2019 y valor esperado para el año 2020 [18].....	11
Figura 10: Predicción de la evolución de la temperatura del terreno con las estaciones y la profundidad, en Santander, para unas propiedades del terreno determinadas (modelo Kusuda y Achenbach [29]).....	12
Figura 11: Esquema de funcionamiento de un Test de Respuesta Térmica [34]	13
Figura 12: Registro de temperaturas que muestra la presencia de un flujo de agua subterránea (izda.) y la falta de relleno a lo largo de la perforación (dcha.) [33].	14
Figura 13: Esquema de bomba de calor geotérmica [35]	14
Figura 14: Esquema de intercambiador horizontal (izq.) [39] y proyecto de intercambiador (dcha.) [40].....	16
Figura 15: Diferentes geometrías de intercambiadores verticales [42,43]	16
Figura 16: Instalación para la climatización con geotermia del nuevo Hospital de Mollet del Vallés	17
Figura 17: Intercambio de calor (izda.) y componentes de un intercambiador geotérmico vertical (dcha.) [48] ...	18
Figura 18: Proporción de los materiales de los rellenos de tipo lechada	93
Figura 19: Micrografías óptica de las escamas de grafito (izquierda) y el grafito expandido (derecha).	94
Figura 20: Amasada de los rellenos tipo G (izq.) y de los rellenos tipo M (dcha.)	96
Figura 21: Moldes de los tres tipos de probetas utilizados en los ensayos.....	96
Figura 22: Retirada del molde (izq.) y curado de las probetas en un tanque con agua a 20°C (dcha.).....	97
Figura 23: Determinación de la viscosidad con el embudo Marsh.....	99
Figura 24: Moldes prismáticos (izq.) para la fabricación de probetas de 40x40x160 mm (centro y dcha.)	101
Figura 25: Mesa de sacudidas	102
Figura 26: Equipo TPSYS02 (izq. arriba), sensor TP02 (izq. abajo) y configuración del ensayo (derecha).....	103
Figura 27: Equipo universal de ensayos (izq), ensayo flexión (dcha arriba) y ensayo compresión (dcha abajo) ..	104
Figura 28: Dispositivo para determinar la permeabilidad de carga variable en conjuntos relleno/tubería.....	105
Figura 29: Dispositivo para la determinación de la adherencia entre relleno y tubería	106
Figura 30: Dispositivo para la determinación de la velocidad de propagación de ultrasonidos	107
Figura 31: Baño termostático para el acondicionamiento de las probetas	109
Figura 32: Influencia de la relación agua/sólido en la porosidad accesible de los rellenos G1 a G4	116
Figura 33: Influencia del agua de mezclado en la densidad aparente de los rellenos G1 a G5	117
Figura 34: Influencia del contenido de bentonita en la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4	118
Figura 35: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4	118
Figura 36: Influencia de la relación agua/cemento en la resistencia mecánica de los rellenos G1 a G4	120
Figura 37: Velocidad de propagación de ultrasonidos a través de los rellenos G1 a G4.....	120
Figura 38: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad hidráulica de GP1 a GP4	121
Figura 39: Evolución de la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 sometidos a ciclos térmicos	122
Figura 40: Probetas de conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 tras 28 ciclos calor-frío.....	123
Figura 41: Evolución de la resistencia mecánica tras la aplicación de 28 ciclos térmicos	123
Figura 42: Probetas prismáticas de los rellenos G1 a G4 tras 28 ciclos calor-frío (de izq a dcha)	124
Figura 43: Evolución de la velocidad de propagación de ultrasonidos tras la aplicación de 28 ciclos térmicos ..	124
Figura 44: Evolución de la conductividad hidráulica de los conjuntos GP1 a GP4 con los ciclos térmicos	125
Figura 45: Evolución de la conductividad hidráulica de los conjuntos GP1 a GP4 con los ciclos térmicos	126
Figura 46: Evolución de la conductividad hidráulica de los rellenos G1 a G4 con los ciclos térmicos cuando se sella la interfase relleno-tubería.	126

Figura 47: Vista del conjunto relleno-tubería tras 28 ciclos calor-frío.....	127
Figura 48: Evolución de la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 con los ciclos hielo-deshielo.....	128
Figura 49: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad térmica tras 28 ciclos hielo-deshielo.....	128
Figura 50: Inspección visual de los rellenos G1, G2, G3 y G4 tras 28 ciclos hielo-deshielo.....	129
Figura 51: Daños producidos en los especímenes tras 7 ciclos hielo-deshielo.....	130
Figura 52: Evolución de la conductividad hidráulica del sistema relleno-tubería con los ciclos hielo-deshielo...	131
Figura 53: Evolución de la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 con los ciclos humedad-sequedad..	132
Figura 54: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad térmica tras 14 ciclos humedad-sequedad	132
Figura 55: Probetas de conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 tras 14 ciclos humedad-sequedad.....	133
Figura 56: Evolución de la resistencia mecánica de los rellenos sometidos a ciclos humedad-sequedad.....	134
Figura 57: Probetas prismáticas de los rellenos G1 a G4 tras 14 ciclos humedad-sequedad.....	134
Figura 58: Velocidad del pulso ultrasónico antes y después de aplicar 14 ciclos humedad-sequedad.....	135
Figura 59: Evolución de la conductividad hidráulica del con los ciclos humedad-sequedad.....	135
Figura 60: Influencia de la relación agua/sólido en la permeabilidad tras 7 ciclos de humedad-sequedad.....	136
Figura 61: Conjuntos relleno-tubería de los materiales G1 a G4 tras 14 ciclos humedad-sequedad.....	136
Figura 62: Variación de la permeabilidad frente a la resistencia inicial de los rellenos.....	137
Figura 63: Conductividad térmica, densidad aparente y relación agua/sólido de los rellenos ensayados.....	139
Figura 64: Conductividad térmica de los rellenos tipo mortero en función de la relación aditivo/cemento.....	140
Figura 65: Costra formada en la superficie de la muestra cuando se añaden las escamas de grafito.....	140
Figura 66: Resistencia a la compresión y a la flexión de los morteros en función de la relación agua/cemento.....	141
Figura 67: Resultados del ensayo de adherencia tras 28 días de curado.....	142
Figura 68: Conductividad térmica de los morteros antes y después de los ciclos de humedad-sequedad.....	144
Figura 69: Resistencia mecánica antes y después de 11 ciclos humedad-sequedad.....	145
Figura 70: Gráfico de probabilidad normal de los valores de resistencia mecánica.....	145
Figura 71: Resistencia conservada de la unión tubo-relleno tras 11 ciclos humedad-sequedad.....	146
Figura 72: Permeabilidad conservada del conjunto tubo-relleno tras 11 ciclos humedad-sequedad.....	147

INDICE DE TABLAS

Tabla 1. Formulación de rellenos geotérmicos de tipo lechada.....	93
Tabla 2. Principales propiedades de los áridos y aditivos utilizados.....	95
Tabla 3. Formulación de rellenos geotérmicos de tipo mortero.....	95
Tabla 4. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos calor-frío.....	109
Tabla 5. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos hielo-deshielo.....	110
Tabla 6. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos humedad-sequedad.....	110
Tabla 7. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos humedad-sequedad.....	111
Tabla 8. Propiedades físicas de los rellenos geotérmicos G1 a G5.....	116
Tabla 9. Conductividad térmica de los rellenos G1 a G5 después de 28 días de curado.....	118
Tabla 10. Conductividad hidráulica de los conjuntos GP1 a GP5 después de 28 días de curado.....	121
Tabla 11. Composición y propiedades físicas de los rellenos M1 a M9.....	138
Tabla 12. Estimación del coste de los morteros estudiados en base al precio de los materiales.....	147

1. INTRODUCCIÓN

1.1. CONTEXTO

1.1.1. Energía Geotérmica

La energía geotérmica hace referencia al calor interno de la tierra, siendo la geotermia la ciencia que estudia los fenómenos térmicos que tienen lugar en su interior. Por otra parte, un recurso geotérmico puede definirse como una reserva de energía calorífica en el interior de la tierra cuyo aprovechamiento para la generación de energía eléctrica o cualquier otra aplicación industrial, agrícola o doméstica, es técnica y económicamente viable [1].

La distribución actual de temperaturas en la tierra es consecuencia i) del calor inicial liberado y la consiguiente distribución de temperatura establecida tras la formación del planeta; ii) de la distribución e intensidad de las fuentes de energía, destacando la liberación de calor causada por la desintegración radiactiva de minerales como el uranio, el torio o el potasio; iii) y de los mecanismos de transmisión de calor entre capas, principalmente la convección en el manto y la conducción a través de la corteza [2,3].

La tierra está formada por tres capas (Figura 1): el núcleo, la más interna, con un radio de 3500 km y una temperatura superior a 4000 °C; el manto, que tiene un espesor de 2900 km y cuya temperatura varía entre los 4000 °C en su contacto con el núcleo hasta los 1000 °C en su parte más externa; y la corteza, la capa más superficial, con un espesor variable de 5 a 35 km, que tiene una temperatura cercana a los 1000 °C en la parte más interna y 15-20 °C en la superficie terrestre. Las grandes diferencias de temperatura entre el núcleo y la superficie terrestre crean un flujo de calor desde el interior hasta el exterior del orden de $1,5 \mu\text{cal}/\text{cm}^2\text{s}$ [4], estimándose que una energía de unos $42 \cdot 10^{12}$ J llega cada segundo a la superficie terrestre por conducción, convección y radiación [5].

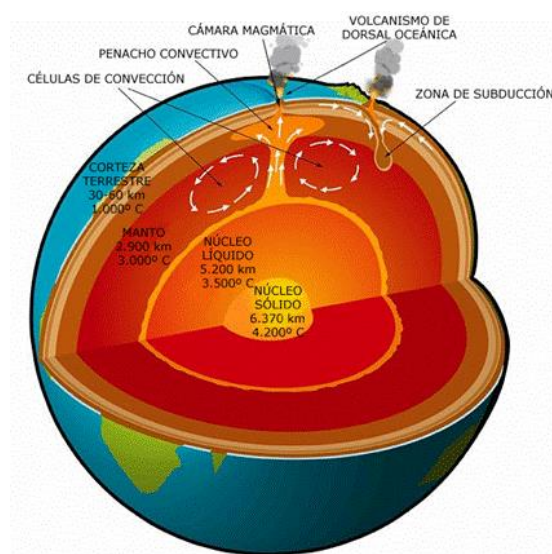


Figura 1: Estructura interna de la tierra [5]

El gradiente medio de temperatura en la mayor parte del globo es de unos 2,5-3 °C cada 100 metros [6], por lo que a profundidades de entre 2 y 3 km se encuentran temperaturas de 60 a 90 °C. Sin embargo, existen puntos de la tierra donde el flujo calorífico puede ser hasta diez o veinte veces superior al mencionado. En estas áreas anómalas, que normalmente coinciden con fenómenos geológicos singulares (actividad sísmica elevada, actividad volcánica, géiseres, etc.) o con espesores reducidos de la litosfera, se producen gradientes geotérmicos de 15-30 °C cada 100 metros por lo que a profundidades de 1,5 a 2 km se pueden encontrar temperaturas de 200-300 °C (Figura 2).

Esta diferencia de gradientes en la corteza terrestre es clave a la hora de definir la mejor forma de explotación del recurso. La geotermia somera (hasta los 300 o 400 m de profundidad) permite la captación de energía térmica para aplicaciones domésticas de calefacción o refrigeración. Por su parte, la geotermia profunda (entre 800 y 6000 m de profundidad) permite la generación de energía eléctrica en el caso de sondeos de mucha profundidad o de menor profundidad (2-3 km) en zonas de la corteza con muy alto gradiente de temperatura (Figura 2), y/o el abastecimiento de calor para aplicaciones industriales [7,8]. En todos los casos, el aprovechamiento del recurso necesita de la presencia de un fluido, generalmente agua, para el transporte de la energía hacia la superficie.

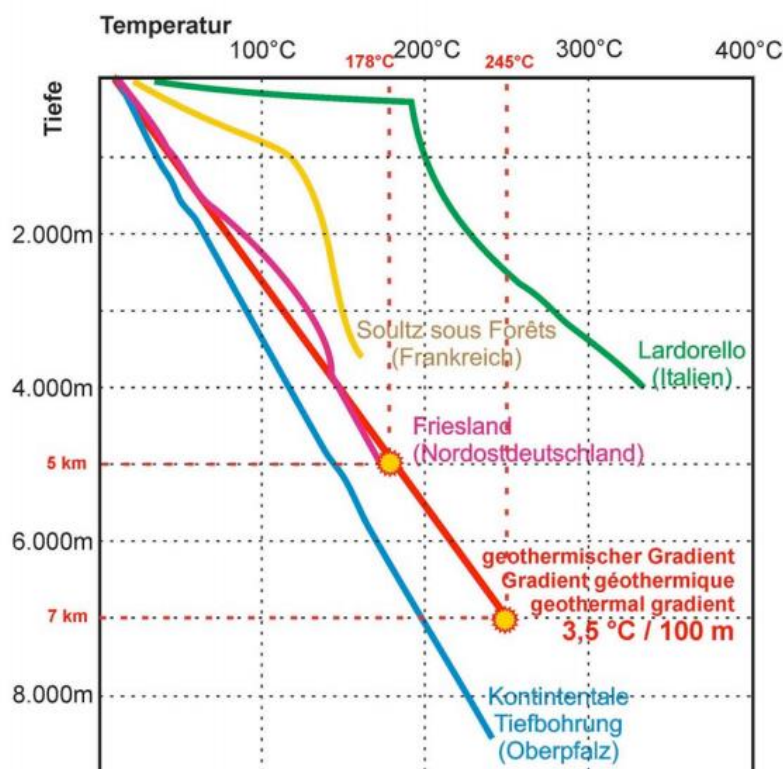


Figura 2: Perfil de temperatura en la corteza tierra [9]

Otra forma habitual de clasificación del recurso geotérmico es la basada en el nivel energético del fluido geotermal:

- Alta temperatura ($T > 150\text{ °C}$): este recurso se da en áreas anómalas en las que el fluido se encuentra en condiciones de alta presión y temperatura. En estas condiciones las características termodinámicas del fluido permiten su aprovechamiento para producir electricidad.
- Media temperatura ($90\text{ °C} < T < 150\text{ °C}$): a estas temperaturas es posible producir energía eléctrica mediante un ciclo binario, utilizando un fluido de intercambio que es el que finalmente alimenta a las centrales.
- Baja temperatura ($30\text{ °C} < T < 90\text{ °C}$): su contenido en calor es insuficiente para la producción de electricidad, pero es adecuado para su uso directo (calefacción, procesos industriales y agrícolas, entre otros) como fuente de energía térmica.
- Muy baja temperatura ($T < 30\text{ °C}$): este recurso puede ser utilizado para calefacción y climatización mediante el uso de bombas de calor, que permiten aplicar un pequeño salto térmico de baja temperatura y aportar calor a temperaturas muy superiores.

Algunas aplicaciones de la energía geotérmica en función del tipo de recurso aprovechado son las que siguen a continuación [10]:

- Generación eléctrica en centrales de vapor seco, de tipo flash, de tipo de ciclo binario o mediante sistemas geotérmicos estimulados [11,12].
- Uso directo del calor extraído para 1) aplicaciones industriales tales como la extracción de minerales, el procesado de alimentos o el secado de ropa; 2) aplicaciones agrícolas o acuícolas como la calefacción de invernaderos para la producción de hortalizas [13]; 3) otras aplicaciones como la calefacción de distrito o la balneoterapia.
- Uso doméstico mediante bomba de calor para la calefacción, refrigeración y producción de agua caliente sanitaria en viviendas, edificios comerciales, plantas industriales, etc.

Teniendo en cuenta todos los recursos disponibles, la energía geotérmica cuenta con el mayor potencial energético de entre todas las energías renovables técnicamente aprovechables, con estimaciones de hasta 5000 EJ/año en comparación con los 1,57 EJ/año de la energía solar o los 540 EJ/año de la energía eólica [14]. Sin embargo, diferentes barreras técnicas y económicas hacen que no toda esa reserva energética sea explotable actualmente. La Figura 3 muestra los recursos geotérmicos en Europa. Como se puede observar, Islandia, Italia y Turquía poseen la mayor concentración de yacimientos de alta entalpía con potencial para la generación de energía eléctrica. Por otra parte, la posibilidad de uso de bombas de calor geotérmicas es independiente de la localización de la instalación, pudiendo aplicarse en todo el territorio europeo [15].

Pese a la amplia variedad de recursos, el aprovechamiento actual de la energía geotérmica tanto a nivel mundial como a nivel europeo es limitado. Así, en 2018 la capacidad instalada mundial

de energía geotérmica para la generación de energía eléctrica fue de 13,3 GW [16] y la capacidad térmica instalada de 107,7 GWth de los cuales, un 58,8% corresponde al uso de bombas de calor geotérmicas y el resto a aplicaciones de uso directo del calor [17]. En el mismo año, el uso de la energía geotérmica para la producción de electricidad en Europa fue de 2,96 GW, mientras que algo más de 10,6 GWth fueron de uso directo y 26,9 GWth se aprovecharon a través de bombas de calor geotérmicas [18].

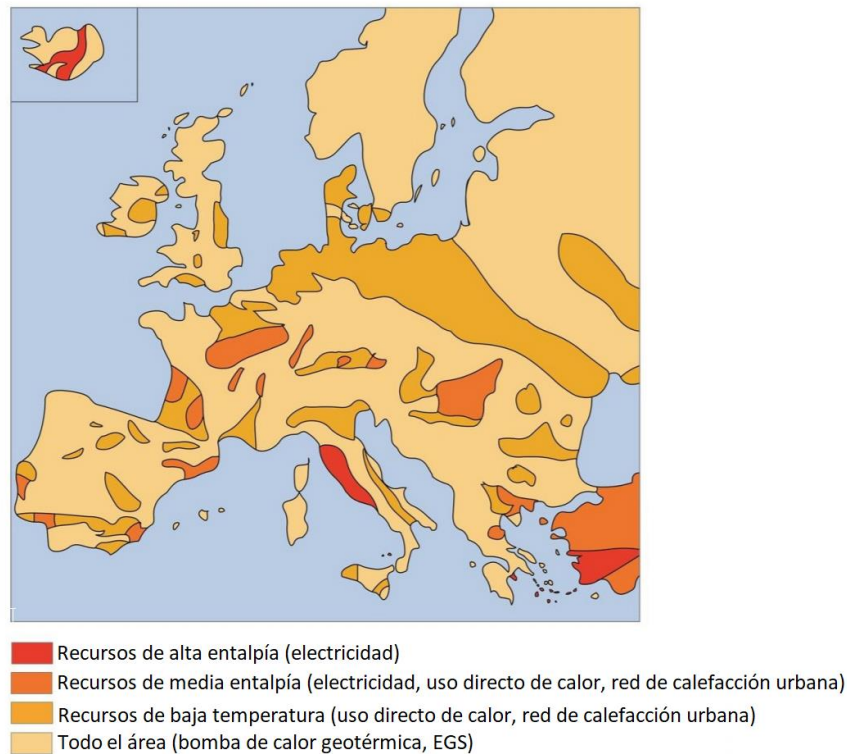


Figura 3: Mapa de recursos geotérmicos en Europa (traducido) [19]

La energía geotérmica supone una alternativa limpia y rentable a los combustibles fósiles, tanto para la generación de calor como la para producción de energía eléctrica. Además, no depende de las condiciones climáticas y es una de las pocas fuentes de energía capaces de producir energía de manera continua las 24 horas del día. En el caso concreto de las instalaciones con bomba de calor geotérmica, destacan sobremanera la independencia de suministro, su eficiencia e incluso la estética (casi invisible) de su instalación.

En cuanto al impacto medioambiental de la energía geotérmica, la media de emisiones de CO₂ asociadas a la generación de energía eléctrica en Europa se estima en 550 kgCO₂/MWh, mientras que la emisión media de CO₂ en plantas geotérmicas es de 122 KgCO₂/MWh [20], si bien este dato varía en un rango de entre 4 y 740 kg CO₂/MWh dependiendo del tipo de tecnología. Por su parte, las emisiones de CO₂ asociadas a una instalación de bomba de calor geotérmica son en torno a un 45% menores que las de una caldera de gasoil y un 33% menores que las de una caldera de gas [19].

1.1.2. Geotermia Somera

Los edificios son responsables de una tercera parte de las emisiones mundiales de gases de efecto invernadero [21]. En conjunto, la construcción y la edificación son responsables del 36% del uso final de la energía global y del 39% de las emisiones de CO₂ relacionadas con la energía en 2018, incluyendo la energía primaria para generación de electricidad [22]. Conviene destacar que, tal y como muestra la Figura 4, aproximadamente el 75% de ese consumo de energía y el 44% de las emisiones de CO₂ provienen de la edificación residencial. En general, la edificación residencial representa aproximadamente el 20% del total de la energía consumida en los países desarrollados y algo más del 35% en los países en desarrollo [21].

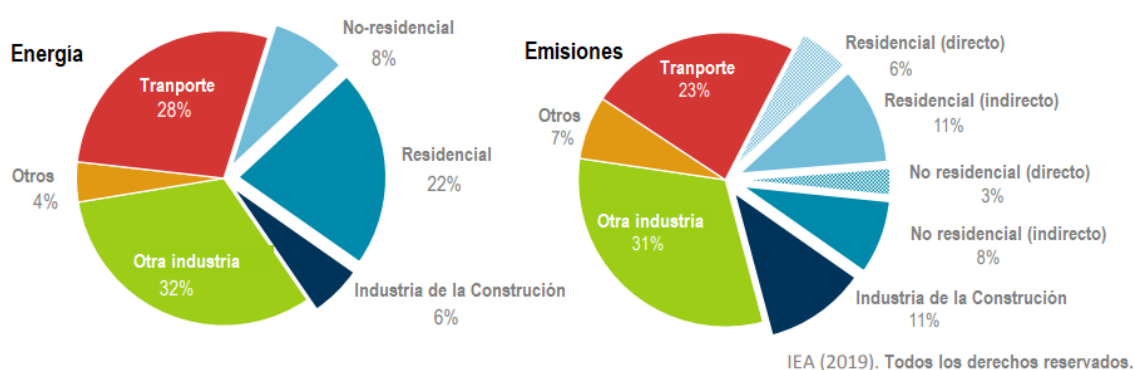


Figura 4: Energía y emisiones en la edificación [22]

En el ámbito de la edificación residencial en concreto, el 65% de las emisiones son indirectas, es decir, derivadas del consumo de electricidad y de calor o frío externo (estas emisiones ocurren en la planta donde se genera el servicio); mientras que el 35% se trata de emisiones directas, que su mayor parte provienen de la combustión de combustibles fósiles (para calderas, por ejemplo).

En cuanto a las tendencias en los últimos años, tanto la demanda de energía como las emisiones de los edificios aumentaron en el año 2018 respecto al 2017 y al 2010 un 1% y un 7%, respectivamente, en el caso de la energía; y un 2% y un 7% en el caso de las emisiones [22]. Las principales causas para esta tendencia ascendente parecen ser el aumento de la población y de la superficie edificada, así como una insuficiente mejora en la eficiencia energéticas de los edificios (Figura 5).

En cuanto al uso final de la energía de los edificios en función del tipo de combustible empleado, destaca el descenso del carbón (en uso especialmente en economías emergentes), el crecimiento del gas natural, presumiblemente por el descenso del anterior, y el crecimiento a lo largo de los últimos años de las fuentes renovables [22].

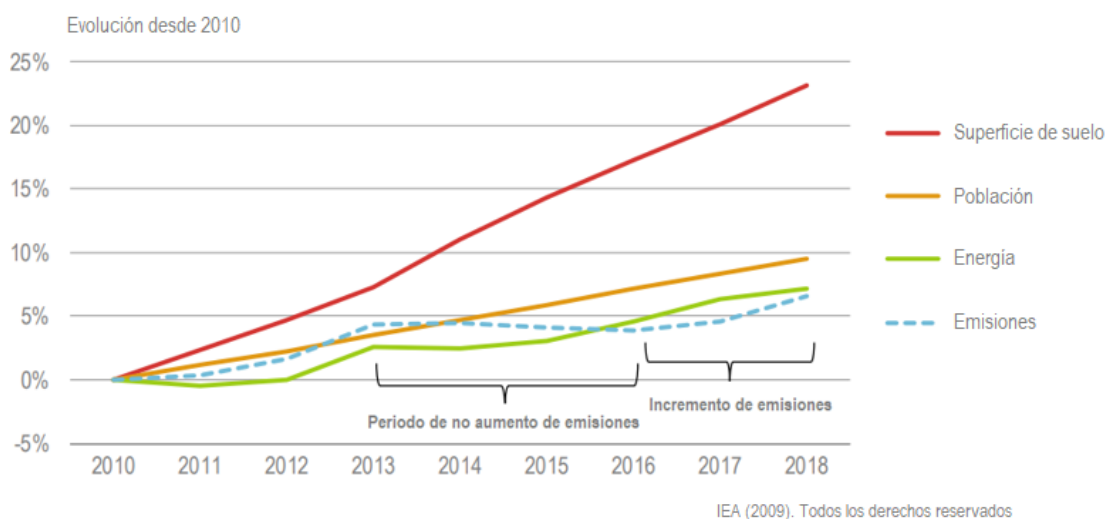


Figura 5: Tendencia en la demanda de energía y emisiones de los edificios [22]

Finalmente, la Figura 6 muestra el consumo de energía en función de la aplicación a la que esta se destina. Según ella, la calefacción y el agua caliente fueron las aplicaciones más demandadas en 2018, dando lugar a la mayor cantidad de emisiones a la atmósfera. La tendencia en la última década muestra, por otra parte, que mientras la demanda de calefacción es estable a lo largo del tiempo, disminuyendo solo en 1% respecto al 2010, la de refrescamiento (aire acondicionado) aumentó en más de un 33% en el mismo período. Esto se debería sobre todo al aumento de la superficie edificada en países de clima cálido.

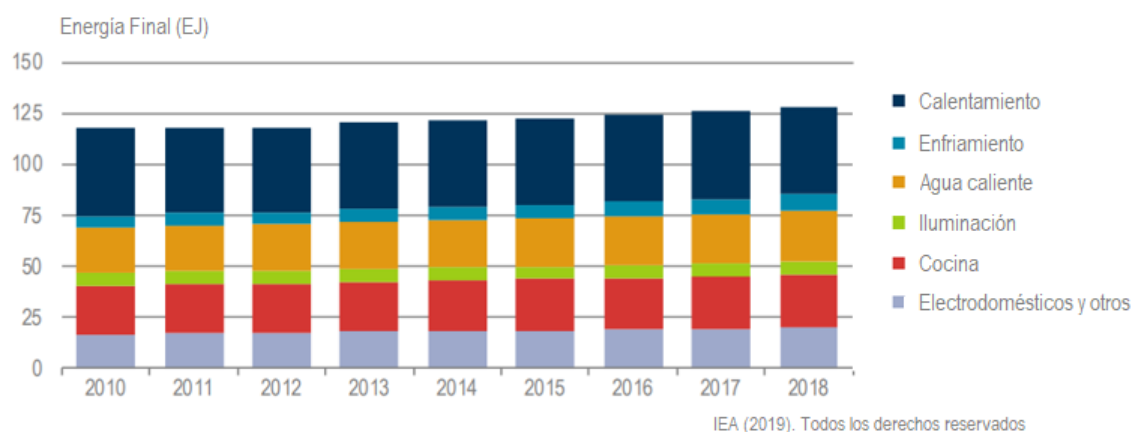


Figura 6: Consumo de energía en función de la aplicación final [22]

En el territorio de la Unión Europea, los edificios son los responsables de aproximadamente el 40% del consumo global de la energía y del 36% de las emisiones de CO₂ [23]. En 2017, el uso final de la energía en la UE de los 28 estaba dominado por tres categorías: transporte, edificación residencial e industria, tal y como se muestra en la Figura 7.

Así pues, la edificación residencial es el segundo mayor consumidor de energía de la UE. Por su parte, el estudio de las tendencias revela que entre los años 2007 y 2017 los consumos asociados al transporte y a la edificación residencial disminuyeron muy ligeramente (menos del 1% y del 3%, respectivamente), mientras que el consumo asociado a la industria cayó en más de un 14% [24]. Estas diferencias podrían ser el resultado de una terciarización de la Unión Europea, si bien para llegar a una conclusión como esta habría de incluir la crisis económica en el análisis [25].

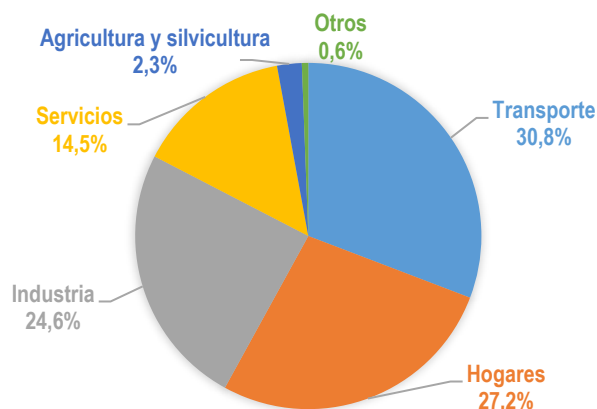


Figura 7: Distribución del consumo de energía en la UE en 2017 [24]

En cuanto al uso final de la energía en edificación residencial en función del tipo de combustible, en 2017 el gas natural permitió cubrir el 36% del consumo del sector. Por su parte, las energías renovables permitieron cubrir el 17% y solo una pequeña parte, algo más del 3%, se cubrió con derivados del carbón. [24]. Once de los 28 países miembros de la UE usan sobre todo energía renovable para la calefacción de sus hogares, con Portugal, Croacia y Eslovenia siendo los países con una mayor proporción cubierta por renovables. Aunque solo 9 países usan principalmente gas para el mismo propósito, casi todos ellos se encuentran entre los mayores consumidores de energía de la UE (Holanda, Reino Unido o Italia entre ellos), razón por la cual el gas es, en promedio, el combustible más usado para la calefacción de edificios residenciales [24].

Y en lo que respecta al consumo de energía en función de la aplicación a la que se destina, la calefacción y el agua caliente fueron las aplicaciones más demandadas en 2017, tal y como ocurre a nivel mundial, con un 64,1% un 14,8% del consumo, respectivamente, seguidas muy de cerca por la iluminación y electrodomésticos [24]. Y mientras que la calefacción es dominante en todos los países de la UE, la demanda del refrescamiento (aire acondicionado) es limitada, aunque cada vez más importante en los países del sur [26], tal y como muestra la Figura 8.

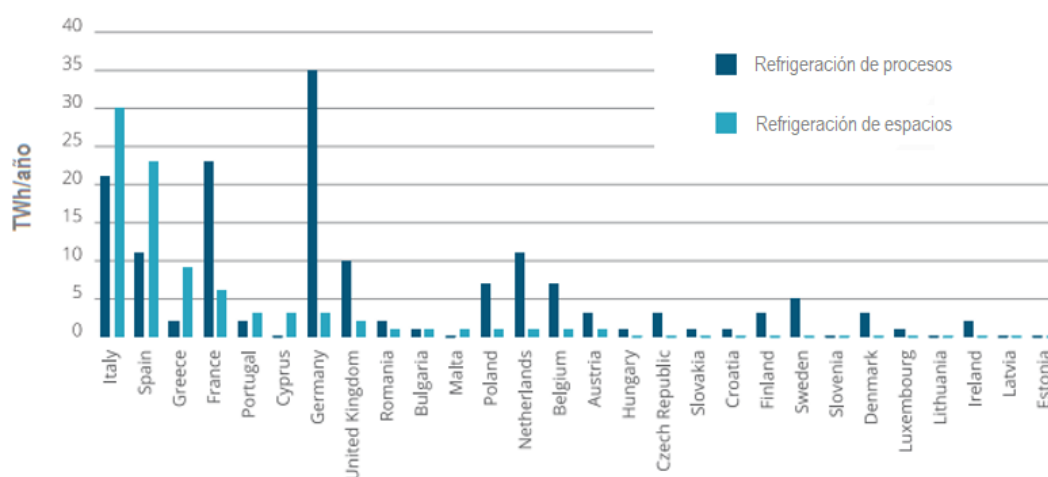


Figura 8: Distribución del consumo de energía eléctrica para refrigeración en la UE en 2015 [26]

Como corolario a esta breve revisión de los consumos de energía y las emisiones de CO₂ a nivel mundial y europeo, podría decirse que:

- La calefacción y la producción de agua caliente son grandes consumidores de energía y, por tanto, emisores de gases de efecto invernadero como el CO₂.
- El consumo de energía para la refrigeración está en alza en los países cálidos en general y del sur de Europa en particular.
- Ante esta demanda de energía para calefacción, agua caliente y refrigeración, se hace necesario fomentar la eficiencia energética y el empleo de tecnologías que permitan un consumo eficiente de los recursos.
- La contribución de las energías renovables a la calefacción, el calentamiento de agua y la refrigeración de edificios ha de seguir creciendo a la mayor velocidad posible.

La geotermia somera, a través del intercambio de calor con terreno y del uso de bombas de calor geotérmicas (BCG), es capaz de proporcionar calefacción, agua caliente y aire acondicionado a todo tipo de edificios (viviendas, hospitales, centros comerciales, naves industriales, etc.) con la máxima eficiencia energética y las mínimas emisiones a la atmósfera. Todo ello en el marco de una tecnología totalmente renovable e independiente de la geografía y la geología del entorno.

Las bombas de calor proporcionan el 3% de la calefacción de los edificios en el mundo, si bien es un mercado que se expande muy rápidamente, con un aumento del 10% en las ventas en el 2018 respecto al año anterior. En Europa el mercado también crece a muy buen ritmo: cerca de 1 millón de hogares adquirieron bombas de calor en 2017. En países con gran penetración como Suecia o Finlandia se vendieron 25 bombas de calor por cada 1000 hogares. Por otra parte, de entre todos los tipos de bombas de calor, las geotérmicas (BCG) son las menos habituales, con ventas cercanas a las 400.000 unidades cada año en todo el mundo [27].

Las instalaciones de geotermia somera o de bomba de calor geotérmica están presentes en casi todos los países de Europa. De hecho, en el 2018 la somera fue, de lejos, el tipo de geotermia más empleada en Europa, con dos terceras partes de la capacidad instalada, seguida muy de lejos por el uso directo y la generación eléctrica, con apenas un 7% de capacidad instalada. Incluidas las instalaciones de almacenamiento de energía en el terreno, la capacidad instalada de bombas de calor geotérmicas en Europa en 2018 fue de 26.900 MWth, con un total aproximado de 1,9 millones de instalaciones [18].

Suecia es, a nivel absoluto (también relativo, por habitante), el país europeo que más contribuye a ese número total de instalaciones con casi 600.000 unidades, seguido por Alemania, Francia y Finlandia, con casi 400.000, 210.000 y algo más de 100.000 instalaciones, respectivamente. España, por su parte, está muy lejos de esas cifras, con apenas 16.000 instalaciones, al mismo nivel que Italia o Irlanda y ligeramente por encima de Eslovenia. Las razones para esas grandes diferencias entre países van desde los precios de la energía, incentivos, subvenciones, regulación del mercado, conocimiento e incluso una posible saturación del mercado como en el caso de Suecia. Se espera que para el año 2020 España experimente un cierto aumento de su capacidad instalada (Figura 8), si bien aún quedaría muy lejos de su gran potencial [18].

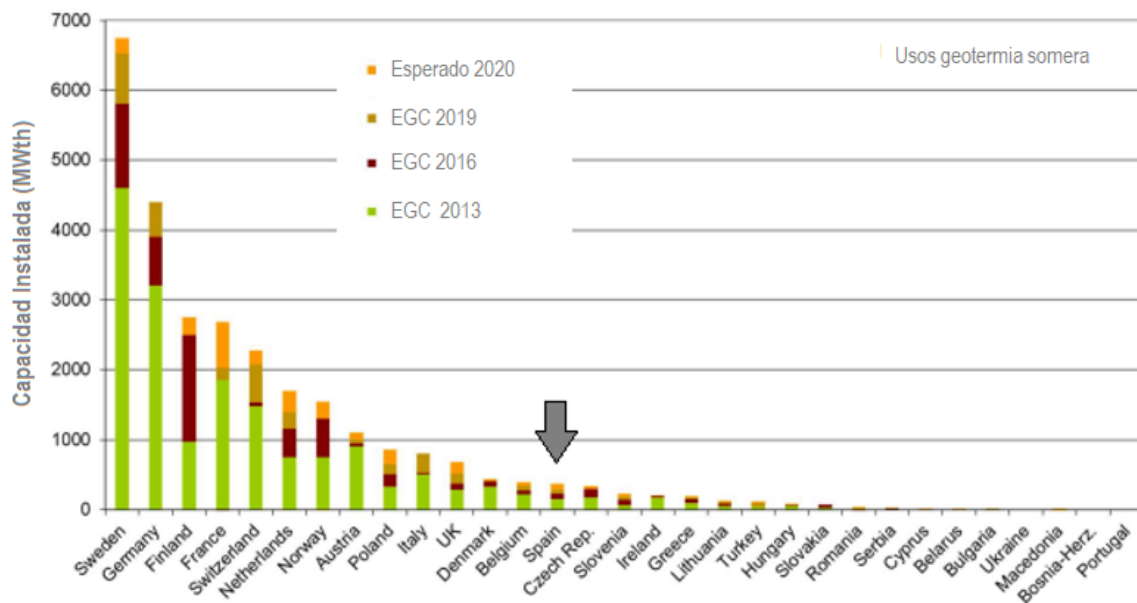


Figura 9: Capacidad instalada hasta el EGC2019 y valor esperado para el año 2020 [18]

Las instalaciones de geotermia somera o bombas de calor geotérmicas utilizan el terreno como fuente o sumidero de calor en función de si la temperatura exterior es menor (invierno) o mayor (verano) que la del terreno, respectivamente. Así, el funcionamiento de las BCGs se basa en que a partir de los 0,5 m de profundidad aproximadamente el terreno deja de sufrir las variaciones diarias de temperatura y a partir de los 10-15 m deja de sufrir las variaciones estacionales, siendo

la temperatura por debajo de esa profundidad constante todo el año (Figura 10) en todo el mundo. Los sistemas de bomba de calor geotérmicos aprovechan esta inercia térmica del terreno mediante un sistema de captación formado por tuberías enterradas que intercambian calor con el terreno de forma constante y estable, reduciendo el consumo con respecto a un sistema clásico entre un 30% y un 70% en modo calefacción y entre un 20% y un 95% en modo refrigeración [28]. Los elementos principales en una instalación de geotermia somera son: el terreno, la bomba de calor, las tuberías, el fluido caloportador y el relleno geotérmico.

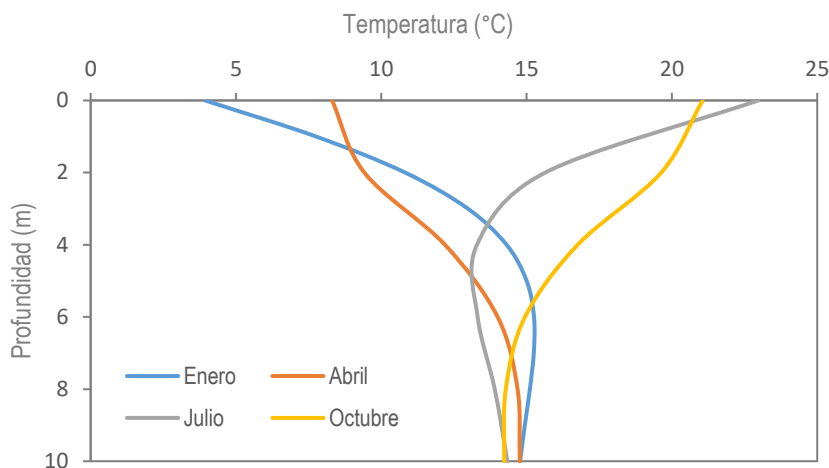


Figura 10: Predicción de la evolución de la temperatura del terreno con las estaciones y la profundidad, en Santander, para unas propiedades del terreno determinadas (modelo Kusuda y Achenbach [29]).

Terreno

De entre todos estos elementos, el terreno es el más importante, pues aporta la mayor parte de la energía para la calefacción y el refrescamiento del espacio a acondicionar. En su función de ceder o absorber calor, la composición del terreno y la disposición de sus componentes a lo largo de la tubería enterrada, es determinante para el diseño de la instalación. Así, componentes como la cuarcita o el granito poseen conductividades térmicas mayores que la caliza, el yeso o la arcilla [30,31], dándole al terreno una mayor capacidad para la transferencia del calor cedido o absorbido.

Por otra parte, los suelos y rocas son materiales porosos, y el grado en que esta porosidad afecta a la conductividad del terreno depende en un mayor grado de como estos poros se rellenan. Así, para dos muestras idénticas de terreno como, por ejemplo, dos tipos de arena, la conductividad térmica será mayor en la muestra saturada de agua respecto a la arena que tiene sus poros rellenos de aire [32]. En esta misma línea, la presencia de corrientes de agua subterránea atravesando los sondeos geotérmicos (en este caso verticales) supondrá un gran aumento en la eficiencia de la bomba de calor geotérmica para ceder calor al terreno, ya que el calor no solo se transmitirá por conducción a través del terreno, sino por convección a través del flujo de agua. Por tanto, la presencia de agua será muy relevante en el proceso de diseño de una instalación en la que prime

la cesión de calor al terreno, ya que permitirá reducir la longitud del sondeo, reduciendo con ello la profundidad de las perforaciones y, en última instancia, los costes de la instalación.

El hecho de que el coste inicial de una instalación de BCG sea una de las principales desventajas respecto a una instalación térmica más convencional (de caldera y aerotermia, por ejemplo), da una idea de la gran relevancia de la presencia o no de agua en el terreno. Para valorar la influencia de dicho agua y, en general, de la combinación de componentes del terreno objeto de una BCG con sondas verticales, se lleva a cabo un Test de Respuesta Térmica (TRT). Los resultados de esta prueba (Figura 11) proporcionan la conductividad térmica efectiva del terreno (agua incluida) y la resistencia térmica de la perforación. El registro continuo de temperaturas en función de la profundidad de las perforaciones tras el TRT permite además evaluar el enfriamiento gradual del fluido caloportador (Figura 12), lo que, a su vez, permite confirmar la presencia del flujo de agua subterránea o la pérdida del relleno en algún punto de la perforación (el contacto directo del agua con la tubería daría lugar a un enfriamiento más rápido del fluido caloportador) [33].

Finalmente, la presencia de un material u otro, suelo o roca, en el terreno objeto de la instalación de geotermia somera, influye directamente en el tipo de perforación a llevar a cabo: perforación rotativa por corte o con tricono, o rotoperCUSión con martillo. De igual modo, la duración del proceso de perforación de los sondeos y sus costes asociados dependerá del tipo de terreno que ha perforarse, siendo ambos mucho mayores en el caso de una presencia mayoritaria de roca.

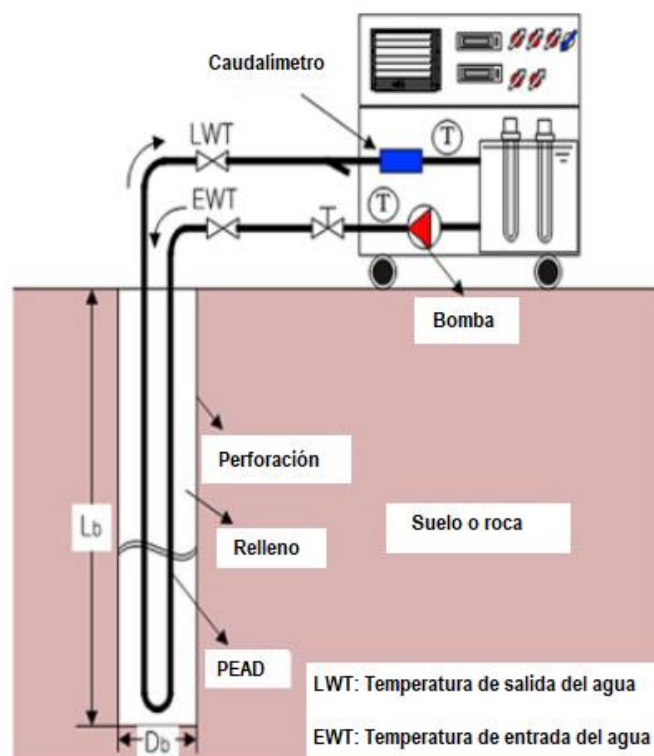


Figura 11: Esquema de funcionamiento de un Test de Respuesta Térmica [34]

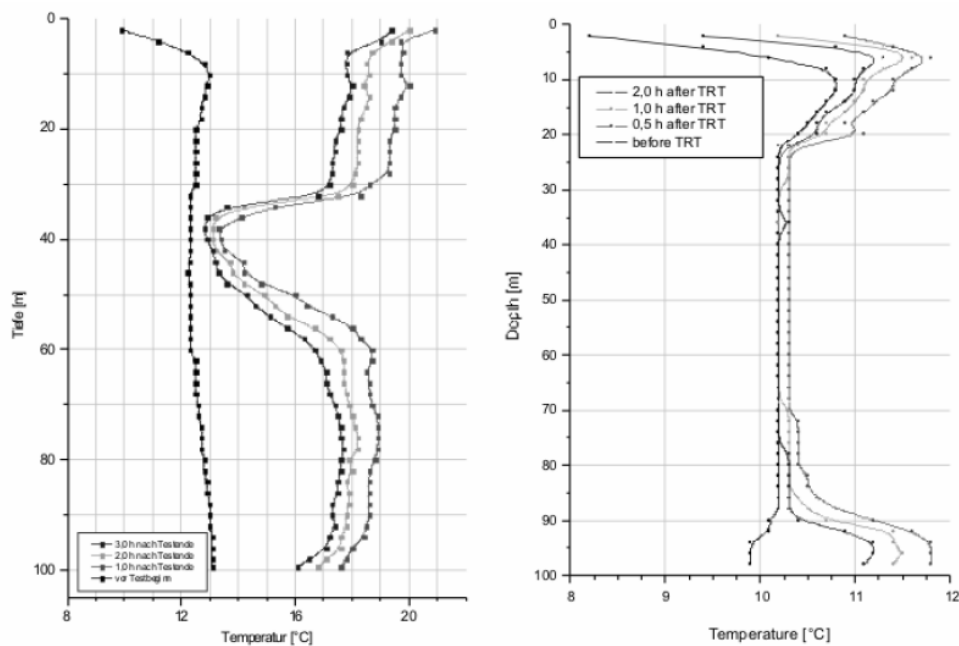


Figura 12: Registro de temperaturas que muestra la presencia de un flujo de agua subterránea (izda.) y la falta de relleno a lo largo de la perforación (dcha.) [33].

Bomba de Calor

La bomba de calor es una máquina térmica compuesta por un compresor, un condensador, una válvula de expansión y un evaporador, a través de los cuales circula un fluido refrigerante cuyos cambios de estados alternativos permiten a la bomba de calor absorber calor de una fuente fría y transferirlo a una fuente más caliente. Se trata de una máquina frigorífica bidireccional que proporciona frío en verano y calor en invierno (Figura 13).

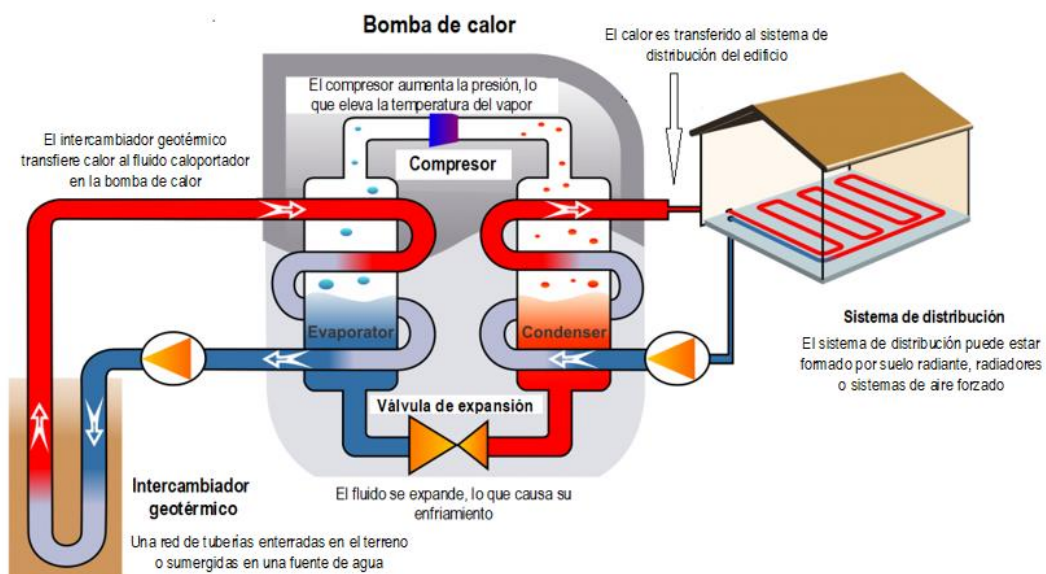


Figura 13: Esquema de bomba de calor geotérmica [35]

Gracias a la temperatura constante que el terreno mantiene durante todo el año a partir de los 10-15 m de profundidad, que da lugar a un gradiente de temperatura favorable con la superficie, la bomba de calor geotérmica puede utilizar el terreno como fuente de calor en invierno y como sumidero de calor (o fuente de frío, dicho coloquialmente) en verano. Además, las temperaturas a esa profundidad, moderadamente bajas en verano y moderadamente altas en invierno respecto a la temperatura ambiente, proporcionan una gran eficiencia a la bomba de calor geotérmica, lo que redundará en unos menores costes operacionales.

A la hora de evaluar la eficiencia de las bombas de calor, el COP (Coefficient Of Performance) y el EER (Energy Efficiency Ratio) se han empleado tradicionalmente para definir sus potencias caloríficas y frigoríficas respecto a la potencia eléctrica consumida en calefacción y refrigeración. Así, una bomba de calor con un COP de 4 proporciona 4 kW de energía calorífica por cada kW de energía eléctrica consumida. Esto quiere decir que el 75% de la energía calorífica es aportada por el terreno, y solo un 25% lo es a través del consumo eléctrico del dispositivo. O en términos de la factura eléctrica, por cada kWh eléctrico pagado, se reciben 4 kWh de calor. En los últimos años, los coeficientes SCOP (Seasonal Coefficient Of Performance) y SEER (Seasonal Energy Efficiency Ratio), más precisos, han sustituido a los anteriores [36]. En todos los casos, cuantos más altos sean estos coeficientes, mayor será la eficiencia del equipo.

Intercambiadores de calor geotérmicos

El elemento necesario para la circulación del fluido caloportador entre el terreno y la bomba de calor es la red de tuberías que intercambian el calor con el terreno. Existen dos tipos principales de intercambiadores geotérmicos:

- **Sistemas abiertos:** en los que, a través de dos pozos geotérmicos, el agua de un acuífero es extraído, filtrado a través de la bomba de calor y devuelto al mismo acuífero o a otro tras haberse producido el intercambio de calor.
- **Sistemas cerrados:** en los que el fluido caloportador capta o cede calor mientras circula por un sistema de tuberías enterrado. En otros casos, el sistema de tuberías puede estar sumergido en lagos, pozos, minas, etc.

Aunque más económicos, eficientes y muy utilizados en el pasado, la utilización de los sistemas abiertos está actualmente restringida en ciertas regiones por la legislación medioambiental y por la necesidad de disponer de reservas de agua de suficiente calidad. Así, hoy en día los sistemas cerrados son los más demandados.

Dentro de los sistemas cerrados, los intercambiadores más habituales son los horizontales y los verticales enterrados (Figura 14). Los primeros se instalan excavando el terreno y tendiendo la red de tubos a una profundidad de entre 0,6 y 1,5 m, aproximadamente. Necesitan un área entre 1,5 y 3 veces superior a la superficie a acondicionar [28]. Respecto a los verticales, los sistemas horizontales tienen ciertas ventajas como su menor coste de instalación, menores restricciones

legales o mantenimiento más sencillo [37]. Por el contrario, es necesario disponer de una cierta superficie de terreno y su eficiencia es bastante inferior al verse afectados por la radiación solar y la temperatura ambiente [38].

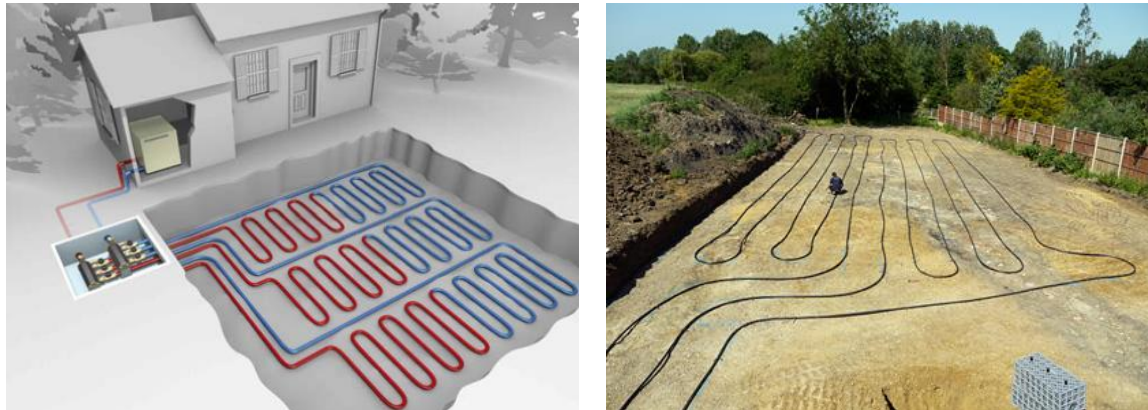


Figura 14: Esquema de intercambiador horizontal (izq.) [39] y proyecto de intercambiador (dcha.) [40]

Por otra parte, los sistemas de intercambio vertical consisten en una serie de sondas colocadas verticalmente en el interior de una perforación de entre 50 y 200 m de profundidad practicada en el subsuelo. Existen diferentes geometrías: tipo U (simple, doble o triple), tipo W (simple o doble) y coaxial (simple o múltiple) [41], siendo las de tipo U las más habituales. Además, existe un tipo de sonda, la helicoidal o espiral, cuya profundidad de instalación es mucho menor, entre 3 y 5 metros [42]. La Figura 29 muestra algunas de esas geometrías.

Así, aunque los intercambiadores horizontales son más fáciles de instalar y más económicos, las sondas geotérmicas verticales son actualmente las más empleadas debido a que su rendimiento térmico es muy superior (entre 2 y 3 veces, aproximadamente), a que ocupan muchísimo menos espacio y a que la longitud de tubo necesaria es menor que en el caso de las sondas horizontales.

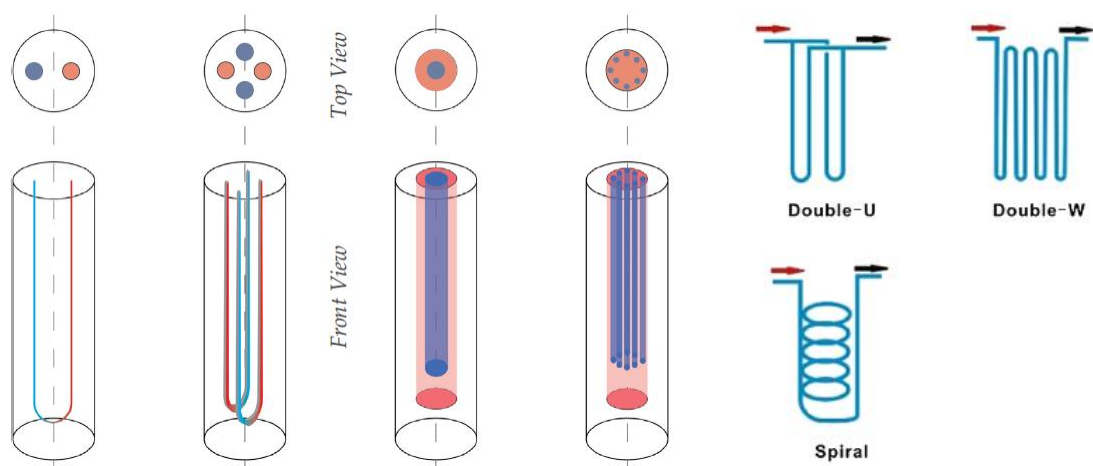


Figura 15: Diferentes geometrías de intercambiadores verticales [42,43]

En cuanto a los materiales de las sondas (horizontales y verticales), el polietileno (PE) es el más utilizado con gran diferencia, aunque otros materiales poliméricos como el polipropileno (PP), policloruro de vinilo (PVC) o polibutileno (PB) han sido empleados también [41,42]. Entre los primeros destacan el polietileno de alta densidad (PEAD), bastante más habitual y económico, y el polietileno reticulado (PEX), más resistente y duradero [31]. En lo que respecta al tamaño de las sondas, los diámetros más habituales están entre los 25 y los 40 mm, (diámetros exteriores normalizados de 25, 32 y 40 mm) [45,46].

La Figura 15 y la Figura 16 muestran imágenes de la instalación para la climatización con geotermia del nuevo Hospital de Mollet del Vallés, en Barcelona (España). En el momento de su construcción, entre el 2007 y el 2009 se trató de la mayor obra de esta naturaleza en España y una de las cinco más grandes en Europa. En total, 144 sondas geotérmicas verticales de 145 m de profundidad y un tubo en U simple, de 40 mm de diámetro, se ejecutaron para cubrir más de 1 MW de potencia de climatización sólo con Geotermia [47].



Figura 16: Instalación para la climatización con geotermia del nuevo Hospital de Mollet del Vallés

Finalmente, la transmisión de energía entre la bomba de calor y el terreno que actúa como fuente /sumidero es posible gracias al fluido caloportador que circula en el interior del intercambiador, y que normalmente es una mezcla de agua y anticongelante. El etilenglicol fundamentalmente, el propilenglicol y el etanol, son los anticongelantes más utilizados [45].

1.1.3. Rellenos Geotérmicos

En el caso de las sondas verticales es necesario colocar un material de relleno entre la tubería de intercambio y el terreno para, entre otros motivos, favorecer el intercambio de calor entre ellos y asegurar el sellado de la perforación (Figura 17) [41,43,46]. Para la operación de inyección del relleno se usa habitualmente un tubo tremie, normalmente de polietileno de alta densidad, de 20 o 25 mm de diámetro, que facilita la operación de llenado mediante la inyección en sentido

ascendente. En total, incluidos sonda y relleno, la perforación tendrá un diámetro de entre 100 y 200 mm [42,45,46], dependiendo de la tipología y tamaño de tubería, que, junto a su profundidad, dará lugar al volumen teórico de relleno geotérmico necesario. Una adecuada separación entre sondeos y, sobre todo, la existencia de un terreno con buenas propiedades térmicas o con presencia de flujo de agua subterránea, determinarán la eficiencia de la instalación.

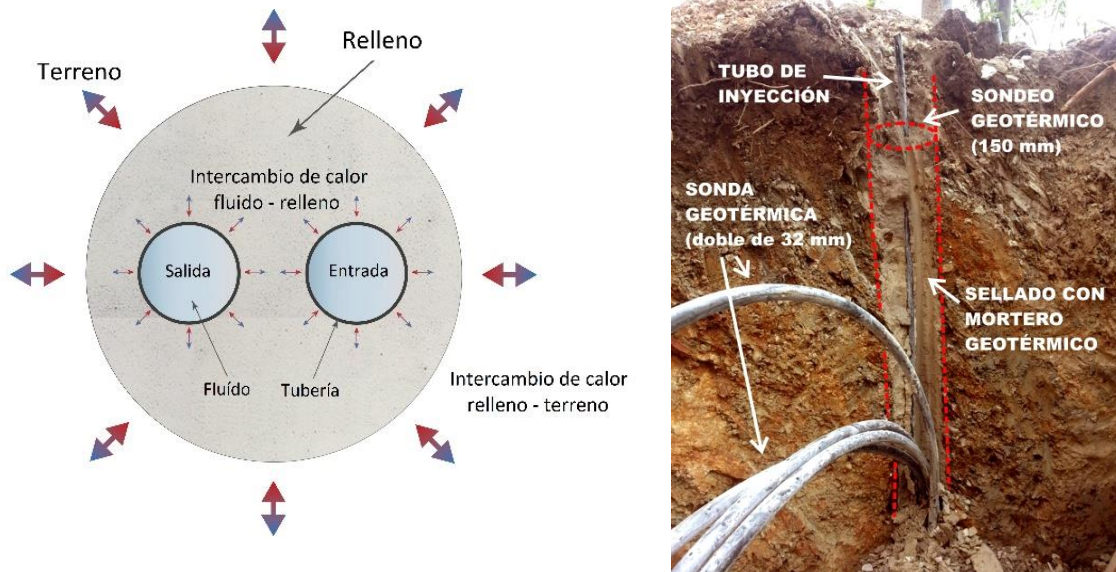


Figura 17: Intercambio de calor (izda.) y componentes de un intercambiador geotérmico vertical (dcha.) [48]

Este relleno es considerado cada vez más como un elemento clave dentro de la instalación geotérmica. Desde el punto de vista medioambiental, el objetivo del relleno es crear una barrera hidráulica a lo largo de toda la perforación evitando posibles contaminaciones por el agua de la superficie, por el flujo entre los distintos acuíferos que atraviesan la sonda geotérmica o por filtraciones indeseadas del anticongelante. Desde el punto de vista de la eficiencia del sistema, la aplicación de una suspensión de alta conductividad térmica va a producir una disminución en el número de metros lineales de sonda, reduciendo el tiempo de amortización de la misma y el consumo debido al incremento del rendimiento estacional de la instalación. Así pues, un buen relleno geotérmico debe tener las siguientes propiedades:

- Poseer una baja conductividad hidráulica, de al menos un orden de magnitud menor que la del terreno.
- Tener una alta conductividad térmica para maximizar la transferencia de calor entre el fluido que circula por la sonda geotérmica y el terreno.
- Ser química y físicamente compatible con el tubo y el terreno para garantizar un buen sellado y evitar flujos de agua longitudinales.
- Soportar las fuerzas axiales o los movimientos naturales del terreno.

Sin embargo, aparte de poseer buenas propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas, un material de relleno debe ser capaz de mantener esas propiedades a lo largo de su vida de servicio. Aunque inicialmente muchos materiales pueden cumplir con los requisitos, su deficiente instalación, los cambios de temperatura estacionales, la climatología de la zona y las características geológicas e hidrogeológicas del terreno pueden provocar cambios en los rellenos y en sus propiedades, provocando una reducción en el rendimiento de la instalación y, todavía más importante, graves impactos medioambientales.

Entre los materiales de relleno tradicionalmente empleados, existen principalmente dos grupos: rellenos basados en bentonita, en los que la bentonita es el principal componente; y rellenos con base cemento, donde el cemento es el componente predominante. La adición de bentonita a los rellenos con base cemento es, por otro lado, muy común para mejorar la fluidez de la mezcla, reducir la segregación y aumentar las propiedades plásticas del relleno, evitando así fracturas por el movimiento natural del terreno o por dilataciones térmicas producidas por el intercambiador geotérmico.

Las características principales de los rellenos de bentonita son una alta trabajabilidad, es decir, facilidad de inyección en la perforación; y una baja permeabilidad, lo que se traduce en una alta capacidad de sellado. Sin embargo, poseen una baja conductividad térmica y su volumen en el sondeo puede cambiar con las condiciones de humedad del terreno, lo que puede degenerar en una baja eficiencia de la bomba de calor geotérmica y problemas en el sellado de la perforación.

Al objeto de mejorar las propiedades de los rellenos de base bentonita, varios autores estudiaron la incorporación de otros compuestos. Así, Smith and Perry [49] ensayaron diferentes porcentajes de bentonita y arena (en algunos casos también de cemento), y analizaron la influencia del relleno en el rendimiento de instalaciones reales. De forma similar, Lee *et al.* [50] ensayaron siete tipos diferentes de bentonita y compararon los valores de conductividad y viscosidad obtenidos al añadir diferentes porcentajes de arena de sílice y grafito. Más recientemente, Delaleux *et al.* [51] y Erol y François [52,53] evaluaron la conductividad térmica de rellenos de bentonita mejorados con diferentes formas de grafito. En ambos casos, bajas dosis de grafito permitieron obtener altas conductividades térmicas. Por otro lado, Delaleux *et al.* detectaron una alta dependencia de la conductividad térmica con el contenido en agua de los rellenos.

En cuanto a los rellenos con base cemento, éstos ofrecen un sellado con una baja permeabilidad, son rígidos y poseen una buena resistencia a la compresión (mejor que los anteriores). Al igual que en el caso de la bentonita, la baja conductividad térmica de la lechada cemento implica que se deberán añadir otros materiales para conseguir mejores propiedades térmicas. Así, en lo que respecta a la mejora de las propiedades de los rellenos con base cemento, cabe destacar el trabajo de investigación realizado por Allan *et al.* [54-60]. En este estudio se llevó a cabo el desarrollo de un relleno geotérmico mezcla de cemento, arena de sílice, bentonita y superplastificante. Este

nuevo material fue caracterizado en laboratorio, midiéndose conductividad térmica, propiedades reológicas, propiedades mecánicas, permeabilidad e impacto ambiental. En esta misma línea de rellenos tipo mortero, algunos autores han estudiado la incorporación de otros materiales como las fibras de acero [61], subproductos industriales como la escoria de arco eléctrico o residuos de construcción y demolición (RCDs) [62].

Al margen de estos dos principales tipos de relleno, existe otro tipo, cada vez más en desuso en el campo de las sondas verticales para geotermia somera, que son los rellenos de arena y/o grava [63,64], cuya importancia y usos son, por otra parte, limitados. En los últimos años algunos investigadores han empezado a estudiar el empleo de materiales de cambio de fase (*PCM, Phase Change Materials* en inglés) como elemento de relleno de las sondas verticales [65,66,67]. De acuerdo a los resultados obtenidos hasta el momento, si bien pudiera tener cierto sentido el uso de PCMs para el almacenamiento de la energía en el subsuelo, su baja o muy baja conductividad térmica limita la aplicación de estos rellenos, sobre todo si se comparan sus rendimientos con los de otros rellenos convencionales mejorados ya existentes.

Es importante destacar que tan solo un escaso número de autores han abordado el tema de la durabilidad y estabilidad del relleno con el tiempo, la mayor parte de los cuales se han centrado en el estudio del daño producido en los rellenos cuando son sometidos a ciclos hielo-deshielo. Por una parte, Foose y Thomson [68] encontraron que la conductividad hidráulica de varios rellenos de bentonita y arena de sílice se incrementaba en varios órdenes de magnitud cuando eran sometidos a ciclos de hielo-deshielo. Igualmente, Anbergen *et al.* [69] concluyeron en su estudio que la conductividad hidráulica de los rellenos ensayados aumentaba con los ciclos de hielo-deshielo, señalando que los rellenos sin arcilla expansiva se veían más afectados por este tipo de ciclos. Niederbrucker [70] observó cómo los daños estructurales producidos en siete rellenos comerciales de alto contenido en agua afectaron a su impermeabilidad y conductividad térmica. Erol and Françoise [71] evaluaron la influencia de la permeabilidad y la porosidad del material en la resistencia al agrietamiento de conjuntos relleno-tubo durante los ciclos de hielo-deshielo, concluyendo que ambas propiedades desempeñan un papel importante en los daños observados tras los ciclos. Por su parte, Borinaga *et al.* [72] analizaron la durabilidad de distintos rellenos geotérmicos de tipo mortero, con menor contenido de agua, a los que se añadieron diferentes materiales: arena caliza y de sílice, escoria de arco eléctrico o residuo de construcción y demolición. Los autores sometieron al conjunto relleno-tubo a 25 ciclos de hielo-deshielo. Al finalizar los ciclos, tan solo la lechada de cemento presentó daños de consideración.

Allan y Allan y Philippacopoulos [54,55] estudiaron la variación en la permeabilidad de rellenos con base cemento cuando el conjunto relleno-tubo era sometido a ciclos térmicos y a ciclos de humedad-sequedad, comparando los resultados obtenidos con los de una lechada de cemento. La conductividad hidráulica del conjunto relleno-tubo aumentó ligeramente como resultado de aplicar los ciclos, mientras que las probetas fabricadas solo con lechada de cemento presentaron fisuras importantes y grietas tras los tratamientos. En esta misma línea, Berndt [61] observó que

la adición de fibras de acero mejoraba la resistencia a la fisuración y mitigaba el aumento de la permeabilidad que se producía al someter a rellenos con base cemento y arena a ciclos de humedad-sequedad. Thomson y Foose [73] también estudiaron la durabilidad a ciclos humedad-sequedad de rellenos, en este caso de rellenos con base bentonita y arena. De acuerdo con sus resultados, la conductividad hidráulica de los rellenos permeados con agua del grifo no aumentó significativamente tras el tratamiento. Sin embargo, la conductividad hidráulica sí aumentó en varios órdenes de magnitud cuando en lugar de agua se utilizaron soluciones acuosas de cloruro cálcico. En otro estudio, Park *et al.* [74] analizaron el efecto de la aplicación de ciclos térmicos sobre la conductividad hidráulica y la resistencia a la compresión de rellenos con base cemento con diferentes contenidos de agua, arena y bentonita. En todos los casos, la capacidad sellante de los rellenos no se vio significativamente comprometida.

1.1.4. Problemática actual

En los últimos años, se han registrado daños relacionados con instalaciones de bomba de calor geotérmicas en Alemania, con informes sobre hundimientos y abombamientos del terreno que han provocados daños severos en edificios. Fleuchaus y Blum [75] presentaron nueve casos de daños serios en Alemania que causaron pérdidas de más de 100 millones de euros. En algunos de ellos, la conexión entre acuíferos debida a la presencia de grietas en el relleno resultó ser la principal causa de los cambios observados en el subsuelo. Junto a los casos de hundimiento del terreno en las ciudades de Schorndorf y Leonberg en los años 2008 y 2011, respectivamente, destaca sobre todo el episodio ocurrido en la ciudad de Staufen, en el que un mal sellado de una de las sondas permitió el contacto entre aguas subterráneas y capas de anhídrita dando lugar a un proceso de hinchamiento del terreno que degeneró en daños en edificios por más de 50 millones de euros [75, 76] (Figura 17).

De acuerdo Fleuchaus y Blum [75], aunque existen guías y estándares que regulan la instalación de bombas de calor geotérmicas, es necesario establecer medidas que incluyan el control de calidad y la optimización de los materiales empleados como rellenos.

En esta misma línea, Bucci *et al.* [78] evalúan el posible aumento del flujo entre acuíferos debido al incremento de la conductividad hidráulica causado por defectos y discontinuidades presentes en el relleno, la alta permeabilidad del propio relleno y/o la existencia del espacio anular entre el relleno y la tubería. Bucci *et al.* y Colombero *et al.* [79] defienden que la integridad del relleno no está garantizada incluso adoptándose las mejores prácticas durante la inyección del relleno geotérmico en la perforación.

Por otro lado, Klotzbücher *et al.* [80] alertan del riesgo que sobre la actividad microbiológica del subsuelo y la calidad del agua subterránea tienen las posibles fugas del fluido caloportador debido a la presencia de ciertos aditivos tóxicos en su composición. El uso del relleno adecuado podría evitar o al menos limitar o diferir ese impacto.



Daños en la localidad de Staufen producidos por la comunicación de un acuífero con capas de anhidrita debido a un mal sellado [76,77]

1.2. MOTIVACIÓN Y OBJETIVOS

Pese a que la caracterización de los rellenos geotérmicos por Allan *et al.* [54-56, 59] es bastante completa, ésta se llevó a cabo principalmente sobre un tipo de relleno con base cemento-arena. En cuanto al resto de estudios, muy limitados en cantidad y extensión, se centran sobre todo en rellenos de tipo lechada, muy fluidos, con base bentonita. Además, por lo general, la durabilidad de los rellenos no se aborda o se hace de forma limitada, tal y como se advirtió en el apartado anterior.

La investigación que se presenta en esta tesis doctoral, que pretende completar el estudio actual de rellenos geotérmicos incluye dos tipos de materiales para el relleno de sondeos: uno de tipo lechada, más convencional, con muy alto contenido en agua y diferentes fracciones de cemento, bentonita y arena fina ($< 0,5$ mm); y otro de tipo mortero fluido de cemento y arena, con contenidos de agua más bajos (relaciones agua/sólido entre 2 y 5 veces menores) y diferentes adiciones y aditivos para la mejora de sus propiedades.

Se ha evaluado la durabilidad de los rellenos geotérmicos de tipo lechada en base a su resistencia a ciclos calor-frío, hielo-deshielo y humedad-sequedad. En el caso de los rellenos geotérmicos de tipo mortero fluido, con base cemento-arena y menores contenido de agua, se ha llevado a cabo la caracterización de diferentes formulaciones que incluían ciertos aditivos y adiciones para la mejora de sus propiedades térmicas: arena silíceas, superplastificante, escamas de grafito y un nanomaterial como el grafito expandido. Se ha evaluado la durabilidad de este tipo de morteros en condiciones extremas, limitándose en este caso el estudio a ciclos humedad-sequedad. Esta decisión se basó en los resultados obtenidos por otros autores, que indicaban muy poca o nula susceptibilidad de los rellenos de tipo mortero con base cemento-arena a ciclos calor-frío [55, 74] y hielo-deshielo [55, 72]. Por otro lado, la información relativa a la resistencia de este tipo de rellenos a ciclos humedad-sequedad se circunscribe al estudio de Allan *et al.* [54, 61], limitado en ciertos aspectos, en el que se observó un aumento de la conductividad hidráulica y daños visibles en la superficie de las probetas ensayadas.

Al mismo tiempo, la aparición de problemas medioambientales e incluso estructurales asociados a las instalaciones geotérmicas, algunas de ellas presentadas en el apartado anterior, genera una serie de dudas respecto al potencial riesgo de esta tecnología, y plantea la necesidad de un mayor conocimiento de los materiales existentes para el relleno de las sondas verticales en cuanto a su durabilidad y comportamiento ante diferentes condiciones de operación.

En este contexto, **el objetivo general de esta tesis doctoral** es la evaluación de la durabilidad de diferentes tipologías de rellenos geotérmicos sometidos a condiciones de operación normales y extremas, y el análisis de la evolución de sus propiedades térmicas, hidráulicas y mecánicas. El deterioro de algunas de estas propiedades con el tiempo impactaría de forma negativa no solo sobre el rendimiento de la instalación, esencial desde el punto de vista de la ventaja competitiva

de la geotermia, sino también sobre la capacidad del relleno para evitar la contaminación de las aguas subterráneas con el agua de la superficie, impedir la contaminación cruzada entre acuíferos o prevenir la contaminación entre las diferentes capas del subsuelo.

Para alcanzar este objetivo general, **se plantean los siguientes objetivos específicos:**

- Caracterización desde el punto de vista térmico, mecánico e hidráulico de diferentes formulaciones de rellenos geotérmicos de tipo lechada con alta relación agua/sólido y, por tanto, gran trabajabilidad.
- Estudio de la evolución de las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas de las diferentes formulaciones de rellenos geotérmicos de tipo lechada a lo largo de su vida útil en condiciones normales de operación.
- Estudio de la evolución de las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas de las diferentes formulaciones de rellenos geotérmicos de tipo lechada cuando son sometidas a condiciones extremas de operación.
- Desarrollo y caracterización térmica, mecánica e hidráulica de diversas formulaciones de rellenos geotérmicos de tipo mortero con base cemento-arena y empleo de diferentes adiciones y aditivos para la mejora de sus propiedades, todo ello manteniendo la trabajabilidad (bombeabilidad) requerida para esta aplicación.
- Estudio de la evolución de las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas de las diferentes formulaciones de rellenos de tipo mortero cuando son sometidas a ciertas condiciones extremas de operación.

1.3. ARTÍCULOS CONSTITUTIVOS DE LA TESIS

Esta tesis doctoral está constituida por una compilación de tres artículos enmarcados en una misma línea de investigación y tiene como eje central la formulación y caracterización de rellenos geotérmicos para su uso en instalaciones con bombas de calor geotérmicas.

La investigación se dividió en dos fases. En una primera fase se llevó a cabo la evaluación de las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas de rellenos geotérmicos de tipo convencional, con un alto contenido en agua y de muy fácil bombeo; el estudio de la degradación de dichas propiedades a lo largo del tiempo bajo diferentes condiciones de operación; y el análisis del efecto que esta degradación puede tener, no solo en el rendimiento térmico de la instalación geotérmica sino también desde el punto de vista medioambiental y de la seguridad. La segunda parte de la investigación se centró en el desarrollo de rellenos geotérmicos de tipo mortero, con menor contenido de agua, y el empleo de materiales para optimizar sus propiedades térmicas y mecánicas, manteniendo en todo caso la capacidad de bombeo del relleno en la perforación. Se llevó a cabo igualmente el estudio de la degradación de dichas propiedades a lo largo del tiempo bajo ciertas condiciones extremas de operación. El estudio se ha dirigido a materiales de relleno para su uso en aplicaciones de geotermia de baja y muy baja temperatura, pero los resultados y las conclusiones respecto al uso y la influencia de algunas adiciones o aditivos en el comportamiento térmico y mecánico de diferentes tipos de lechadas y morteros podrían ser de utilidad en otras aplicaciones de la ingeniería de la construcción. La metodología, resultados y conclusiones de esta investigación se presentan y detallan en los tres artículos que componen esta tesis doctoral y que se resumen a continuación.

La investigación desarrollada en el primer artículo, titulado “Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating-cooling cycles” [81], consistió en la formulación de 5 rellenos geotérmicos de tipo lechada con alto contenido de agua y diferentes cantidades de cemento, arena silíceo, bentonita y grafito en escamas, y la caracterización de estos rellenos en su estado inicial y tras haber sido sometidos a 28 ciclos de frío-calor. Este tipo de rellenos geotérmicos son ampliamente utilizados actualmente por los instaladores de bombas de calor geotérmicas debido a su facilidad para el bombeo y el rellenado de la perforación. El objetivo de esta publicación era, por una parte, evaluar el cambio que, con el paso del tiempo, sufren las propiedades de estos rellenos con alta relación agua/sólido por estar sometidos a las condiciones normales (medias) de operación de una instalación geotérmica de baja entalpía en la que, estacionalmente, la temperatura del fluido pasa de 0/5°C en los meses de invierno a 45/50°C en los meses de verano; y, por otra parte, evaluar la influencia de la composición de cada relleno en los resultados observados. Como principal conclusión de este trabajo destaca el aumento progresivo y significativo de la conductividad hidráulica en la unión del relleno con la tubería tras la aplicación de los diferentes ciclos de calor-frío. Sin embargo, la

capacidad de impermeabilización residual de todos los rellenos estudiados confirma que éstos son adecuados cuando la hidrogeología del terreno da lugar a un riesgo medioambiental bajo.

En el segundo artículo, cuyo título es “Durability of geothermal grouting materials considering extreme loads” [82], se analizaron las consecuencias de someter a los cinco rellenos formulados y caracterizados en el primer artículo a 28 ciclos de congelación-descongelación y 14 ciclos de humedad-sequedad. El objetivo de este estudio era analizar el comportamiento de los rellenos y la influencia de su contenido de agua y su composición en el deterioro de sus propiedades en condiciones extremas de operación, cuando las bajas temperaturas provocan la congelación del relleno y del terreno adyacente o las subidas y bajadas estacionales del nivel freático son tales que las condiciones de humedad del relleno se ven afectadas. Según los resultados obtenidos, la conductividad térmica de los rellenos sometidos a los ciclos de congelación-descongelación y humedad-sequedad se redujo en el mayor de los casos en menos de un 20%. Sin embargo, su conductividad hidráulica aumentó en ambos casos de forma crítica, sobre todo en aquellos rellenos con mayor relación agua/sólido. Así, el uso de rellenos geotérmicos de tipo lechada como los analizados en esta tesis doctoral, es adecuado siempre que exista un cierto equilibrio entre la relación agua/sólido y las condiciones de operación de la instalación geotérmica no causen cambios de humedad y/o problemas de congelación en el relleno.

Finalmente, el tercer artículo, titulado “Experimental analysis of enhanced cement-sand based geothermal grouting materials” [83], se centró en la caracterización de rellenos geotérmicos de tipo mortero, con menor relación agua/sólido pero con una trabajabilidad que permitiera su bombeo, y empleando diferentes aditivos y adiciones con el objetivo de mejorar las propiedades térmicas y mecánicas con respecto a los rellenos estudiados anteriormente. Así, en este artículo se fabricaron y caracterizaron 9 rellenos con diferentes cantidades de agua, cemento, dos tipos de arena (caliza y sílice), superplastificante y dos tipos de aditivos: grafito en escamas y grafito expandido. Los rellenos se caracterizaron en su estado inicial y tras ser sometidos a 11 ciclos de humedad-sequedad. Como principales conclusiones del estudio destacan la influencia positiva de las diferentes formas de grafito en la conductividad térmica del relleno y la importante mejora en las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas que se obtiene al reducir la relación agua/sólido durante la formulación de los rellenos.

2. ARTÍCULOS PUBLICADOS

2.1. ARTICULO N°1



Construction and Building Materials
Volume 98, 15 November 2015, Pages 583-592



Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating–cooling cycles

Título	Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating-cooling cycles.	
Autores	Irune Indacoechea Vega	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	Pablo Pascual Muñoz	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	Daniel Castro Fresno	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	Miguel Ángel Calzada Pérez	GCS Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
Revista	Construction and Building Materials Editorial: Elsevier SCI LTD	
	Volumen	98
	Páginas	583-592
	DOI	10.1016/j.conbuildmat.2015.08.132
	Fecha de aceptación	26 de agosto de 2015
	Fecha de publicación online	31 de agosto de 2015
Indicadores de Calidad	Factor de impacto JCR (2015)	2.421
	Categoría y posición (2015)	Tecnología de la construcción y la edificación (9/61) → Q1
		Ingeniería Civil (15/126) → Q1

Author's post-print: I. Indacoechea-Vega, P. Pascual-Muñoz, D. Castro-Fresno, M.A. Calzada-Pérez. "Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating-cooling cycles". *Construction and Building Materials* 98 (2015), 583–592. ISSN: 950-0618. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.132>

Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating-cooling cycles

I. Indacoechea-Vega^a, P. Pascual-Muñoz^{b*}, D. Castro-Fresno^c, M.A. Calzada-Pérez^d

^a GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: indacoecheai@unican.es

^b GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: pascualmp@unican.es - Tel: (+34) 942 20 39 43; Fax: (+34) 942 20 17 03

^c GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: castrod@unican.es

^d GCS Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: miguel.calzada@unican.es

Abstract

In recent years, the increasing rise in environmental awareness among energy consumers has led to an increasing use of renewable energies such as the geothermal energy. An important role in the efficient exploitation of the geothermal resource is played by the grouting material placed in the borehole between the pipes and the ground. Actually, the use of proper grouts is essential to provide an effective heat transfer between the ground and the heat carrier fluid in the pipes, and also to comply with the mechanical and environmental demands. However, when it comes to the construction of the GHP installations, the grout is especially required to be easy to work with (workable) and for this reason more water than required is sometimes added. In order to assess the suitability of grouting materials with significant water/solid ratios, the thermal conductivity, mechanical strength and permeability of five different grouts and grout-pipe specimens were measured for their laboratory characterization. In addition, the grouts were subjected to heating and cooling cycles to evaluate their durability with time in terms of the potential degradation of the materials and the loss of quality of the grout-pipe interface. According to the results obtained, the grouts here tested are appropriate for most of the geothermal heat pump installations, especially for those with low to medium ground thermal properties.

Keywords: geothermal energy, grouting material, workability, thermal conductivity, permeability, durability.

1. Introduction and background

The environmental impact caused by the extended use of the energy for lighting, heating and cooling purposes [1] is leading to the gradual increase of consumer attitude towards

the mindful use of the natural resources [2] and the efficient consumption of alternative energies. Accordingly, the use of vertical shallow geothermal energy systems or ground source heat pumps (GSHP) is emerging. This technology offers a renewable, clean and efficient source of energy. However, its installation is slightly more difficult as compared to more conventional systems and therefore, more expensive [3].

In this context, the optimum design of a vertical shallow geothermal closed-loop heat exchanger that shortens the return of investment period, requires the accurate analysis of all the components involved in the process through which heat is exchanged with the earth. Among these components (Figure 1), the grouting material located between the pipe and the ground is very important due to its crucial functions: allow the borehole stability, make possible an efficient heat transfer between the pipe and the ground and provide a hydraulic barrier that avoids the pollution of the aquifers if leaks are present. Therefore, a suitable grouting material should satisfy the following conditions: (1) to possess a very low hydraulic conductivity; (2) to provide a high thermal conductivity; (3) to guarantee a good coupling pipe-grout that avoids harmful debonding effects [4]; and (4) to possess proper mechanical properties that protects the heat exchange system. However, some of these conditions are sometimes sacrificed for the sake of the grout's workability. Thus, when it comes to the construction of the GSHP installation a liquid enough grout is sought so that it can be easily injected within the borehole.

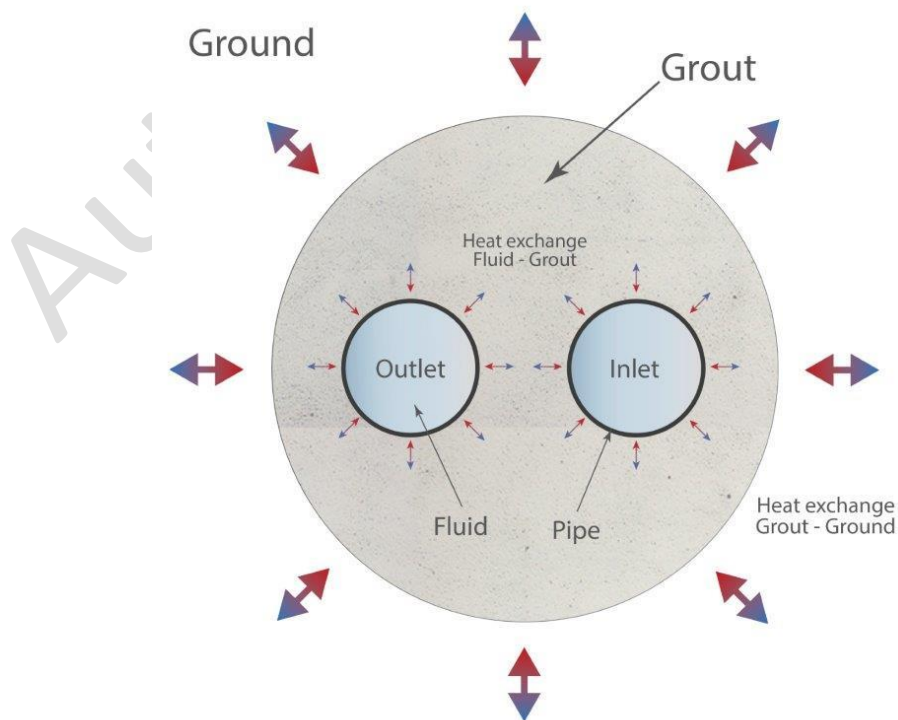


Fig. 1 - Main components of a typical vertical shallow geothermal closed-loop heat exchanger.

Grouting materials for GSHP purposes are mainly divided in two groups: bentonite-based grouts, in which the bentonite is the main component; and cement-based grouts, in which the cement is the prevailing component. The addition of bentonite to cement-based grouts is very common to improve the rheological properties of the resulting mixture.

As geothermal grout, the bentonite offers an easily placed, flexible and very low permeability sealing. On the other hand, its low thermal conductivity and volumetric instability lead to an adverse decrease of the GSHP efficiency. In order to enhance its properties, several authors have analysed the addition of other filling materials [5,6]. Thus, Smith and Perry [7] tested several bentonite-to-sand gradations and analysed the influence of this variable on the performance of real installations. Similarly, Lee *et al.* [8] tested seven different type of bentonites and compared the values of thermal conductivity and viscosity obtained when different percentages of silica sand and graphite were added. The graphite was proved to bring about higher conductivities. More recently, Delaleux *et al.* [9] evaluated the thermal performance of bentonite-graphite composites elaborated with different forms of graphite. Very high values of thermal conductivity were achieved (up to 5 W/m·K) for low graphite contents. However, a clear dependency between this parameter and the water content was detected. On the other hand, Erol and François [10,11] carried out a characterization of bentonite-based grouts enhanced with natural-flake graphite among other forms. Results demonstrated that a 5% graphite addition is enough to highly influence the thermal conductivity of the grout as well as a cost-effective solution.

Concerning cement-based grouts, it is more than remarkable the research work carried out by Allan *et al.* [12-18]. In terms of thermal performance, the addition of silica sands to neat cements was largely studied by the authors. An optimum grout that met the balance between the required properties, economics and ease of use was chosen for further tests. Theoretical values of required borehole length were calculated by the authors when this grout was used, giving arise reductions of up to 22-37% depending on soil type and borehole diameter.

Permeability tests were also carried out on the grout to evaluate its sealing performance. Results showed that hydraulic conductivity of the grout itself was very low but increased flow occurred when pipes were incorporated within the test specimen. This was attributed to an existing pathway at the grout-pipe interface and accordingly, an imperfect physical bonding between grouts and pipes was assumed. Therefore, the mechanical bond strength between both components was measured by means of push out tests in which higher loads were necessary to push the pipe inserted in the cement-sand grout as compared to the pipe inserted in neat cement grout. The effect of temperature was also evaluated and results showed a distortion of the micro-annuli at the grout-pipe interface due to the different thermal expansion coefficients of the pipe and the grout. Taking advantage of the previous

work, a numerical model was developed that allowed the authors to determine that a total debonding produces a 66% reduction of the overall heat transfer coefficient [19]. More recently, Berndt [21] and Borinaga *et al.* [20] studied the addition of steel fibres and recycled materials such as steel slags, respectively.

But apart from possessing suitable thermal hydraulic and mechanical properties, a grouting material should be capable of keeping those properties along its service life. Only a limited number of authors have dealt with this issue. In this sense, permeability of cementitious grout-pipe specimens subjected to thermal cycles was evaluated by Allan and Philippacopoulos [13,14] and compared to neat cements' behaviour. Small increase of the permeability occurred after cycles but remained of the same order. In contrast, neat cement grouts cracked after the test. The effect of thermal cycles on the hydraulic conductivity of cementitious grout-pipe specimens was also analysed by Park *et al.* [22]. Results showed no significant change.

According to the background exposed above, the main objectives of this paper are the following: characterize and compare mechanical, thermal and hydraulic properties of five different grouting materials with a high-level workability due to an excess of mixing water; and evaluate the durability of these grouts when they are exposed to heating-cooling cycles that represent the temperatures to which the grout is mostly exposed along its lifetime.

2. Research Methodology

Materials and characterization tests

Five different grouting materials for geothermal purposes were considered for this study. Proportions of these mixtures are shown in Table 1. Four of them consisted of ordinary Portland cement, bentonite, and silica sand and/or graphite as the necessary conductive filler. High water/solid ratios provide these grouts a great workability. The fifth one is a silica-sand based grout with bentonite.

Different characterization tests were carried out. Thus, fresh and hardened density, water-accessible porosity, Marsh viscosity and bleeding were determined for the five grouting materials. The bulk density of the fresh specimens was determined according to the standard UNE-EN 1015-6 [24] while the dry bulk density and the water-accessible porosity of the hardened grouts were measured in agreement with the UNE-EN 1015-10:2000/A1 [25].

Table 1 – Properties of the grouting materials according to the characterization tests.

GROUT	G1	G2	G3	G4	G5
Cement (%)	49	36	35	8	0
Bentonite (%)	4	6	15	18	12
Sand (%)	18	3	14	38	55
Graphite (%)	0	11	3	0	0
Water (%)	30	44	33	36	33
water/solid (kg/kg)	0.40	0.80	0.50	0.60	0.50
Fresh density	1760 kg/m ³	1367 kg/m ³	1658 kg/m ³	1661 kg/m ³	1697 kg/m ³
MF Viscosity	40 s	80 s	46 s	42 s	> 1200 s
Hardened density^a	1412 kg/m ³	832 kg/m ³	1240 kg/m ³	1245 kg/m ³	1317 kg/m ³
Water absorption^b	30%	65%	40%	40%	-
Accessible porosity^b	42%	54%	49%	50%	-
Bleeding	3%	< 1%	< 1%	< 2%	< 1%

^a Hardened density of G5 was calculated based on components (sand and bentonite) proportions and densities.

^b Water absorption and Accessible porosity of G5 could not be calculated due to the grout poor consistency.

The plastic viscosity of the grouts was determined by using the Marsh Funnel as defined in ASTM D6910/D6910M - 09 [26]. According to this standard, the grout is poured into the funnel and then allowed to flow into a graduated cup. The Marsh Funnel viscosity (MFV) is measured as the time spent for the grout to fill a volume of 946 ml. Finally, bleeding of tested grouts was measured following the procedure given in ASTM C940-10a [27], according to which an 800 ml quantity of freshly mixed grout was poured into a 1000 ml glass graduated cylinder and covered to prevent evaporation. The heights of grout and any bleed water were read after 3 hours.

Values obtained from all these characterization tests are presented in Table 1. As it can be seen, hardened density of G2 is strongly affected by the water dosage required for its manufacturing. In this sense, Figures 2 and 3 clearly show the effect of this water dosage (in volume and mass, respectively) on the resulting hardened density and the accessible porosity of the tested grouts. Results confirm the well-known influence of the amount of mixing water on the porosity of the grouts and mortars. On the other hand, high values of MF viscosity were detected in G5. Anyway, the grout was functional enough as not to be discarded for the following tests. Based on all this information, all the grouts previously considered were assumed to be suitable for the durability tests.

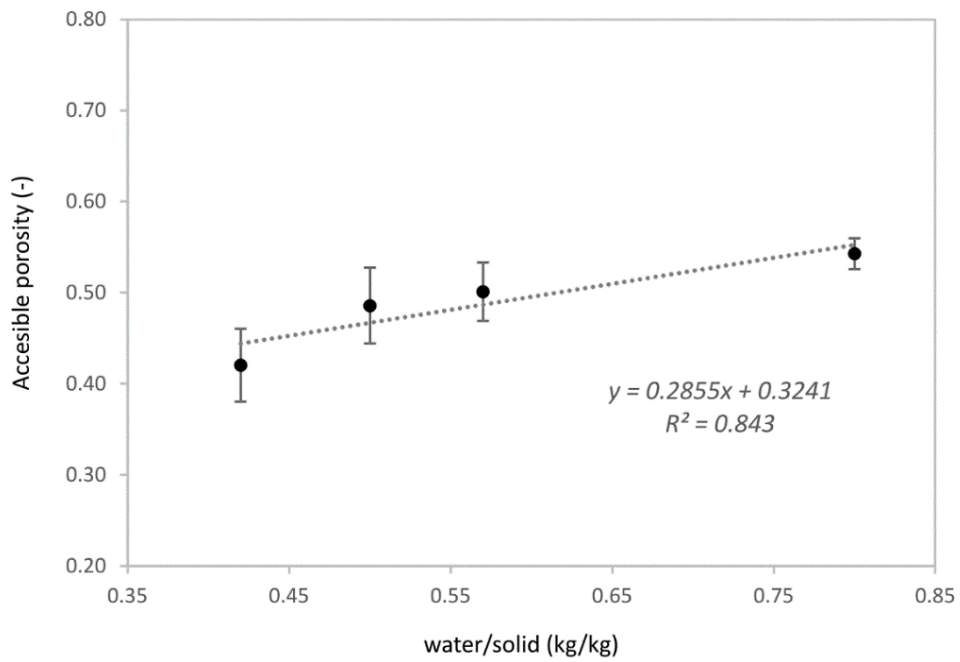


Fig. 2 - Influence of the water/solid ratio on the accessible porosity of the grouts.

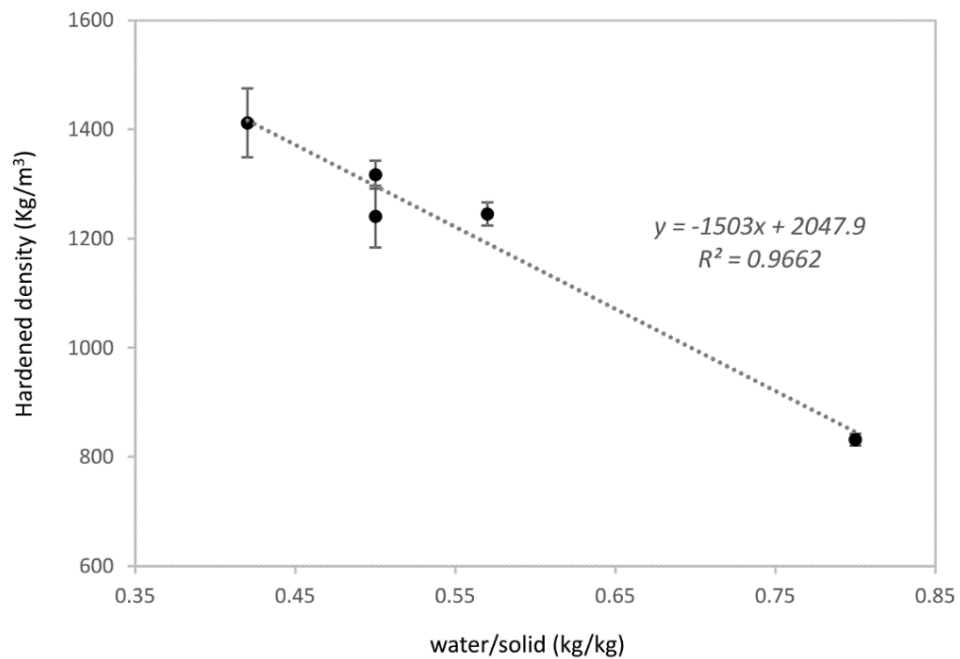


Fig. 3 - Influence of the mixing water on the hardened density of the grouts.

Experimental set-up for durability analysis

A 750W mortar mixer with variable speed was used in the laboratory to fabricate the grout specimens used for the durability tests. Fresh samples were cured under ambient laboratory conditions until molds could be removed. From then, samples were submerged in water at 20 °C until a curing age of 28 days was reached. Once fabricated, specimens were subjected to thermal conductivity, mechanical, permeability and ultrasonic pulse velocity tests. At least three samples per type of grout were tested for each property. The durability of the grouts was then evaluated by comparing the results obtained in all these tests before and after the grouts were subjected to repeated heating-cooling cycles. Also, a visual inspection of the degraded specimens was very useful for this purpose. Therefore, specimens were exposed to 28 heating-cooling cycles, each one lasting 24 hours. During the first 12 hours, specimens were submerged in a thermostatic bath at +40°C, while the last 12 hours were introduced in a water tank placed in a cooler at +5°C.

Thermal conductivity of water-saturated grouts (at ambient pressure) was measured at 0, 7, 14, 21 and 28 cycles according to the ASTM 5334-08 [28]. For this aim, the Hukseflux TPSYS02 system together with the TP02 thermal needle was employed. Cylindrical in shape specimens, 200 mm high and 67 mm diameter solid cross section, were used. A very thin hollow stainless steel pipe was placed within the specimens so that the thermal needle could be inserted. Three tests were performed per sample and the thermal conductivity was determined as the mean value of the individual results.

Mechanical properties of the hardened grouts were evaluated at 0 and 28 cycles by means of compressive and flexural tests as defined in UNE-EN 1015-11:2000/A1. Rectangular in shape specimens, 160 mm long and 40x40 mm² square cross section, were used for these tests. Flexural strength was determined as the mean of the three specimens tested, while compressive strength was calculated as the mean of the six specimens tested. Since the grouts here tested lack structural purpose, values of mechanical strength are indirect indicators of the potential rise of cracks within the specimens after the heating-cooling cycles.

In this sense, ultrasonic pulse velocity tests were also developed at 0 and 28 cycles to non-destructively monitor potential degradation in the form of cracks or manufacturing defects. The test consisted of measuring the time employed for an ultrasonic pulse to cover the distance between two transducers placed at opposite faces of the specimen. Thus, if the pulse velocity in recently manufactured grouts is known, a velocity attenuation might be attributed to an alteration in their initial quality due to the cycles. The CSI Concrete Tester CCT-4 was used and the propagation time was calculated as the mean value of two measurements taken at two different points.

Finally, the hydraulic conductivity of the grout-pipe system was measured at 0, 7, 14, 21 and 28 cycles as an indirect indicator of grout shrinkage and loss of grout-pipe bond quality due to the different coefficient of thermal expansion of grout and pipe. The presence of defects in the form of pathways within the grout-pipe interface might result in the decrease of the GSHP performance and lead to environmental problems such as the connection between aquifers.

For this aim, a new device was built (Figure 4) that allowed the development of variable head permeability tests on grout-pipe (GP) specimens. The main elements of this device were: a cylindrical in shape grout specimen with hollow circular cross section, 110 mm high, 90 mm exterior diameter and 32 mm inner diameter; a PVC mould to keep the grout confined; a polyethylene (PEAD) pipe 32 mm exterior diameter and 2.4 mm thick; a lid to cover the pipe and avoid the water flow through it; a PMMA pipe with two marks, glued to a PVC lid, for supplying the water column. The interface between the grout and the PVC mould was sealed with silicone so that flow was restricted to either the grout or the grout-pipe interface.

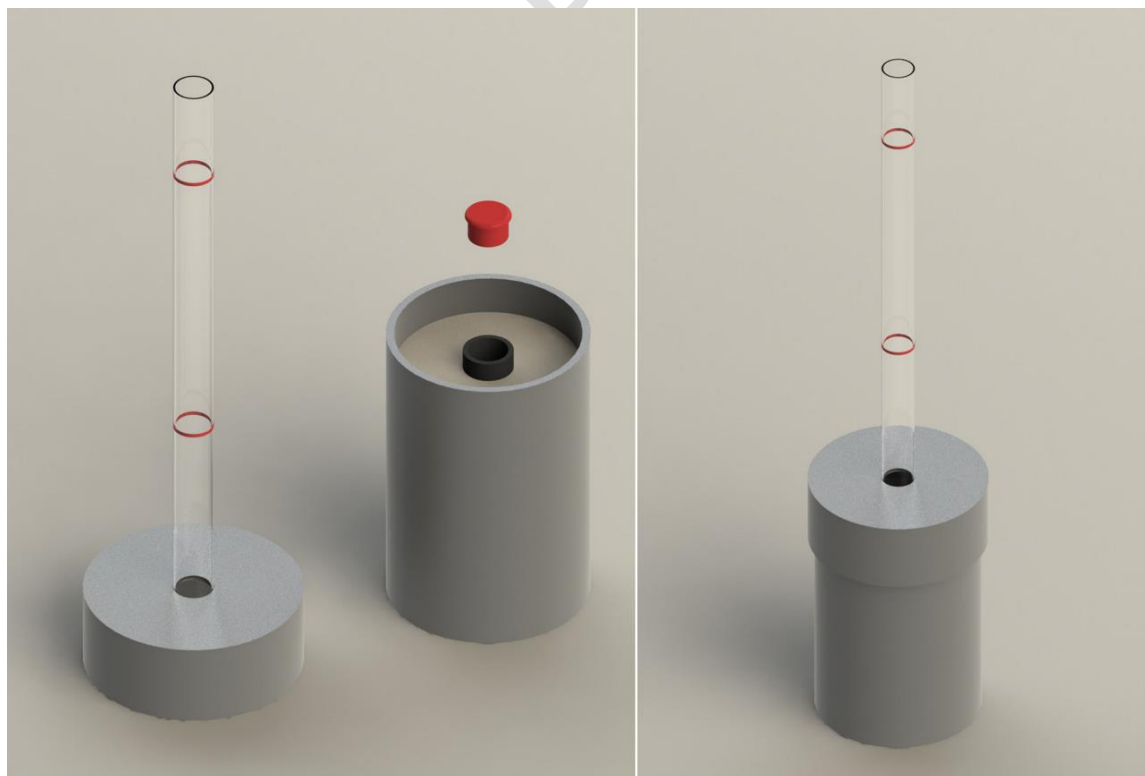


Fig. 4 - Device for measuring the variable head permeability on grout-pipe specimens.

Once the PMMA pipe was filled with water up to the top mark, the hydraulic conductivity of each type of grout was estimated based on the time needed for the water head to drop a certain length. The actual value of the hydraulic conductivity was calculated with the

following expression (1):

$$K = \frac{V \cdot L}{(h_0 - h) \cdot A \cdot t} \cdot \ln \frac{h_0}{h} \quad (1)$$

Where, K is the hydraulic conductivity (m/s); V is the volume of water that passed through the specimen (m^3); L is the sample length (m); h_0 is the initial height of the water column (m); h is the final height of the water column (m); A is the specimen's cross section (m^2); and t is the total time for discharge (s).

Three grout-pipe specimens per type of grout were tested. On the other hand, at 28 cycles, another measurement was made after sealing the interface between the PEAD pipe and the grout in such a way that the flow was restricted only to the grout. In this case, the results would evaluate the decrease of grout quality due to the heating-cooling cycles suffered.

3. Results and Discussion

Thermal conductivity

Results of the thermal conductivity tests done to the selected grouts after the curing period and just before they were subjected to the heating-cooling loads ($t=0$ cycles) are displayed in Table 2. At first glance, the low densities in general, and the poor thermal properties of the bentonite in particular, seems to affect the conductivities of the grouts, that are slightly lower than those measured in more conventional cement-based mortars [12]. Actually, for the four grouts containing cement, a conductive filler (sand or graphite) and bentonite, the combined effect of the excess mixing water and the employ of bentonite result to have the largest effect on their thermal conductivity.

Table 2 – Thermal conductivity values of the tested grouts at $t=0$ cycles.

GROUT	G1	G2	G3	G4	G5
Thermal Conductivity (W/m·K)	1.59 ±0.02	1.59 ±0.01	1.42 ±0.02	1.38 ±0.03	1.64 ±0.01

In Figure 5 the fitted curve shows the decrease of the conductivity as the amount of bentonite raises. In this case, the relation between thermal conductivity and water content is not that (graphically) evident due to the modifying effect of the large amount of graphite added to G2.

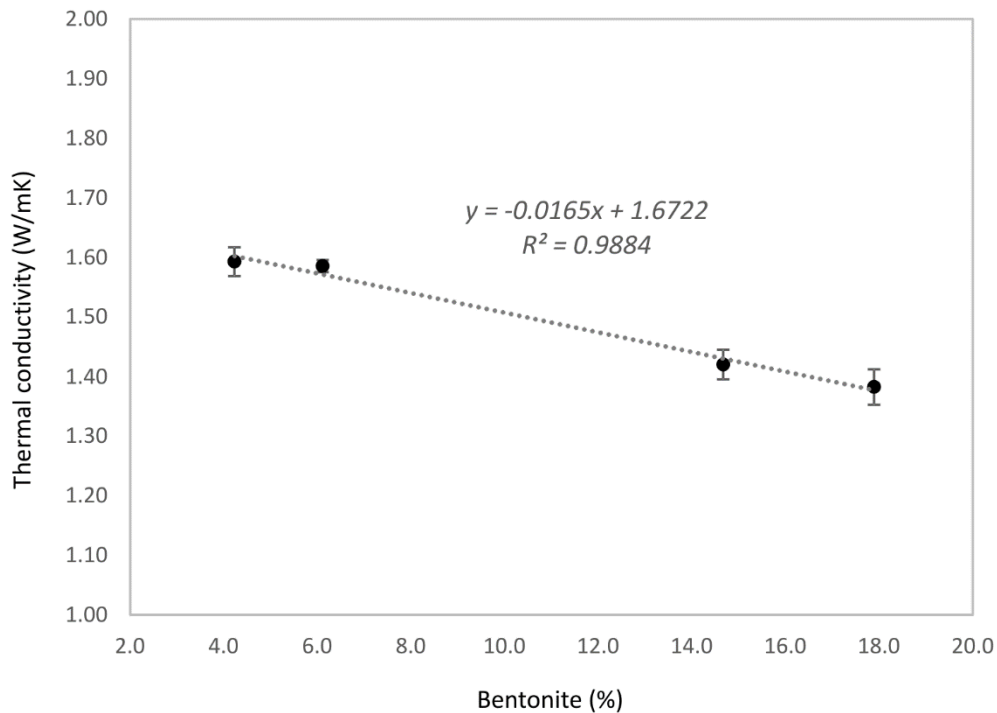


Fig. 5 - Influence of the bentonite content on the thermal conductivity of the grouts.

In any case, thermal conductivities are not as high as expected [8,9,11] even for those grouts with higher amounts of silica sand and/or graphite. The reason is assumed to be that the high water/solid ratios used for workability and hence, commercially purposes, also result in higher accessible porosities, lower densities and, eventually in lower thermal conductivities of grouts and mortars [6,22] even if the use of conductive fillers is extensive. Grout G2 is a particular case since a significant quantity of graphite has been incorporated to the mixture that absorbs large amount of water (Table 1). For this reason, a very low hardened density was achieved that made it not possible to obtain the expected thermal conductivity values. But even if conductivities have been sacrificed as compared to the thermally-enhanced mortars, the grouts here tested still possess suitable thermal properties while comply with the required workability (pumpability) attributes.

Regarding the durability of the grouts, Figure 6 shows the evolution of their thermal conductivity with time. The soft consistency of G5 didn't allow it to be subjected to the durability assessment and so conductivity with time couldn't be obtained. For the rest of them, results reveal that the grouting material is not affected at all by the heating and cooling cycles. Apparently, the thermal loads applied have not been severe enough as to cause fractures that influence the thermal properties of the grouts. A visual inspection confirmed the lack of any damage within the specimens.

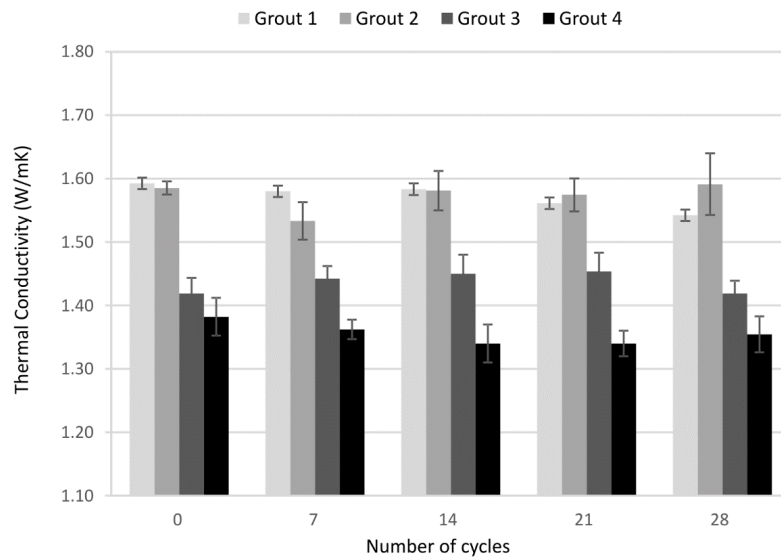


Fig. 6 - Evolution of the thermal conductivity of grouts with the thermal treatment time.

Mechanical strength

Results of mechanical tests on the four hardened grouts mainly composed of ordinary cement, bentonite and sand are presented in Figure 7. These tests could not be done with the bentonite and sand mortar (G5) due to its extremely soft consistency, thus considering negligible its compressive and flexural strength. For the rest of the mortars, compressive strengths obtained before the thermal treatment were within the range of those obtained by Erol and François [10,11], whereas they were low or very low as compared to more typical cement-based mortars [17,21].

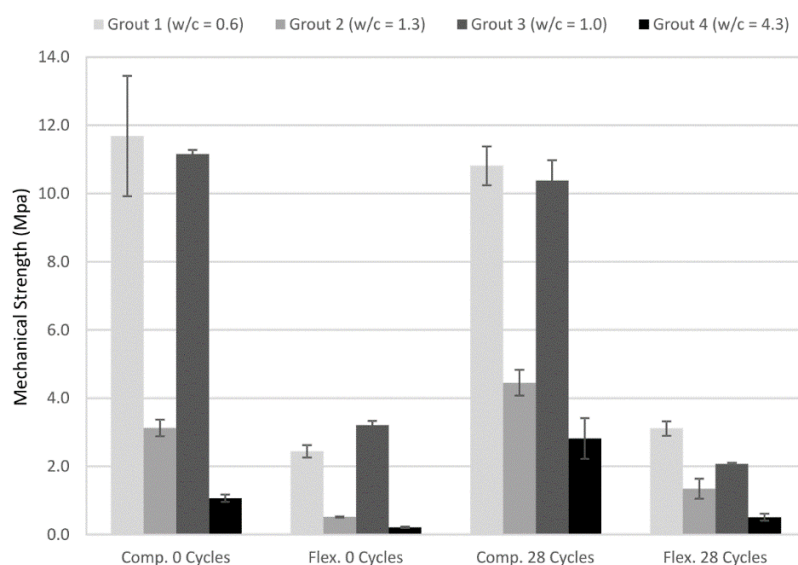


Fig. 7 - Influence of the mixing water on the mechanical strength after 28 heating-cooling cycles.

As shown in Figure 7, both compressive and flexural strengths decrease as the water/solid ratio increases, as might be expected. The water/cement (w/c) ratio is especially important when the mechanical performance is concerned. Actually, the two highest values for compressive strength were obtained for the grouts with the lowest water/cement ratios. As for the results of thermal conductivity, G2 is an exception due to the extensive use of graphite powder. So, even with a high cement content, the low hardened density of the resulting mortar due to the low density of the graphite itself and the high amount of water seem to be the cause of the low values of compressive and flexural strength.

Therefore, the irrelevant mechanical behaviour of all the grouts here tested is clearly associated with the increasing porosity acquired by the mortar as a result of the increasing water/solid ratios used for workability purposes. However, this property is not of great importance for geothermal heat pumps applications, otherwise other cement mortars with better mechanical properties should be used [17,21]. All the same, it is actually a suitable indirect method for measuring the potential rise of internal and external cracks due to thermal loads. In this sense, Figure 7 also shows the values of compressive and flexural strength of the grout samples right after the 28 heating and cooling cycles were finished. As shown in the graph, results are very similar to those at $t=0$, just after the 28 days curing period was concluded and before the durability tests. Note also that grouts with the highest water/solid ratios, they even slightly increased their resistance. However, the deviation was so small that rigorous conclusions cannot be drawn based on the accuracy of the testing machine, mainly used for denser cement mortars or concretes.

Despite small deviations, no significant variation was noticed in the mechanical strength of the mortars as a consequence of the thermal treatment. No cracks able to weaken the structural integrity of the grouting material were generated, and only some very small surface fissures were found by visual inspection that did not cause changes.

A similar diagnosis might be done from the results of the ultrasonic pulse velocity tests (Figure 8). According to the decreasing values of velocity, the water employed for mixing the grout and hence, the associated porosity, is a significant parameter when manufacturing these type of highly workable mortars. On the other hand, the very small variations (3% on average) obtained when comparing the ultrasonic pulse velocities before and after the heating and cooling loads were applied to the specimens (Figure 8) are not significant at all if the accuracy of the testing device is considered.

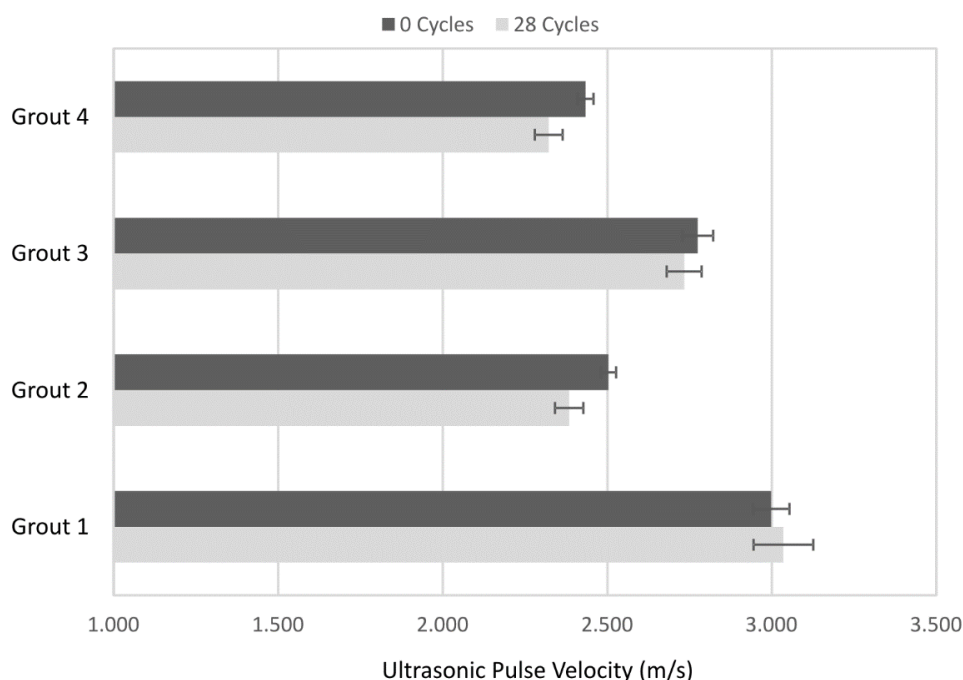


Fig. 8 - Evolution of the ultrasonic pulse velocity of grouts with the thermal treatment time.

Hydraulic conductivity

Finally, the hydraulic conductivity (permeability) of the grout-pipe specimens was measured according to the methodology described above. Results obtained right after the 28 days curing period was concluded are shown in Table 3. As it can be seen, the values of permeability are very low for all the grout-pipe specimens, especially if the use of high water/solid is taken into account. Results are very close (although slightly higher) to those obtained in [22] or are even lower to the hydraulic conductivity values obtained in [13], [16] and [17] for the grout-pipe specimens, even if the existing differences in the methodology followed is considered.

Table 3 – Hydraulic conductivity values of the tested grout-pipe specimens at t=0 cycles.

GROUT-PIPE	GP1	GP2	GP3	GP4	GP5
Hydraulic Conductivity (m/s)	2.5E-10 ±1.2E-10	6.9E-10 ±1.1E-10	2.9E-10 ±8.5E-11	4.8E-10 ±1.6E-10	3.4E-10 ±9.3E-11

At first glance, it seems that there exists a clear relation between the amount of water used for mixing the grouts and their hydraulic conductivity (Figure 9). The cause of this might be, as in previous tests, the increasing accessible porosity of the grouts. However, this cannot

be guaranteed at this point because of two reasons: the very small differences found in the permeability of the four grouts as opposed to the not so high precision of the test; and more importantly, the fact that these tests measure the overall hydraulic conductivity of the grout-pipe specimens, which makes it not possible to neglect the influence of the grout-pipe interface.

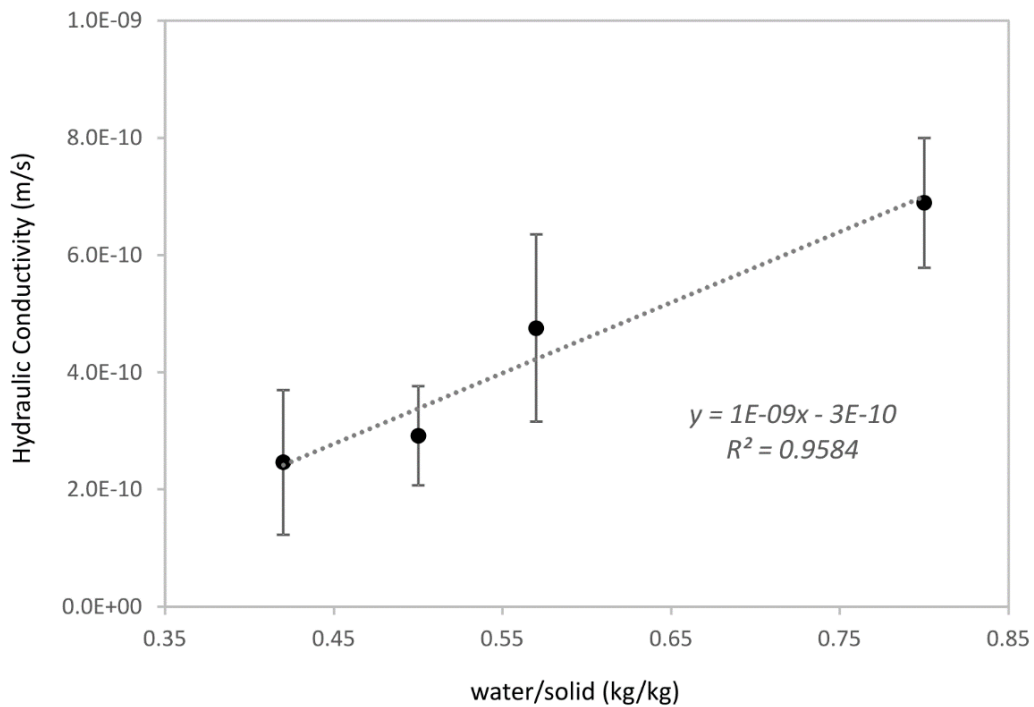


Fig. 9 - Influence of the mixing water on the permeability of the grout-pipe specimens.

As for the treatment to indirectly evaluate the influence of the thermal loads on the grout-pipe bond quality, values of hydraulic conductivity after 7, 14, 21 and 28 cycles are displayed in Figure 10. Overall, there is a certain change in the hydraulic conductivity of the grouts with the cycles that might have happened due to the different expansion and contraction coefficients of the PEAD pipe and the corresponding changes in dimensions at the grout-pipe interface, leading to a decrease in the bond quality [4]. The values obtained at the end of the thermal treatment are indeed higher than expected according to the results prior to the treatment. They are actually significantly higher than those obtained in [13], [16], [17] and [22]. But in spite of this significant increase of the specimens' permeability, they remained of the order of 10^{-7} m/s, which proved that the grout-pipe bond of the specimens was not seriously affected and that they are still suitable for providing the requirements of a geothermal heat pump installation.

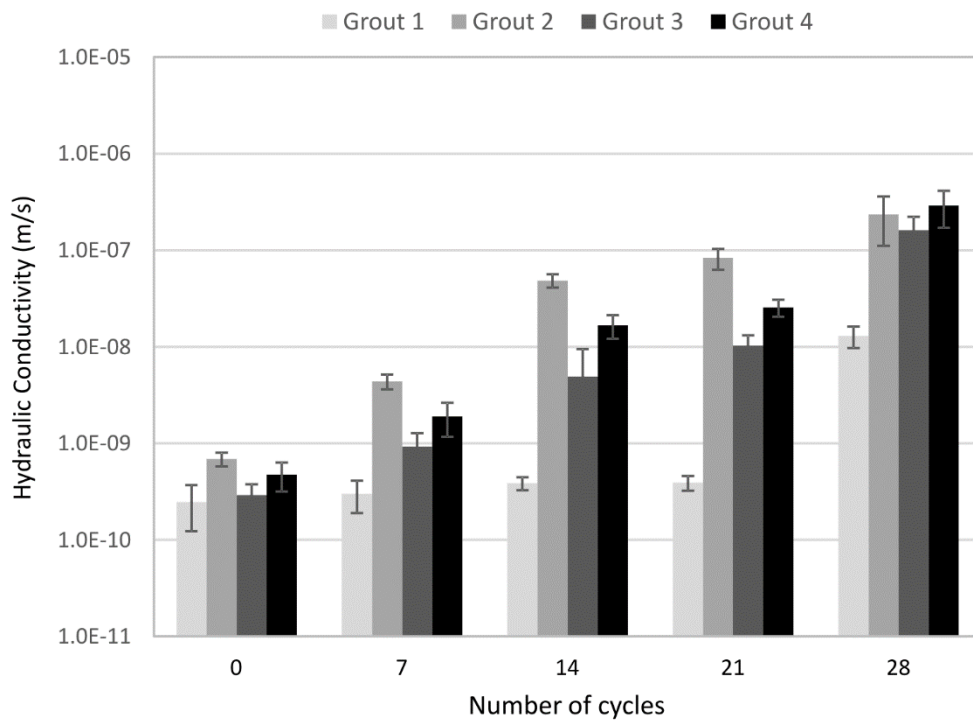


Fig. 10 - Evolution of the hydraulic conductivity of grouts with the thermal treatment time.

On the other hand, specimens GP2, GP3 and GP4 reached similar values of hydraulic conductivity at the end of the treatment, whereas GP1 reached a permeability more than ten times lower. Besides, the fact that the successive values of hydraulic conductivity obtained for GP1 were always lower than for the other, reveals the importance of the water/cement ratio (Figure 7) for the sealing performance.

To make clear whether the increase of permeability was due to the damage in the grouting material itself or to the loss of adherence between grout and pipe, a new permeability test was carried out in agreement with the same procedure but in which the grout-pipe interface of all the specimens was sealed. Results obtained in these tests (Figure 11) clearly show how most of the permeability is recovered, thus meaning that the increase of the hydraulic conductivity mainly comes from the decrease of the bond quality, whereas the rise of important cracks and/or fissures in the material itself affect only to a minor extent. A visual inspection of the specimens (Figure 12) helped to confirm that only surface fissures arose after completing the 28 cycles of the durability treatment.

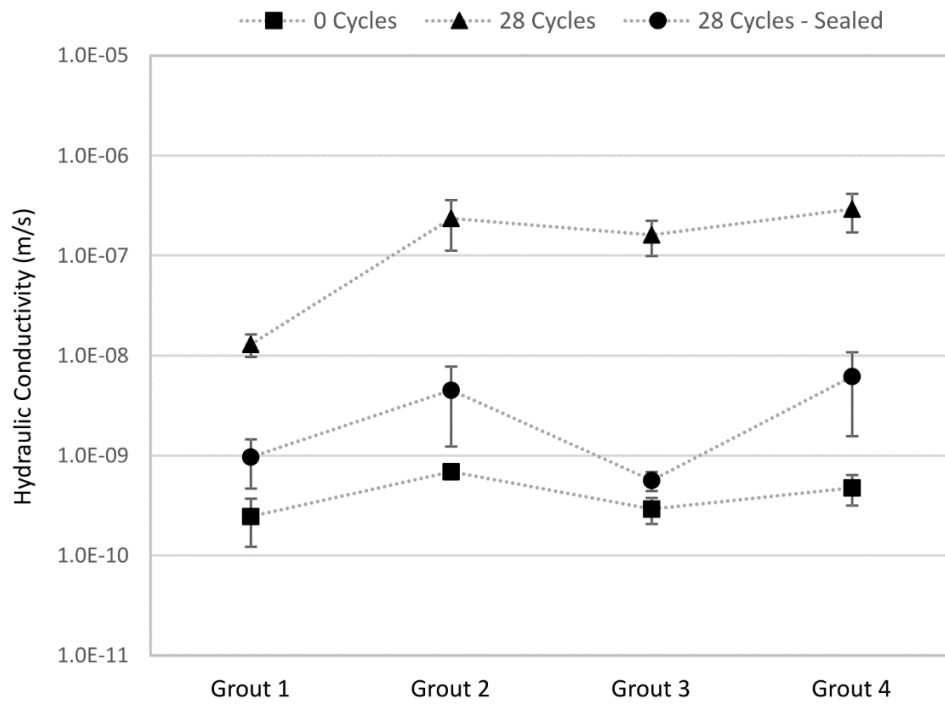


Fig. 11 - Evolution of the permeability with the treatment time when the grout-pipe interface is sealed.



Fig. 12 - View of the grout-pipe specimen after 28 heating-cooling cycles.

4. Conclusions

In this paper, five different highly workable grouting materials, four of which were mainly made up of cement, sand and bentonite, were characterized and subjected to mechanical, thermal and permeability tests before and after completing 28 cycles of thermal treatment in order to verify their suitability as backfilling material in geothermal heat pumps

installations.

As a result of this research, the following conclusions can be drawn:

- There exist a clear relation between the water/solid ratio of the grouts tested and all the parameters measured in this paper. Thus, the overall permeability of the grout-pipe system, the compressive and flexural strength, and the thermal conductivity of the grouting materials are affected, in greater or lesser extent, by the amount of water used for their manufacturing.
- The values of mechanical strength and thermal conductivity measured for all the grouts tested in this paper were low to medium, probably due to the amount of water used for workability purposes. The thermal treatment applied for evaluating their durability resulted in a lack of influence of the heating and cooling loads on the thermal and mechanical performance of the grouting materials, showing the samples no sign of important cracks or fissures after the treatment. This make them valid for ground source heat pump boreholes, especially for those placed in soils with low to medium values of thermal conductivity.
- The permeability obtained for the four different grout-pipe specimens was very low, meaning that proper sealing performance of the material and grout-pipe bond quality were achieved. On the other hand, no definite conclusions could be drawn with respect to the hydraulic conductivity of the grouting materials themselves.
- Although the thermal treatment to which the grout-pipe specimens were subjected led to an evident increase of the measured hydraulic conductivity due to a loss of quality of the grout-pipe bond, the remaining permeability confirms the applicability of the grouts, especially when the hydrogeology shows that a low risk of environmental impact exists because of a potential aquifer connection.

Therefore, in spite of the significant amount of mixing water used for workability purposes, the results of the characterization and durability tests carried out confirm the suitability of the grouts for their use in most of the conventional geothermal heat pump installations.

Acknowledgements

The authors wish to express their gratitude to the *Ministerio de Economía y Competitividad* which funded this study within the *Spanish National Plan for Scientific and Technical Research and Innovation (INNFACTO program)* through the research project IPT-2011-0877-920000. The authors are also grateful to all the organizations and companies participating in this project: *Sacyr Industrial, Universidad Politécnica de Madrid* and *Cype*.

References

- [1] Omer, A.M. Energy and Environment: Applications and Sustainable Development. British Journal of Environment & Climate Change, 2011, 1(4): 118-158.
- [2] Directorate-General for the Environment. European Commission. Attitudes of European citizens towards the environment. Special Eurobarometer 365, 2011.
- [3] Jun, L., Xu, Z., Jun, G. and Jie, Y. Evaluation of heat exchange rate of GHE in geothermal heat pump systems. Renewable Energy, 2009, 34 (12), pp. 2898-2904.
- [4] Allan, M.L. Materials characterization of superplasticized cement-sand grout. Cement and Concrete Research, 2000, 30 (6), pp. 937-942.
- [5] Redmund, C.P. and Lund, J.T. Thermal enhancement of bentonite grouts for vertical GSHP systems. American Society of Mechanical Engineers, Advanced Energy Systems Division, 1993, AES 29, pp. 95-106.
- [6] Allan, M.L. Preliminary study on improvement of cementitious grout thermal conductivity for geothermal heat pump applications. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1996.
- [7] Smith, M.D.; Perry, R.L. Borehole grouting: Field studies and thermal performance testing. ASHRAE Transactions. 1999, 105, 451-457.
- [8] Lee, C., Lee, K., Choi, H. and Choi, H.-P. Characteristics of thermally-enhanced bentonite grouts for geothermal heat exchanger in South Korea. Science China Technological Sciences, 2010, 53 (1), pp. 123-128.
- [9] Delaleux, F., Py, X., Olives, R. and Dominguez, A. Enhancement of geothermal borehole heat exchangers performances by improvement of bentonite grouts conductivity. Applied Thermal Engineering, 2012, 33-34 (1), pp. 92-99.
- [10] Erol, S. and François, B. Thermal, hydraulic and mechanical performances of enhanced grouting materials for borehole heat exchanger. Coupled Phenomena in Environmental Geotechnics - Proceedings of the International Symposium, ISSMGE TC 215, 2013, pp. 491-499.
- [11] Erol, S. and François, B. Efficiency of various grouting materials for borehole heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 2014, 70 (1), pp. 788-799.
- [12] Allan, M.L. Thermal conductivity of cementitious grouts for geothermal heat pumps.

Progress Report FY 1997. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1997.

[13] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Thermally conductive cementitious grouts for geothermal heat pumps. Progress Report FY 1998. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1998.

[14] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Properties and performance of cement-based grouts for geothermal heat pump applications. Final Report FY 1999. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1999.

[15] Allan, M.L. and Kavanaugh, S.P. Thermal conductivity of cementitious grouts and impact on heat exchanger length design for ground source heat pumps. HVAC&R Research, 1999, 5 (2), pp. 87-98.

[16] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Ground water protection issues with geothermal heat pumps. Geothermal Resources Council Transactions, 1999, 23, pp. 101-105.

[17] Allan, M.L. Materials characterization of superplasticized cement-sand grout. Cement and Concrete Research, 2000, 30 (6), pp. 937-942.

[18] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Performance characteristics and modelling of cementitious grouts for geothermal heat pumps. Proceedings World Geothermal Congress 2000, Kyushu - Tohoku, Japan.

[19] Philippacopoulos, A.J. and Berndt, M.L. Influence of debonding in ground heat exchangers used with geothermal heat pumps. Geothermics, 2001, 30 (5), pp. 527-545.

[20] Berndt, M.L. Strength and permeability of steel fibre reinforced grouts. Construction and building materials, 2010, 24 (9), pp. 1768-1772.

[21] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D. and Del Coz-Díaz, J.J. Study of different grouting materials used in vertical geothermal closed-loop heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 2013, 50 (1), pp. 159-167.

[22] Park, M., Min, S., Lim, J., Choi, J.M. and Choi, H. Applicability of cement-based grout for ground heat exchanger considering heating-cooling cycles. Science China Technological Sciences, 2011, 54 (7), pp. 1661-1667.

[23] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Calzada-Pérez, M.A. and Castro-Fresno, D. Freeze-thaw durability of cement-based geothermal grouting materials. Construction and building materials, 2014, 55 (1), pp. 390-397.

[24] UNE-EN 1015-6. Methods of tests for mortar for masonry. Part 6: Determination of bulk density of fresh mortar. 1999.

[25] UNE-EN 1015-10:2000/A1. Methods of tests for mortar for masonry. Part 10: Determination of dry bulk density of hardened mortar. 2007.

[26] ASTM D6910/D6910M – 09. Standard Test Method for Marsh Funnel Viscosity of Clay Construction Slurries. 2009.

[27] ASTM C940-10a. Standard Test Method for Expansion and Bleeding of Freshly Mixed Grouts for Preplaced-Aggregate Concrete in the Laboratory. 2010.

[28] UNE-EN 1015-11:2000/A1. Methods of test for mortar for masonry - Part 11: Determination of flexural and compressive strength of hardened mortar. 2007.

Author's Post-Print

2.2. ARTICULO N°2



Construction and Building Materials
Volume 162, 20 February 2018, Pages 732-739



Durability of geothermal grouting materials considering extreme loads

I. Indacoechea-Vega ^a, P. Pascual-Muñoz ^a, D. Castro-Fresno ^a, D. Zamora-Barraza ^b

Título	Durability of geothermal grouting materials considering extreme loads	
Autores	Irune Indacoechea Vega	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	Pablo Pascual Muñoz	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	Daniel Castro Fresno	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	David Zamora Barraza	School of Construction Engineering, Universidad Católica del Maule, Talca, Chile
Revista	Construction and Building Materials Editorial: Elsevier SCI LTD	
	Volumen	162
	Páginas	732-739
	DOI	10.1016/j.conbuildmat.2017.12.072.
	Fecha de aceptación	09 de diciembre de 2017
	Fecha de publicación online	15 de diciembre de 2017
Indicadores de Calidad	Factor de impacto JCR (2018)	4.046
	Categoría y posición (2018)	Tecnología de la construcción y la edificación (9/63) → Q1
		Ingeniería Civil (9/132) → Q1 (D1)

Author's post-print: I. Indacoechea-Vega, P. Pascual-Muñoz, D. Castro-Fresno, D. Zamora-Barraza. "Durability of geothermal grouting materials considering extreme loads". *Construction and Building Materials* 126 (2018), 732–739. ISSN: 0950-0618. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.12.072.

Durability of geothermal grouting materials considering extreme loads

I. Indacoechea-Vega^{a*}, P. Pascual-Muñoz^b, D. Castro-Fresno^c, D. Zamora-Barraza^d

^a GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain.

Email: indacoecheai@unican.es - Tel: (+34) 942 20 39 43; Fax: (+34) 942 20 17 03

^b GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: pascualmp@unican.es

^c GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: castrod@unican.es

^d School of Construction Engineering, Universidad Católica del Maule, Talca, Chile. Email: dzamora@ucm.cl

Abstract

The concern about the massive use of the non-renewable and very limited fossil fuels together with the well-known effects of the global warming makes it more necessary the efficient use of the current forms of renewable energy generation. Because of the crucial role played by the grouting materials in the Ground Source Heat Pumps (GSHP), a proper selection of these elements should be made based on a deep knowledge of their performance. In this paper, thermal conductivity, mechanical strength and grout-pipe permeability of four different highly workable grouts have been tested before and after they were subjected to wet-dry and freeze-thaw durability treatments. Results obtained demonstrated the harmful effects of using a large amount of mixing water in grouts subjected to those extreme loads. However, the use of these type of grouts with very good workability is still possible in GSHP installations with balanced thermal designs provided that regular operational and environment conditions are considered.

Keywords: ground source heat pump, grouting material, thermal conductivity, mechanical performance, permeability, durability.

1. Introduction

Around 40% of the worldwide energy is consumed to provide buildings with lighting, heating or cooling [1]. Today, many of the systems used to supply all these services are not as efficient as would be desired and cause the emission of greenhouse gases (GHGs) into the atmosphere. However, the environmental consciousness and awareness of the actual

impact is growing in the last few years. The shallow geothermal energy systems or ground source heat pumps (GSHP) are becoming more and more popular as one of the most efficient forms of renewable energy. Through these systems, the heat is exchanged with the ground by means of a pumped water/glycol fluid that flows through a buried pipe. Between the pipe and the ground, a grouting material is needed that provides the borehole with essential properties. In summer time, the sensible heat from the water/glycol fluid is transferred by convection and conduction through the pipe wall (radiation can be neglected) and then by conduction through the grout until the grout/ground interface, from which the heat is transferred to the ground mostly by conduction. When pipe-grout and grout-ground contacts are not good enough, the convection process in these interfaces becomes more important. In winter time, the heat moves in the opposite direction by means of the same heat exchange mechanisms. From the environmental point of view the proper sealing provided by the grout would act as a hydraulic barrier along the borehole to avoid cross-contamination of different aquifers and transport of surface contaminants to aquifers. Furthermore, a high pipe-ground heat exchange rate would result in a decrease of the borehole length and hence, in the reduction of the installation costs and the return of investment period. Finally, an appropriate mechanical performance of the grouting material would provide the required stability of the borehole against ground loads, temperature fluctuations or harmful debonding problems [2]. Still, when it comes to the construction stage of the GSHP installation, highly flowable grouts are preferred to the detriment of materials fulfilling all those properties. This is because of the higher workability, which makes the pumping operation easier. Something similar happens with other applications, where grouts are required to have very good flow properties [3] along with other characteristics.

Bentonite is a well-known material widely used by drilling and geothermal energy related companies. Workability and low permeability are main advantages of this material, whereas low thermal conductivity and volumetric instability are probably the main drawbacks. Most of the authors deal with the thermal conductivity of bentonite-based grouts and mortars and the way this property can be enhanced by adding silica sand [4] or different forms of graphite [5,6,7]. The addition of these fillers resulted in higher conductivities of the tested grouts. As for cementitious grouts, the influence on their effective thermal conductivity was studied when silica sands [2,8,9,10,11], steel sands, steel grits or steel fibres [8] and steel slags [12] were used in different gradations. In all these cases, higher conductivities were obtained as compared to neat cement grouts, whereas potential borehole length reductions

of 22-37% were estimated for a grout with a thermal conductivity three times higher instead of the neat cement [9,13].

Different cement-based grouts were also subjected to tests that determined their hydraulic and mechanical behaviour. More specifically, infiltration tests and mechanical push out tests were developed in order to evaluate the sealing performance of the grouts and the bond quality at the grout-pipe interface [2,14,15,16]. Results from the tests showed the very low permeability of both the neat cement and cement-sand grouts themselves. However, the permeability increased when the same test was applied to grout-pipe specimens, probably due to the presence of pathways at the interface. On the other hand, a superior sealing quality was obtained for the cement-sand grout as compared to the neat cement grouts, what agrees with the higher mechanical bond strength measured for cement sand-grouts.

Durability is an indispensable requisite for grouting materials that might suffer from freeze-thaw and wet-dry loads during their lifetime. Freeze-thaw cycles are likely to occur when GSHP systems are not properly balanced and the winter heating loads are much larger than the summer cooling loads. As for the wet-dry cycles, they play a key role when the GSHP installations are located in areas with variable water tables. A severe damage due to any of these events could eventually result in an increase of the borehole thermal resistance and therefore, a decrease of the GSHP thermal performance. Likewise, this damage could also impact the environment.

According to [14,15], the hydraulic conductivity of cement-sand grout/pipe specimens slightly increased as a result of applying wet-dry loads, whereas neat cement specimens critically cracked after the treatment. In this sense, the addition of steel fibres to cement-based grouts was shown to improve the cracking resistance of the material and mitigate the increase of permeability that wet-dry cycles involve [17]. As for the effect of freeze-thaw cycles, Erol and François [18] evaluated the influence of the permeability of silica-sand and calcite based grouts on their cracking resistance due to the thermal stress induced by freezing loads. Also, the effect of freeze-thaw cycles on the mechanical and thermal performance of cement-sand grout/pipe specimens was negligible as reported in [19]. Finally, the compressive strength of cementitious grout/pipe specimens exhibited certain decrease when $-5^{\circ}\text{C}/50^{\circ}\text{C}$ cycles were applied [20].

In order to narrow the gap and consolidate the knowledge on this issue, the durability of four different grouting materials with high water/solid ratios for workability (pumping)

purposes has been evaluated in this paper as a continuation of the research published in a previous one [21]. Thus, the suitability of these grouts has been discussed based on their thermal, mechanical and hydraulic behaviour both before and after extreme conditions in the form of wet-dry and freeze-thaw loads were applied.

2. Materials and methods

Along the research that made possible this paper, four different grouts consisting of Type I Portland cement, bentonite clay, silica sand and graphite flakes were considered as typical in the construction of GSHP installations. Proportions (by weight) of the solid fraction of the grouts are presented in Figure 1 whereas the composition including the mixing water as well as the corresponding water/solid (w/s) and water/cement (w/c) ratios are shown in Table 1. As can be seen in Figure 1, the grouts here analyzed have decreasing and increasing contents of cement and bentonite, respectively. As for the sand and graphite, grouts G1, G2 and G3 keep a similar global amount of these components (25%), although G1 consists of sand only whereas in G2 and G3 both components exist that are distributed in the opposite way. While in G3 the use of bentonite is aimed to improve the plastic properties of the grout, the high content of the clay in G4 comes from the need of keeping the sand in suspension to avoid sedimentation.

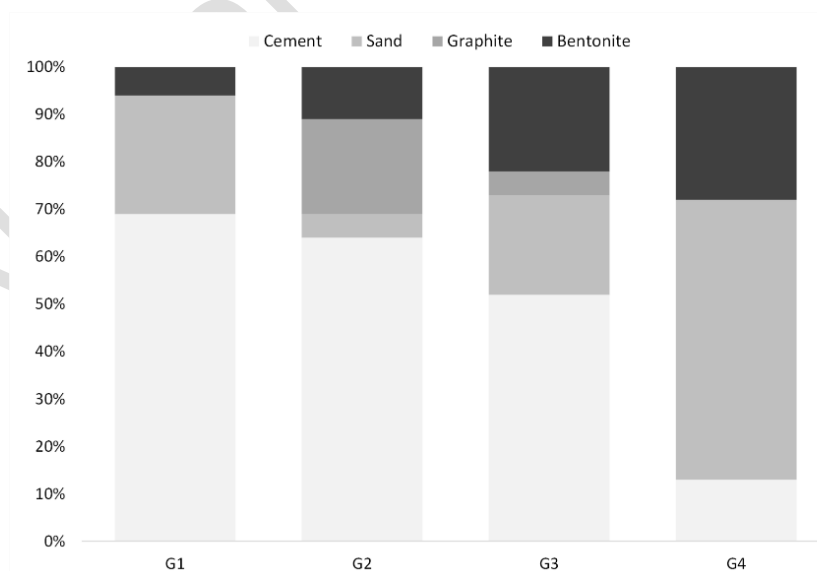


Figure 1. Proportions (by weight) of the solid fraction of the grouts considered for study.

According to this composition, the behavior of G1 was expected to be influenced by the higher amount of cement and the moderate (in this context) w/c and w/s ratios. Based on the cement content and the still moderate (when compared to G2) w/s ratio of G3, a

comparable behaviour before the durability treatment should be expected from this grout despite the higher use of bentonite. As for G2, results should be clearly influenced by the much higher amount of mixing water used, which is linked to the extensive use of graphite as enhancing additive. Finally, the particular composition of G4, with a very high s/c ratio and an extensive use of bentonite, should make a difference as compared to the other grouts.

For the characterization of the grouts at laboratory level, typical tests were performed according to EN and ASTM standards: fresh and hardened density, water-accessible porosity, bleeding and Marsh Funnel (MF) viscosity. Results were as expected [21] and therefore, all the grouts were considered suitable for the durability assessment.

Table 1. Composition (by weight) of the grouting materials including mixing water

GROUT	Cement (%)	Bentonite (%)	Sand (%)	Graphite (%)	Water (%)	w/s (kg/kg)	w/c (kg/kg)
G1	49	4	18	0	29	0.4	0.6
G2	36	6	3	11	44	0.8	1.3
G3	35	15	14	3	33	0.5	1.0
G4	8	18	38	0	36	0.6	4.3

For the preparation of the different grout specimens, a 750 W mortar mixer with variable speed was used. The power of this mixer was assumed high enough based on the fluid consistency of the grouts. Fresh grouts were cured for 48 hours under laboratory conditions. Following, molds were removed and the specimens were immersed in water at 20 °C for 28 curing days. Finally, mechanical, thermal and hydraulic-infiltration tests were carried out on the grout specimens before and after they were subjected to repeated freeze-thaw and wet-dry cycles. One tailor-made and two standard types of specimens were used to comply with the requirements of the different laboratory tests [21]: thin solid cylinders for the thermal conductivity tests; hollowed cylinders with one embedded PEAD pipe for the hydraulic tests; and a rectangular prism for the mechanical strength tests. Specific easy to cut and handle PVC molds were arranged for the first two types of specimens while standard metal molds were used for the third one.

Grout were exposed to 28 freeze-thaw cycles and up to 14 wet-dry cycles, lasting 24 hours and 9 days per cycle, respectively. For the first 8 hours of each freeze-thaw cycle, specimens were placed in a freezer at a temperature of -10°C, while for the last 16 hours they were placed in a water tank at ambient temperature (+20°C). As for the wet-dry cycles, specimens were placed in a water tank at ambient temperature (+20°C) for 7 days and then

introduced in a drying oven at 40°C for the following 2 days. Four different tests were carried out on the grouting materials before and after the extreme loads were applied. Thermal conductivity values in accordance with the ASTM 5334-08 standard were obtained after 0, 7, 14, 21 and 28 freeze-thaw cycles and after 0, 7 and 14 wet-dry cycles. Three measurements were taken with the TP02 probe of the Hukseflux TPSYS02 system from each of the three specimens used per type of material and load applied. This Non-Steady-State Probe (NSSP) method, also known as transient line source, with conductivity and temperature ranges of 0.1 to 6 W/mK and -55 to 180 °C, respectively, complies with the standard followed. As for the mechanical tests, values of compressive and flexural strength of the hardened grouts were measured (EN 1015-11) at 0 and 14 wet-dry cycles and at 0 and 28 freeze-thaw cycles, although the fact that the specimens became seriously cracked during this period also influenced the final number of cycles. Flexural and compressive strengths were determined as the mean values of the three and six specimens tested, respectively. Likewise, ultrasonic pulse velocity through the grouts was measured with a CSI Concrete Tester CCT-4 in order to monitor existing manufacturing defects or the rise of cracks after the durability treatment. To calculate it, the length of the specimens was divided by the time taken by the pulse to get through them, which was measured before and after the application of 14 wet-dry cycles and 28 freeze-thaw cycles.

The loss of grout-pipe bond quality was evaluated as related to the hydraulic conductivity of the grout-pipe system, which was measured at 0, 7, 14, 21 and 28 freeze-thaw cycles and at 0, 1 and 7 wet-dry cycles. An increasing permeability of the grout-pipe system as a result of the cycles applied would be linked to the raise of cracks or defects within the grout-pipe interface, which might lead to issues such as the decrease of the GSHP efficiency or cross-contamination of aquifers. To calculate the hydraulic conductivity of the grout-pipe specimens, variable head permeability tests were performed by means of a basic tailor-made device with a pipe on top that made possible to supply a water column to the specimen [21]. The water would be restricted to either passing through the grout itself or the grout-pipe interface. The value of hydraulic conductivity was determined according to the expression in [21] and is based on the time taken by the water to drop a certain length of pipe. Three specimens per type of grout and durability treatment were tested.

3. Results and Discussion

3.1. Thermal conductivity

Results of thermal conductivity of the grouts before and right after they were exposed to 14 wet-dry and 28 freeze-thaw cycles, are displayed in Figures 2 and 3 for comparison purposes. As it can be seen, values of thermal conductivity before the application of the extreme loads are lower than expected if the use of conductive fillers such as silica sand or graphite is considered [2,5,7]. This is because of the synergistic effect of the excess of mixing water and the increasing use of bentonite. Thus, along with the very well-known poor thermal properties of the bentonite, the high w/s ratios normally used in common grouts for workability purposes would eventually result in higher porosities and hence, in lower thermal conductivities [8,18]. As for the evolution of this parameter with time when extreme loads are applied, Figures 2 and 3 shows how the thermal conductivity of the grouts seems not to be much influenced by the application of wet-dry and freeze-thaw loads, respectively, and only the high amount of mixing water in G2 seems to affect, but to a minor extent.

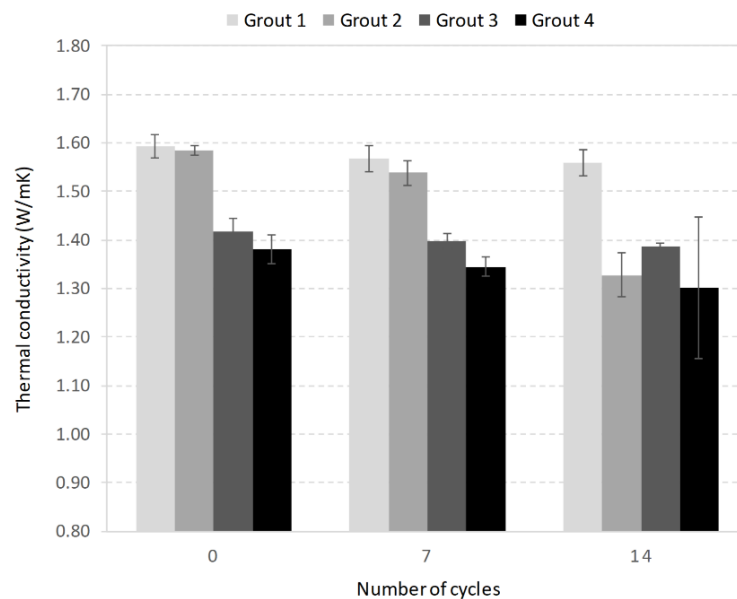


Figure 2. Evolution of the thermal conductivity of grouts when exposed to wet-dry cycles.

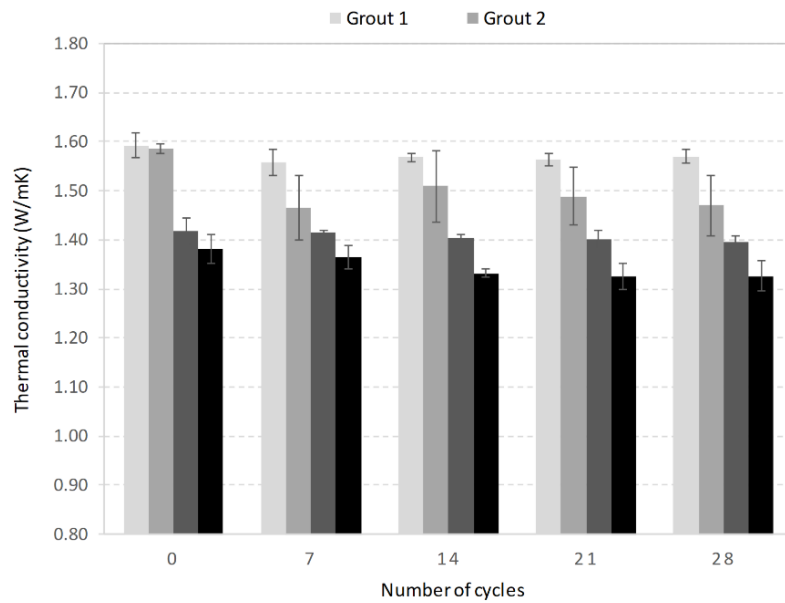


Figure 3. Evolution of the thermal conductivity of grouts when exposed to freeze-thaw cycles.

Thus, although the specimens of some grouts actually suffered from some damage (Figure 4), especially after being subjected to freeze-thaw cycles, the use of casings helped to prevent their critical deterioration whereas the presence of remaining water in between the cracks partially restrained the expected thermal performance decay. Note that the use of casings does not mean significant alteration in the analysis of results because the grout is naturally confined by the ground in GSHP installations. In this sense, Figure 5 shows what the relation between the w/s ratio and the resulting decrease of the thermal conductivity after the two durability cycles is like. It can be seen that for low w/s ratios the retained conductivity is close to 100% no matter the durability process considered, and only when the ratio increases the percentage of retained conductivity starts to drop and the differences between the trends of both curves come up. The equations of the fitted curve are only illustrative, as a higher number or w/s ratios should have been tested in order to properly validate them.

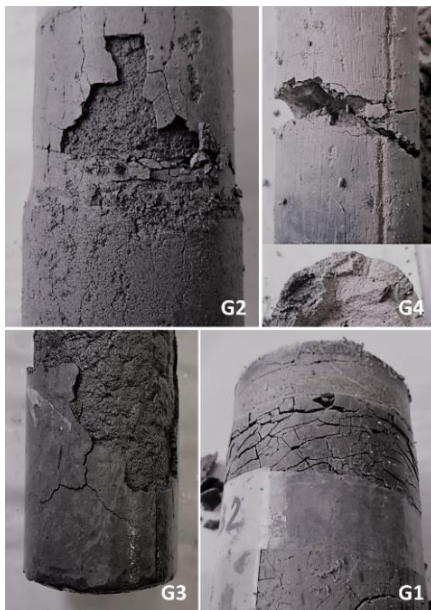


Figure 4. Damage in specimens after 14 wet-dry cycles (G2) and 28 freeze-thaw cycles.

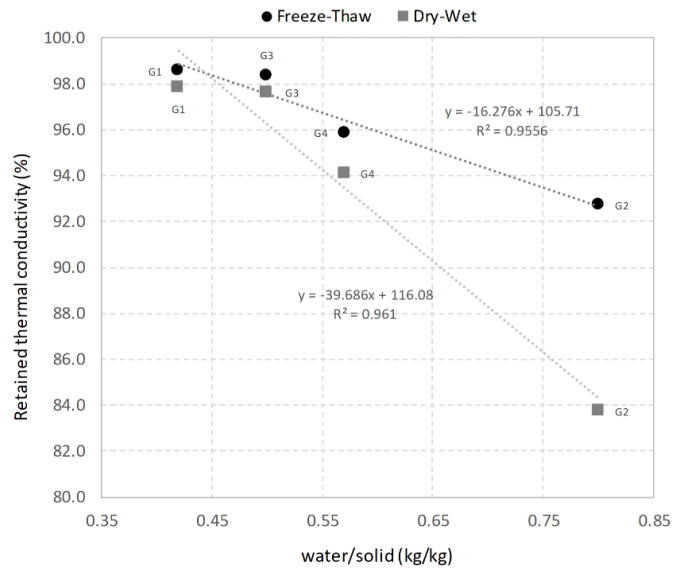


Figure 5. Influence of the w/s ratio on the decrease of the thermal conductivity after the durability treatments.

3.2. Mechanical performance

Results of the tests done to the specimens after the 28 days curing period are shown in Figure 6. As expected, low values of compressive and flexural strengths were obtained.

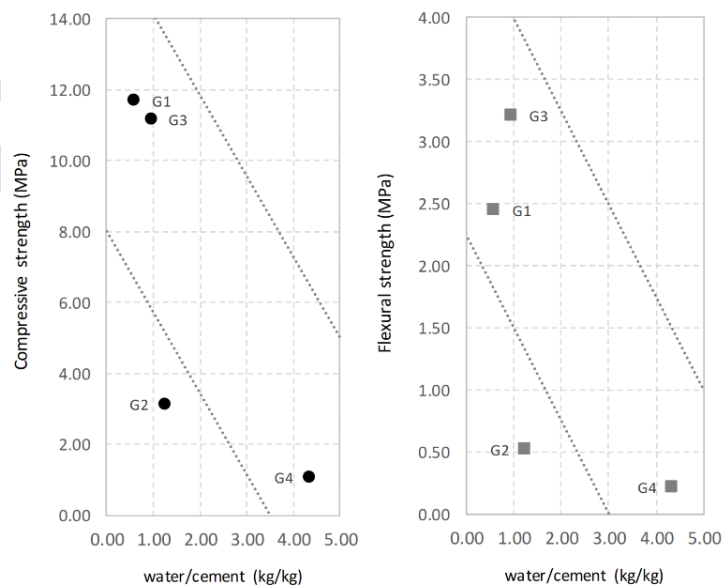


Figure 6. Compressive and flexural strengths of grouts as a function of their w/c ratios.

Values of compressive strength ranging between 1.1 and 11.7 MPa have been obtained in this research, whereas values of up to 36 MPa were reached by more conventional mortars

with less remarkable flow properties [17]. Also, the w/c ratio used for the design of the grouting materials is very relevant when their mechanical performance is concerned. In this sense, the higher values of mechanical resistance of grouts with lower w/c ratios as well as the tendency of this parameter to decrease with increasing w/c ratios are illustrated in Figure 6, which is in accordance with the literature [20,22]. The deviation of G2 from the expected tendency is probably due to the much higher amount of mixing water used, which is on account of the great amount of graphite added to this admixture. The low quantity of sand should also affect. All in all, although certain mechanical capacity is always required to guarantee the stability of the borehole against ground loads, the structural role is not between the requisites of these geothermal grouting materials, which makes all of them suitable for being used in most GSHP applications.

Regarding the durability of the grouts, the results of the tests performed after the wet-dry cycles (Figure 7) clearly state that there is hardly any harmful influence of this specific treatment on their mechanical performance. The non-saturation of the specimens during the time they were submerged might have had an influence on this lack of mechanical deterioration. Therefore, although some differences can be observed such as the little increase in the resistance of grouts with higher w/c and w/s ratios or the lack of substantial change of grouts with more moderate ratios, this has been assumed to be due to the uncertainty of the testing procedure or the intrinsic behaviour of the materials.

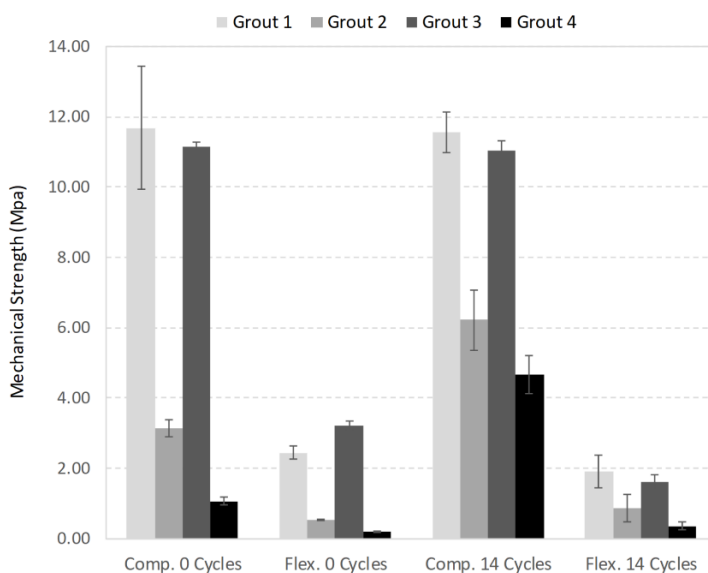


Figure 7. Evolution of the mechanical strength of grouts when exposed to wet-dry cycles.

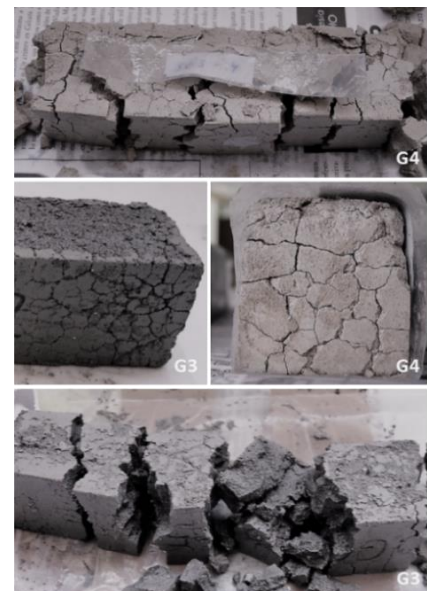


Figure 8. Critical damage in specimens for mechanical testing after 7 freeze-thaw cycles.

On the other hand, no conclusive results were obtained from the freeze-thaw treatment due to the freezing-induced stress that resulted in the formation of fatal cracks on the specimens only after the first 5 to 7 cycles (Figure 8).

Testing was impossible and their freeze-thaw strength was thus considered negligible, as it was with the simpler neat cement grouts tested in [19], whereas other more conventional mortars are not so critically affected [14,20] by this treatment. Accordingly, the use of water in excess for workability purposes turned out to be extremely harmful for the durability of the grouts here considered. Therefore, their use should be carefully considered in GSHP systems with unbalanced thermal designs or very demanding operational conditions in winter time. In general, not only the decrease of the stability of the borehole should be taken into account (this matters, but in a lesser extent), but also the rise of less critical cracks that would eventually lead to increasing borehole thermal resistance or environmental impacts.

A similar analysis can be done based on the results of the ultrasonic pulse velocity tests (Figure 9). The very small variations obtained (under 7%) do not allow to infer a noticeable change in the internal structure of the grout specimens after being exposed to 14 wet-dry cycles, especially if the accuracy of the testing equipment is considered.

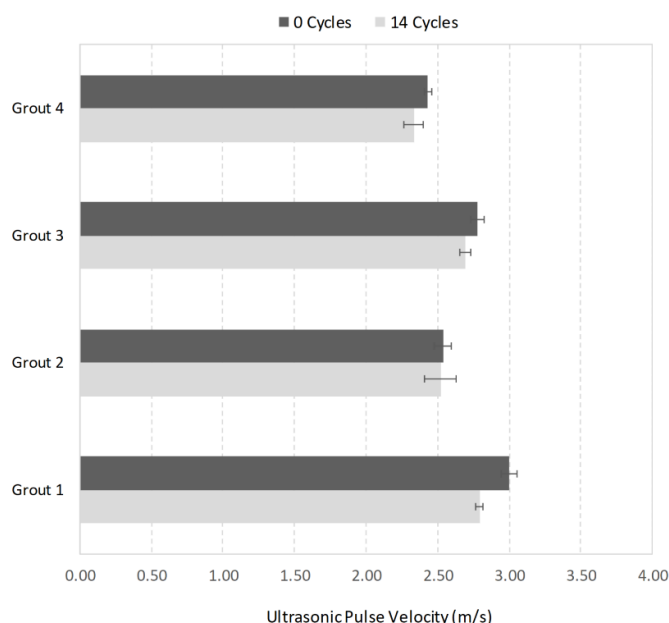


Figure 9. Variation of the ultrasonic pulse velocity through the grouts before and after the wet-dry treatment.

3.3. Grout-pipe permeability

A study was also done about the hydraulic conductivity or permeability of the grout-pipe

system before and after the durability treatments. Based on the magnitude of the data collected during the tests and the variations occurred, logarithmic axis have been used in the following graphs for the proper analysis of those results. The bar chart in Figure 10 shows the evolution of this parameter when the wet-dry cycles are applied.

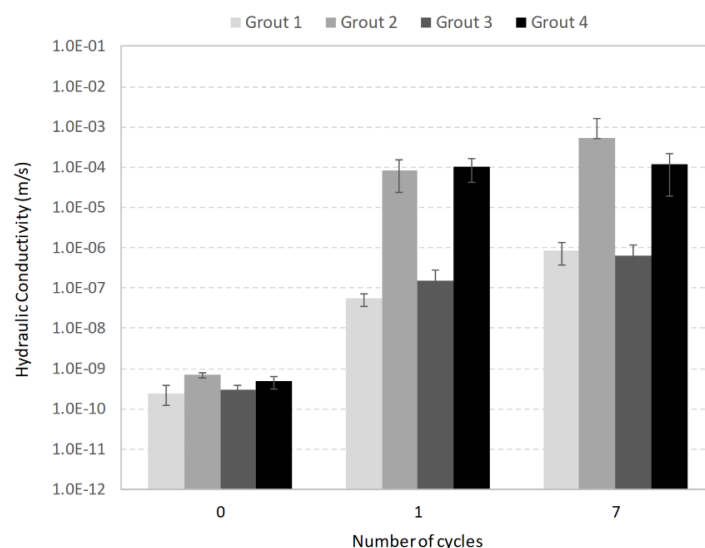


Figure 10. Evolution of the hydraulic conductivity of the grout-pipe system when exposed to wet-dry cycles.

This chart shows that the permeability of all the grout-pipe specimens right after the 28 days curing period is very low no matter their composition or the amount of water used for their manufacturing. The results are close or even slightly lower to those measured in [2,20], which means that a suitable sealing capacity was here achieved in spite of the different methodological approach proposed by those researchers.

Regarding the results of durability, the values of hydraulic conductivity obtained at the end of the treatment showed an important increase of the permeability of all the grout-pipe specimens, significantly higher than in other representative research projects [14]. This is especially critical for the grouts G2 and G4, with much higher w/s ratios, where the hydraulic conductivity drop is on the order of 10^5 (Figure 11). The shear stress originated in the grouts because of the higher thermal expansion coefficient of the PEAD pipe, might have caused this serious loss of grout-pipe bond quality as well as the rise of cracks. As for the other grouts, the drop is not so severe, with remaining conductivities on the order of 10^7 .

On the other hand, considering the close values of permeability achieved by G1 and G3 after the treatment, the extra amount of bentonite in G3 seems to have had hardly any effect or otherwise the treatment might not have been so demanding as to make this component

critical. Based on the fact that most of this drop occurred during the first cycle, after which the values of permeability suffered very little change, and considering also the extreme loads applied (including a 2-days stay in oven at 40 °C) these grouts would potentially fulfill the requirements of a conventional GSHP installation.

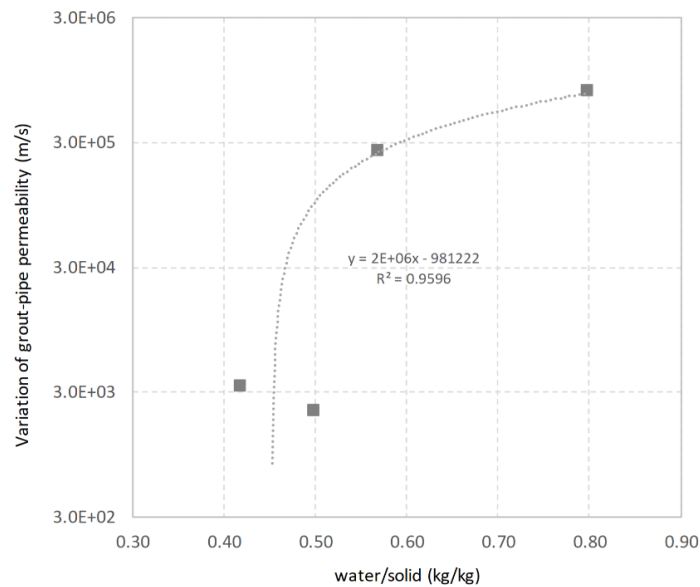


Figure 11. Influence of the mixing water on the permeability of the grout-pipe specimens after the wet-dry cycles.

In Figure 12, the grout-pipe permeability of the different specimens has been represented as a function of the initial mechanical resistance of the materials. As can be seen from the graph, an accurate correlation exists between both parameters, just like happened (in a lesser extent) when these grout-pipe specimens were subjected to heating-cooling cycles in a previous stage of the research [21]. Thus, even though the shear strength has not been determined, this graph actually illustrates how the materials with higher compressive and flexural strength seems to better withstand the stress created as a result of the different expansion coefficient of pipes and grouts.

Finally, the evolution of the hydraulic conductivity of the grout-pipe system when exposed to freeze-thaw cycles is shown Figure 13. Just like it was done in previous treatments, the number of cycles applied depended on the level of deterioration reached by the materials tested. In this case, as for the wet-dry cycles, the treatment finished when most of the grout-pipe specimens reached a critical condition in terms of permeability. According to this chart, at the time of finishing the freeze-thaw treatment, the variation on average of the permeability of the grout-pipe specimens was rather higher than for the former treatment. This is because unlike with the wet-dry loads, from which only those grouts with highest w/s

and w/c ratios suffered severe damage, all the grouts after the freeze-thaw treatment have reached a critical situation in terms of sealing capacity no matter the amount of mixing water used. Regarding grouts G1 and G3, at the end of the durability treatment a difference of one order of magnitude existed between them. The flexible sealing properties provided by the extra content of bentonite in G3 might have helped to overcome the problems that rigid grouts as G1 can face in terms of the different thermal expansion coefficients of grout and pipe.

The damage suffered by these four grouts, whose workability was sought by means of using a high excess of mixing water, contrasts with the lack of significant impact of the freeze-thaw treatments in other authors' research [14,20], where more conventional w/c ratios were used. Considering their important goal as a barrier against contamination of aquifers, the use of grouts whose grout-pipe bond quality is clearly affected by extreme loads, should be restricted to GSHP installations with moderate potential environmental risks.

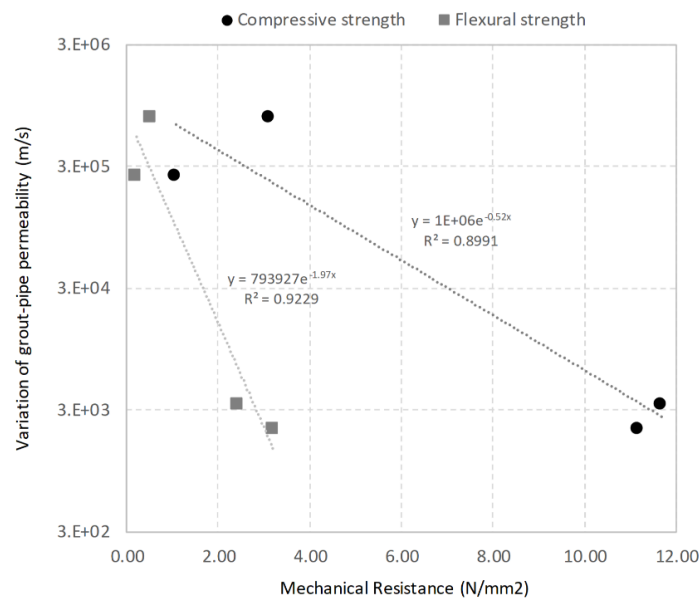


Figure 12. Variation of the grout-pipe permeability versus initial mechanical resistance of the grouts.

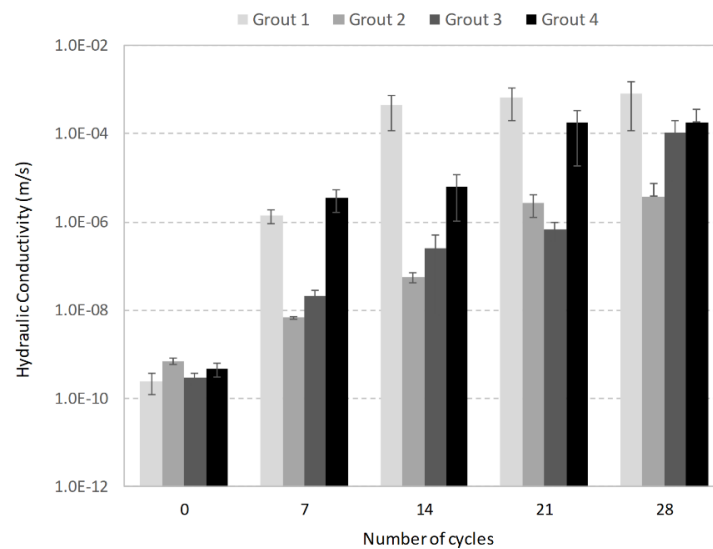


Figure 13. Evolution of the hydraulic conductivity of the grout-pipe system when exposed to freeze-thaw cycles.

4. Conclusions

In this paper, four types of grouting materials with improved workability by means of using an excess of water for their design have been characterized before and after being subjected to a double durability treatment based on the application of extreme wet-dry and freeze-thaw cyclic loads. The following conclusions can be remarked as a result of the analysis previously done:

- The values of thermal conductivity, mechanical performance (compressive and flexural strength) and sealing capacity of the grouting materials after the 28 days curing period, are influenced by the amount of mixing water used. Thus, these parameters decrease as the w/s (and w/c) ratio of the four grouts increases. The increasing use of bentonite would have also contributed to the low-medium values of conductivity.
- The thermal conductivity of the grouting materials with low w/s ratios is poorly affected by both durability treatments, whereas for the highest ratios the loss of thermal conductivity starts to raise as well as the differences between wet-dry and freeze-thaw treatments. Nevertheless, the variations measured were always lower than 16%, which eventually make the grouts suitable in terms of thermal performance for GSHP systems with average operational requirements.
- The limited differences existing in terms of the mechanical performance of the grouting materials before and after being subjected to wet-dry cycles might not be

related to the durability treatment but to the uncertainty of the testing procedure. On the contrary, the compressive and flexural strength of these grouts against freeze-thaw cycles have been considered negligible according to the critical stress-induced cracks appeared within the specimens.

- The increase of the hydraulic conductivity suffered by the grout-pipe specimens when subjected to wet-dry cycles, seems to be dependent (on a certain extent) on the amount of mixing water used for the manufacturing of the grouting materials and hence, on their mechanical performance after the 28 days curing period. Thus, grout-pipe specimens with lower w/s ratios were able to keep a suitable sealing capacity, whereas the remaining materials, with highest w/s and w/c ratios, suffered a critical increase of the grout-pipe permeability.
- In the context of this research and based on the fact that both durability treatments were applied until critical degradation of some of the grouts involved, the freeze-thaw treatment has resulted to be the most harmful in terms of the integrity of the type of grouts here studied. On the other hand, the drying process has resulted to be more unfavorable for the thermal performance of the GSHP installations.

Therefore, as a general conclusion, grouts with high amount of mixing water for workability purposes can be used in GSHP systems as long as the water/solid ratio is within a certain limit and regular operational requirements and environmental conditions are considered.

Acknowledgements

The authors wish to express their gratitude to the *Ministry of Economy and Competitiveness* which funded this study within the *Spanish National Plan for Scientific and Technical Research and Innovation (INNFACTO program)* through the research project IPT-2011-0877-920000. The authors are also grateful to all the organizations and companies participating in this project: *Sacyr Industrial, Universidad Politécnica de Madrid* and *Cype*.

References

- [1] Omer, A.M. Energy and Environment: Applications and Sustainable Development. *British Journal of Environment & Climate Change*, 2011, 1(4): 118-158. DOI: 10.9734/BJECC/2011/480
- [2] Allan, M.L. Materials characterization of superplasticized cement-sand grout. *Cement and Concrete Research*, 2000, 30 (6), pp. 937-942. DOI: 10.1016/S0008-8846(00)00275-1

- [3] Güllü, H. On the Viscous Behavior of Cement Mixtures with Clay, Sand, Lime and Bottom Ash for Jet Grouting. *Construction and Building Materials*, 2015, 93, pp. 891-910. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.05.072
- [4] Lee, C., Lee, K., Choi, H. and Choi, H.-P. Characteristics of thermally-enhanced bentonite grouts for geothermal heat exchanger in South Korea. *Science China Technological Sciences*, 2010, 53 (1), pp. 123-128. DOI: 10.1007/s11431-009-0413-9
- [5] Delaleux, F., Py, X., Olives, R. and Dominguez, A. Enhancement of geothermal borehole heat exchangers performances by improvement of bentonite grouts conductivity. *Applied Thermal Engineering*, 2012, 33-34 (1), pp. 92-99. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2011.09.017
- [6] Erol, S. and François, B. Thermal, hydraulic and mechanical performances of enhanced grouting materials for borehole heat exchanger. *Coupled Phenomena in Environmental Geotechnics - Proceedings of the International Symposium, ISSMGE TC 215*, 2013, pp. 491-499.
- [7] Erol, S. and François, B. Efficiency of various grouting materials for borehole heat exchangers. *Applied Thermal Engineering*, 2014, 70 (1), pp. 788-799. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2014.05.034
- [8] Allan, M.L. Preliminary study on improvement of cementitious grout thermal conductivity for geothermal heat pump applications. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1996.
- [9] Allan, M.L. Thermal conductivity of cementitious grouts for geothermal heat pumps. Progress Report FY 1997. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1997.
- [10] Allan, M.L. Quality Control and Troubleshooting for Grouts Used with Geothermal Heat Pumps. *Proceedings World Geothermal Congress*. Melbourne, Australia, 19-25 April 2015.
- [11] Kim, D., Kim, G. and Baek, H. Thermal conductivities under unsaturated condition and mechanical properties of cement-based grout for vertical ground-heat exchangers in Korea – A case study. *Energy and Buildings*, 122 (2016), 34-41. DOI: 10.1016/j.enbuild.2016.02.047
- [12] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D. and Del Coz-Díaz, J.J. Study of different grouting materials used in vertical geothermal closed-loop heat exchangers. *Applied Thermal Engineering*, 2013, 50 (1), pp. 159-167. DOI:

10.1016/j.applthermaleng.2012.05.029

[13] Allan, M.L. and Kavanaugh, S.P. Thermal conductivity of cementitious grouts and impact on heat exchanger length design for ground source heat pumps. HVAC&R Research, 1999, 5 (2), pp. 87-98. DOI: 10.1080/10789669.1999.10391226

[14] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Thermally conductive cementitious grouts for geothermal heat pumps. Progress Report FY 1998. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1998.

[15] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Properties and performance of cement-based grouts for geothermal heat pump applications. Final Report FY 1999. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1999.

[16] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Performance characteristics and modelling of cementitious grouts for geothermal heat pumps. Proceedings World Geothermal Congress 2000, Kyushu - Tohoku, Japan.

[17] Berndt, M.L. Strength and permeability of steel fibre reinforced grouts. Construction and building materials, 2010, 24 (9), pp. 1768-1772. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2010.02.011

[18] Erol, S. and François, B. Freeze damage of grouting materials for borehole heat exchanger: Experimental and analytical evaluations. Geomechanics for Energy and the Environment, 2016, 5, pp. 29-41. DOI: 10.1016/j.gete.2015.12.002

[19] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Calzada-Pérez, M.A. and Castro-Fresno, D. Freeze-thaw durability of cement-based geothermal grouting materials. Construction and building materials, 2014, 55 (1), pp. 390-397. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2014.01.051

[20] Park, M., Min, S., Lim, J., Choi, J.M. and Choi, H. Applicability of cement-based grout for ground heat exchanger considering heating-cooling cycles. Science China Technological Sciences, 2011, 54 (7), pp. 1661-1667. DOI: 10.1007/s11431-011-4388-y

[21] Indacoechea-Vega, I., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D. and Calzada-Pérez, M.A. Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating-cooling cycles. Construction and building materials, 2015, 98, pp. 583-592. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.08.132

[22] Chen, X., Wu, S. and Zhou, J. Influence of porosity on compressive and tensile strength of cement mortar. Construction and building materials, 2013, 40, pp. 869-874. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2012.11.072

2.3. ARTICULO N°3



Construction and Building Materials
Volume 185, 10 October 2018, Pages 481-488



Experimental analysis of enhanced cement-sand-based geothermal grouting materials

P. Pascual-Muñoz ^a, I. Indacoechea-Vega ^a, D. Zamora-Barraza ^a, D. Castro-Fresno ^b

Título	Experimental analysis of enhanced cement-sand-based geothermal grouting materials	
Autores	1. Pablo Pascual Muñoz	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	2. Irene Indacoechea Vega	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
	3. David Zamora Barraza	School of Construction Engineering, Universidad Católica del Maule, Talca, Chile
	4. Daniel Castro Fresno	GITECO Research Group, Universidad de Cantabria, 39005 Santander, Spain
Revista	Construction and Building Materials Editorial: Elsevier SCI LTD	
	Volumen	185
	Páginas	481-488
	DOI	10.1016/j.conbuildmat.2018.07.076
	Fecha de aceptación	11 de julio de 2018
	Fecha de publicación online	19 de julio de 2018
Indicadores de Calidad	Factor de impacto JCR (2018)	4.046
	Categoría y posición (2018)	Tecnología de la construcción y la edificación (9/63) → Q1
		Ingeniería Civil (9/132) → Q1 (D1)

Author's post-print: P. Pascual-Muñoz, I. Indacoechea-Vega, D. Zamora-Barraza, D. Castro-Fresno,. "Experimental analysis of enhanced cement-sand-based geothermal grouting materials". *Construction and Building Materials* 185 (2018), 481–488. ISSN 0950-0618. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.07.076

Experimental analysis of enhanced cement-sand-based geothermal grouting materials

P. Pascual-Muñoz^a, I. Indacoechea-Vega^{b*}, D. Zamora-Barraza^c, D. Castro-Fresno^d

^a GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain.

Email: pascualmp@unican.es Tel: (+34) 942 20 39 43; Fax: (+34) 942 20 17 03

^b GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: indacoecheai@unican.es

^d School of Construction Engineering, Universidad Católica del Maule, Talca, Chile. Email: dzamora@ucm.cl

^c GITECO Research group, Universidad de Cantabria, 39005, Santander, Spain. Email: castrod@unican.es

Abstract

Nowadays, Ground Source Heat Pumps (GSHP) are achieving significant efficiencies, mostly because of the development of their electromechanical components. However, concepts such as the technical performance of the grouting materials deserve more profound analysis, as becoming essential in areas where good potential thermal performance of the GSHP and serious risks of groundwater contamination exist. In this paper, several fluid mortars with enhanced characteristics have been evaluated. Results show improved mechanical and thermal properties compared to conventional grouting materials. Likewise, mortars exhibited good performance after being subjected to durability treatment. For now, the cost of some mortars may constitute a barrier.

Keywords: grouting material, fluid mortar, cement, graphite, durability.

1. Introduction

The use of fluid mortars for grouting is widespread in construction. In fact, besides all the very well-known applications in the fields of the civil and building engineering, another application can be highlighted in the last few years that requires the development of specific admixtures: ground source heat pumps (GSHP). Due to its very favourable features, including lower energy consumption and GHG emissions, renewable and clean energy or independence of supply, this technology, widely implemented in countries such as Sweden or Germany for more than 30 years, has also become very popular in countries such as Spain, where other renewable technologies such as solar or wind energies are much more

developed [1]. Moreover, the significant thermal efficiencies achieved are removing typical barriers to the evolution of this technology, such as the high initial investment required. Closed-loop GSHPs with vertical boreholes acting as ground heat exchangers are the most common geothermal installation worldwide, with depths ranging from 90 to 200 m. Between the heat carrying fluid flowing through the pipe and the ground a backfill material normally known as grouting material is placed, which provides thermal coupling, borehole wall stability and environmental ground protection [2]. This is indeed a very important element of the GSHPs, not only due to its influence on the system's thermal efficiency, but also because of the potential problems of contamination of aquifers that a poor-quality grouting material might cause [3,4,5].

Although the research done in the last few years is not extensive, some investigations can be highlighted, such as those where the thermal conductivity of different bentonite-based grouts with different types and quantities of sands and graphites is evaluated [6,7]. A more thorough characterization was carried out in [8-13], where mechanical strength, thermal performance and permeability of bentonite-based grouts were analysed before and after they were subjected to freezing damage and heating-cooling cycles. The favourable influence of the graphite on the thermal performance of the grouting materials, its adverse effect on the mechanical behaviour and the negative impact of the high w/s (water/solid) ratios of the very workable admixtures, are some of the important conclusions of these investigations. As for cement-based materials, thorough research was done in the early 2000s [2,14-17] throughout which a superplasticized cement-based grout was designed that resulted in better thermal and mechanical performance than neat cements or bentonite-based grouts. In [18] and [19], the authors incorporated other materials such as electric arc and blast furnace slags, construction and demolition waste or steel fibres with the aim of achieving higher thermal conductivities and improved mechanical behaviour as well as permeability, respectively. The durability of cement-based grouts was evaluated in [20,21] by means of testing mechanical and thermal performance of several admixtures mainly made up of cement and natural and recycled sands, respectively. Lately, other investigations have been published that deal with problems arising during mixing, placement or with residence time, such as the decreasing values of conductivity when there is poor control of water content [22] or when the level of saturation changes [23].

Thus, little research has been done so far on the suitability of this type of materials. However, new applications related to GSHP systems are showing up, such as deep borehole heat exchangers [24], geothermal District Heating [25,26] or Smart Grids using

geothermal energy [27]. At the same time, the research on the use of advanced (nano-) materials in conventional construction materials like mortars or concretes [28,29] is rapidly increasing. All in all, it seems that further research about grouting materials is required, especially for GSHP installations where the risk of contamination of groundwater is higher and so the use of enhanced materials is a must. To that end, an analysis of the characterization of several types of cement-sand-based fluid mortars with different sands and additives has been carried out in this paper. In addition, their performance has been evaluated when they are subjected to wet-dry cycles, something very common in situations when water table and heat play a role.

2. Materials and methods

Materials and properties

Four types of mortars with different mix proportions have been designed that are made of cement, water, superplasticizer, two types of aggregates (limestone and silica) and two different carbon-based additives: flake graphite and expanded graphite. The cement type CEM II-B (V)/32.5R (EN 197-1 [30]) was selected simply for availability reasons. The main criteria for the selection of the aggregates were local availability of the limestone and the considerably better thermal properties of silica sand [14]. As for the additives, the former is a naturally occurring form of graphite with purity over 94%, which is typically found as flat, plate-like crystals with angular edges. The nanosized expanded graphite is produced from natural graphite by chemical oxidation and expansion at high temperature, reaching expansion ratios of 200-300 and purities over 99%. As well as the well-known properties of flake graphite (e.g. thermal and electrical conductivity or chemical stability) worm shaped expanded graphite was assumed to contribute with its higher surface area and sealing properties, among others. Neither of the additives are water soluble so, in contrast to what occurs with heavy metals, toxic substances are not expected to be generated in the groundwater. In addition, they are not bioavailable and have very low chemical reactivity. The different morphology of the two additives can be identified in Figure 1.

Finally, a powdered superplasticizer and cohesion promoter (MasterCast 205 MA) with bleeding prevention effect was used, which is especially recommended for the design of good quality self-levelling mortars with improved flowability. Table 1 shows the specific gravity and water absorption of the aggregates and graphites used, as well as their particle size distribution. Sands with a maximum aggregate size less than 2 mm were used for workability purposes.

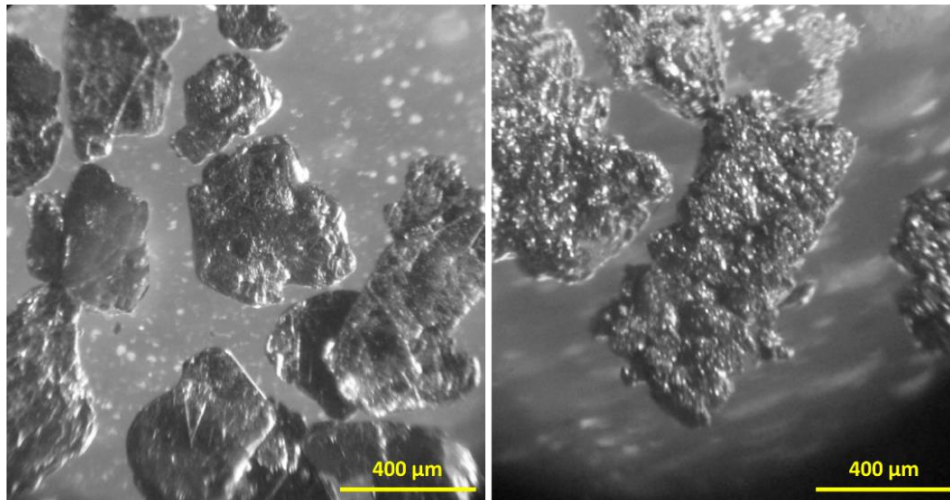


Fig 1.- Optical micrographs of the flake graphite (left) and expanded graphite (right) used in the research

Table 1. Main properties of the aggregates and additives used

	Limestone (L)	Silica (S)	Flake graphite (Fg)	Expanded graphite (Eg)
Specific gravity	2.725	2.638	2.250	0.040
Water absorption (%)	0.50	0.16	N/A	N/A
Sieve size (mm)	% Passing			
4	100	100	100	100
2	91	100	100	100
1	59	99	100	100
0.5	39	90	99	100
0.25	26	30	36	100
0.125	19	4	1	42
0.063	14	2	0	0

In Table 2 the nine different mix proportions (M1 to M9) are shown. The amount of water used for the design of the mortars was determined based on the flow table consistency test (EN 1015-3 [31]). Given the application studied here, diameters over 300 mm were desired resulting in mortars having good fluid properties yet retaining suitable mechanical and thermal properties. The amount of superplasticizer used was kindly suggested by the provider.

Table 2. Mix proportions of all the cement-sand mortars designed

Mortar	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9
w/c	0.35	0.39	0.46	0.40	0.40	0.44	0.44	0.42	0.51
L/c	2.00	0.60	0.00	1.94	1.91	1.88	1.85	1.98	1.97
S/c	0.00	1.40	2.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Fg/c	0.00	0.00	0.00	0.06	0.09	0.12	0.15	0.00	0.00
Eg/c	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.015	0.030
sp/c	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025

w: water; c: cement; L: limestone sand; S: silica sand; Fg: flake graphite; Eg: expanded graphite; sp: superplasticizer.

Methodology for characterization

A conventional 1500W mortar mixer with speed regulation was used that ensured the proper mixing of the different materials involved. Three specimens per mix proportion and type of test were prepared for characterization purposes. After the mixing process, fresh samples were cured at ambient temperature until moulds could be removed. Then, the mortars were immersed in water at 20 ± 2 °C and left for curing for 28 days.

For the characterization of the different admixtures, fresh densities were obtained based on the European standard EN 1015-6 [32]. After the curing period, different thermal and mechanical properties of the mortars were evaluated. Thus, hardened densities, thermal conductivities and compressive and flexural strengths were determined as defined in the well-known standards EN 1015-10 [33], ASTM 5334-08 [34] and EN 1015-11 [35], respectively. For the conductivity tests, the Hukseflux TPSYS02 device with the TP02 Non-Steady-State Probe was used, which enables analysis in temperature and conductivity ranges from -55 to 180 °C and 0.1 to 6.0 W/mK, respectively, with an accuracy of $\pm 3\%$. Based on the hard nature of the material, very thin hollow steel bars had to be placed inside the fresh samples to enable the introduction of the needle. Moulds employed for the different tests were like those in [11], as required by the standards followed.

In addition, one more test was carried out for the evaluation of the pipe-mortar bond strength. The importance of this test derives from the potential debonding effects, which may lead to a loss of thermal efficiency and to environmental problems such as cross contamination between aquifers. As detailed in [21], the test is based on a cylindrical gap that has to be created between a 32x2.9 mm high-density polyethylene (PEAD) pipe embedded in the mortar specimen and the bottom of the specimen (Figure 2).

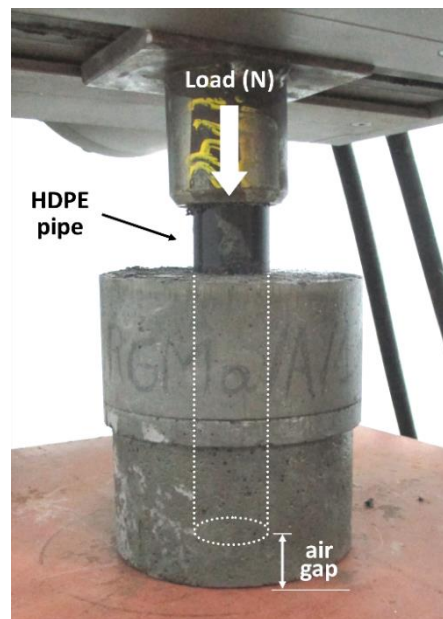


Fig 2.- Schematic view of the test for the evaluation of the pipe-mortar bond strength

The gap allows the pipe to go downwards when the load applied by a general-purpose testing machine, on the part of the pipe that sticks out of the mortar, reaches a certain threshold. This value defines the bond strength and corresponds to the maximum load registered during the test. The mechanical tests were carried out until the specimens' failure, whereas for the thermal conductivity tests three measurements were performed per sample. Results of fresh and hardened density, thermal conductivity, compressive and flexural strength and bond strength were determined as the mean of the values obtained for the specimens tested.

Methodology for durability

After the characterization stage, all the mortars except M4 and M5 (those with lower amounts of natural graphite and therefore, less representative for the durability analysis) were subjected to a durability test that consisted of 11 wet-dry cycles. As mentioned before, in situations where heat is exchanged with soils subjected to variable water-table levels, the durability assessment of the filling materials is very relevant. Thus, the same four laboratory tests were carried out on the mortars after the 11 wet-dry loads were applied.

The duration of each cycle was 72 hours (three days): the specimens were submerged in a water tank at 20 ± 2 °C for 24 hours and for the remaining 48 hours they were dried in ambient air. Three extra specimens per mix proportion and type of test were fabricated for durability purposes. Note that all the specimens per type of mortar, both for characterization and

durability purposes, were from the same batch to avoid altering the comparison between the results obtained before and after they were subjected to the wet-dry cycles. This comparative analysis will contribute to the quality assessment of the materials proposed.

3. Results and Discussion

In Figure 3, the thermal conductivity results of the nine mortars are shown together with those of hardened density and the w/s ratios. Considering M1 as a reference mortar, it can be seen that the others, with either more conductive sands or carbon-based additives, achieve higher thermal conductivities. Mortars M2 and M3 achieved very good results merely by using increasing quantities of silica sand, something to be considered in situations where this aggregate is highly available. The higher w/s ratio of M3 can also be highlighted as it leads to better workability, although reducing the potential increase in thermal conductivity. Slightly lower results were obtained in [15] and [18] for similar cement-sand admixtures, probably due to the greater use of mixing water and/or the addition of bentonite. When silica sand is not available or not desired, thermal enhancing additives such as those analysed in this paper might be used to improve the efficiency of GSHP installations with soils having very good thermal properties. In this sense, the influence of the flake graphite is shown in Figure 3 as the difference between the increasing trend of thermal conductivities in mortars M4 to M7 and the corresponding flat trend of the hardened densities.

It should also be mentioned that values of conductivity 22% and 26% higher than the reference mortar were obtained for M8 and M9, regardless of their low values of hardened density. Thus, the use of expanded graphite (particularly in M9) made possible the increase of the w/s ratios while improving the thermal properties of the mortars. This is relevant as the workability is a critical property when selecting the grouting materials for geothermal purposes. On the other hand, the use of excess water in the admixture would lead to mortars with poorer mechanical properties as compared to the reference sample.

In line with previous results, the values of thermal conductivity of mortars M8 and M9 stand out, considering the low additive/cement ratios used (Figure 4). This is very important given the significant price of expanded graphite in relation to natural flake graphite (≈ 70 times more expensive according to the particular provider used for this research). The linear increase in the mortars' conductivity with the increase in their additive/cement ratios should also be highlighted (Figure 4), as well as the maximum values measured, with mortars reaching values of conductivity 30-74% higher than for the reference admixture by adding

3.0-7.5 %wt flake graphite with respect to sand (1.7-4.3 %wt with respect to mortar). Therefore, the high availability of this additive is an asset due to its suitable thermal enhancing properties. However, the hydrophobic nature of the flake surface and the bubbling effect when mixed with water, makes the manufacturing process a little more difficult than desired. As seen in Figure 5, a crust is formed at the top of the samples due to the flotation of the graphite, part of which is attached to the air bubbles, thereby being separated from the admixture. This issue has to be further considered in order to minimize the loss of flake graphite when filling the moulds.

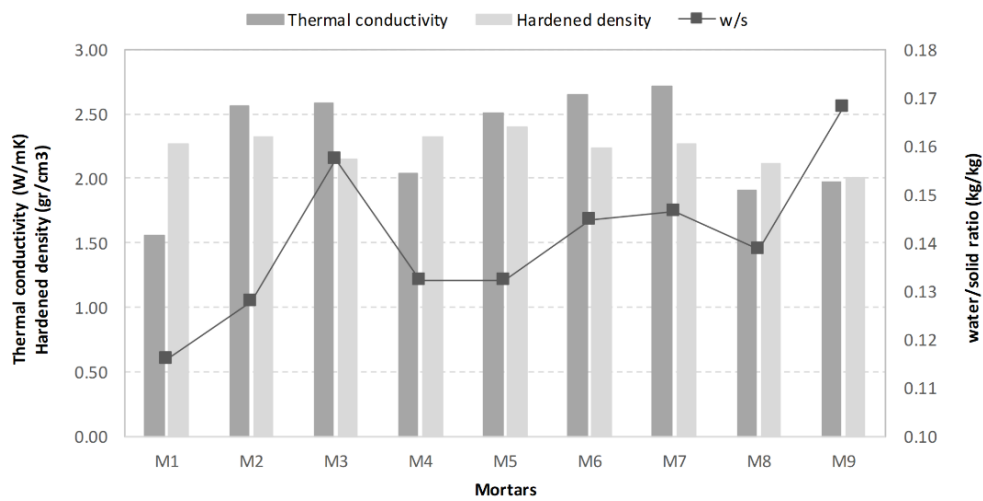


Fig 3.- Thermal conductivity, hardened density and w/s ratios of the mortar specimens

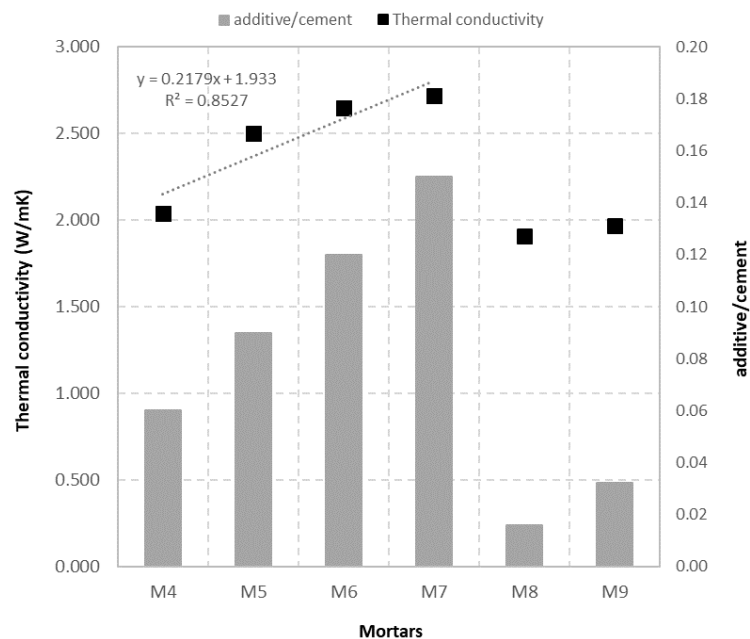


Fig 4.- Thermal conductivity of the mortar specimens as a function of their additive/cement ratios

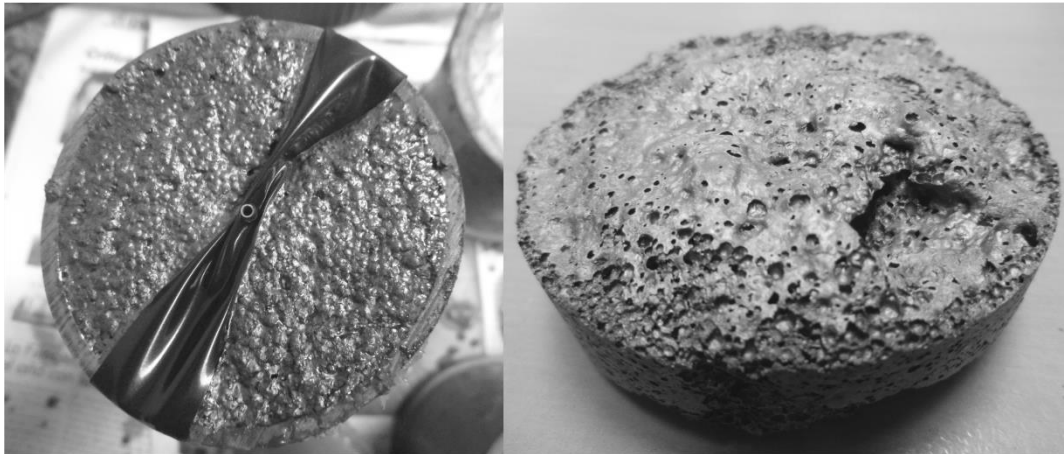


Fig 5.- Crust formed at the top of the specimen when flake graphite is added to the mortar

Finally, the values of thermal conductivity measured before and after the durability treatment are shown in Figure 6. According to the graph, there is hardly any variation between the values obtained, which means that the wet-dry cycles to which the seven admixtures were subjected, did not have any influence on their thermal behaviour. The visual inspection of the specimens confirmed the lack of any substantial damage that could have affected this behaviour. Something similar was noticed in [21]: analogous silica-based and limestone-based cement-sand mortars were not affected at all by a durability treatment based on the application of freeze-thaw cycles. This seems to demonstrate the thermal resilience of this type of mortars.

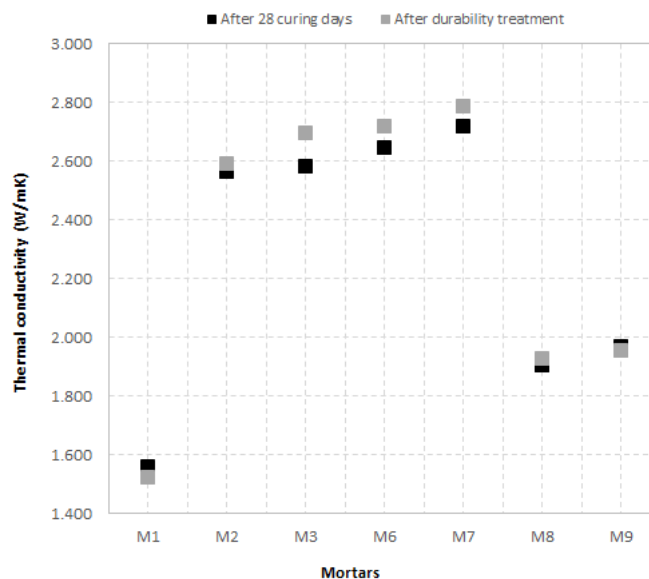


Fig 6.- Results of thermal conductivity before and after the durability treatment

As for the mechanical characterization of the mortars, the results of compressive and flexural strength compared to their w/c (water/cement) ratios are shown in Figure 7. All the mortars except M2 presented lower resistances to compressive and flexural loads than the reference mortar, on the other hand, the increasing w/c ratios suggest improved workability.

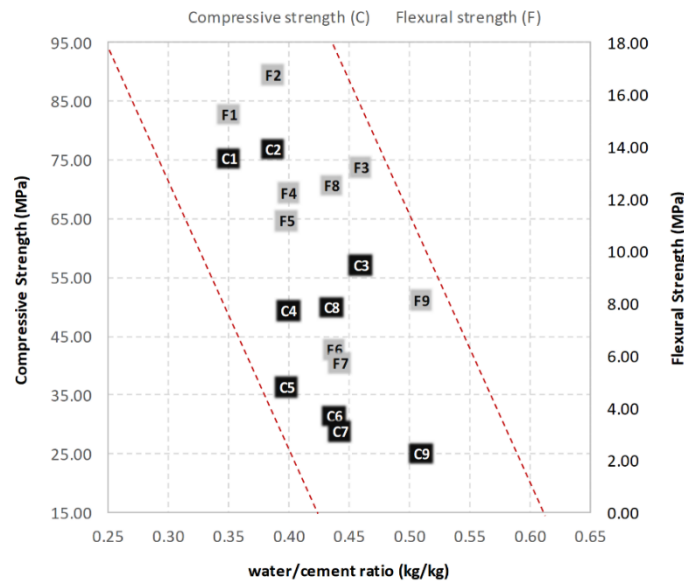


Fig 7.- Compressive and flexural strength of the mortars as a function of the water/cement ratio

Values of compressive strength in the same range were obtained in [18] and [21] for mortars with limestone or silica sand, whereas smaller values were measured in [15] and [19], probably due to the use of higher volumes of mixing water. When comparing with conventional grouts [9,11], the difference is one order of magnitude. Therefore, given the specific area of application, suitable combinations of mechanical and thermal behaviour have been obtained for the mortars studied, including those with the two different types of graphites. The difference between the results for M6 and M7, with 3.5%wt and 4.3%wt flake graphite, respectively, and M8, with 0.5%wt expanded graphite, is also interesting. Although similar w/c (and w/s) ratios were used, considerably higher values of compressive and flexural strength have been obtained for M8, which suggests the influence of the nanosized graphite on the admixture.

Although the comparison is not statistically appropriate because of the different compositions of the admixtures, a relationship might be assumed (as suggested by the red-dashed lines) between the amount of mixing water and the mechanical strength of the resulting mortars. In the case of mortars M4 to M9, the w/c ratios are likely related to the higher water absorption requirements of admixtures incorporating graphites. The fact that

the w/c ratios remains crucial for their design whatever other elements are involved is illustrated by the results of the two mortars with expanded graphite. Thus, despite the above mentioned positive influence of the additive, the compressive and flexural strengths were substantially reduced (50% and 35%, respectively) after doubling the amount of additive, something which clearly correlates with the significant difference in the w/c ratios of the two mortars. All in all, regardless the adverse effect of excess water in the mix, the mechanical performance of M9 can be considered to fulfil the requirements for geothermal groutings.

The compressive and flexural strength results before and after the durability treatment are presented in Figure 8. It can be clearly observed that the influence of the wet-dry cycles on the mechanical behaviour of the mortars was almost negligible, no matter the type of sand or additive incorporated, and only two mortars lost certain flexural resistance (M1 and M2). In order to confirm whether the mortars were statistically affected by the durability treatment or not, the p-p plots of flexural and compressive strength for all the data (with no treatment distinction) have been plotted (Figure 9). As can be seen, both samples follow a normal distribution, which indicates that the variations of the results are a product of the inherent variability of the materials and the uncertainty of the test procedure. Likewise, a Two-Sample T-Test has been carried out with Minitab software. As expected, this test provided p-values of 0.541 and 0.721 for the results of compression and flexural strengths, respectively. As p-values are greater than the significance level ($\alpha=0.05$), the null hypothesis ($H_0: \mu_1 = \mu_2$) cannot be rejected, hence it can be concluded that the average flexural and compression strengths of mortars subjected to durability treatment are not statistically different to those of mortars not subjected to treatment.

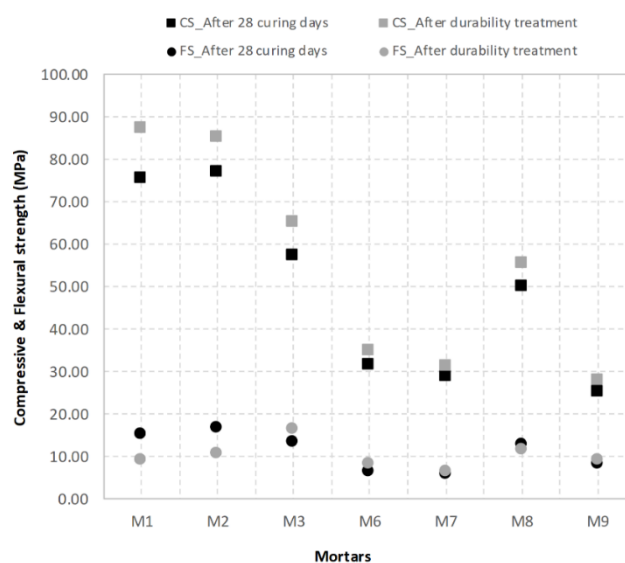


Fig 8.- Results of mechanical resistance before and after the durability treatment

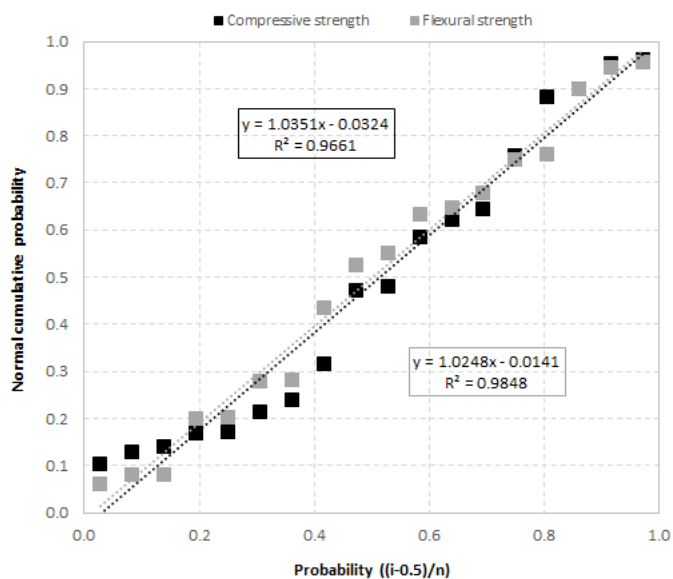


Fig 9.- P-P plot for the values of compressive and flexural strength measured

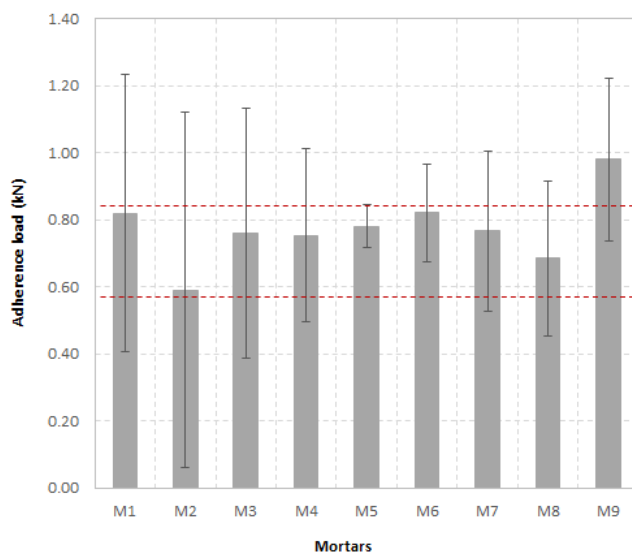


Fig 10.- Results of the adherence test after the 28 days' curing

For the same reason, caution should be exercised with the retained resistance data shown in Figure 11. According to these results, all the mortar-pipe specimens undergo some loss of adherence, which leads to a retained resistance that is always in a narrow range between 56 and 72% except for one of the mortars, with most of them having retained resistances over 60%.

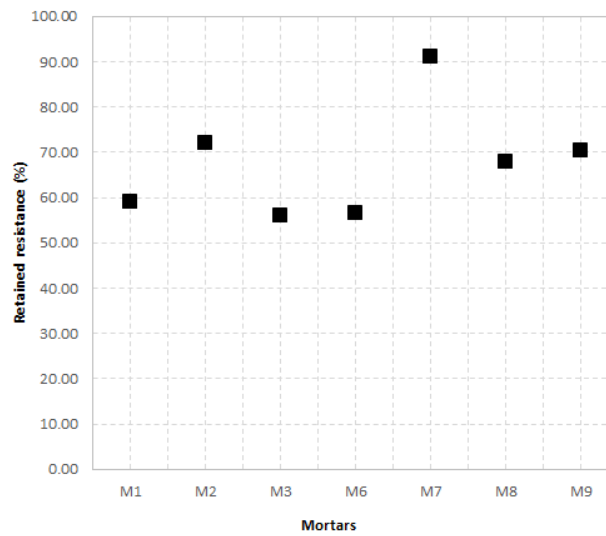


Fig 11.- Retained bond strength after the durability treatment

As for the larger deviation of M7, since none of the common technical factors (mixing process, type of sand, amount of additive, etc.) seems to explain it, the only reason for this seems to be the wide scattering of the data, which causes the large standard deviations already mentioned.

Finally, the cost of the different mortars are displayed in Table 3. These costs are exclusively based on the very well-known prices of the raw materials, also included in the table, whereas concepts such as their transport or the mixing process are not considered. Sources of the prices are local construction materials' stores, local quarries and the provider of the graphites used.

Table 3. Cost of the cement-sand mortars based on the price of the materials

Price of materials (€/kg)								
Cement	Limestone	Silica	Fg	Eg	SP			
0.14	0.009	0.010	27	1900	1.60			
Cost of the mortars (€/kg)								
M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9
0.06	0.06	0.06	0.49	0.77	0.99	1.23	8.89	17.27

According to the figures and the results of thermal and mechanical characterization as well as the durability aspects previously discussed, it seems that using advanced materials like expanded graphite in mortars for geothermal purposes is still far from being cost-effective,

even though the properties of the resulting fluid mortars are indeed improved when this product is employed. As for the more conventional flake graphite, thermal conductivity results showed that for specific situations (e.g., when soils have very good thermal properties), it might be worth using it despite the lower cost of the silica sand mortars. For comparison purposes, it should be said that the cost of mortars M4, M5, M6 and M7 is similar to or less than those of commercial grouts with enhanced thermal properties.

4. Conclusions

In this paper, the mechanical and thermal characterization of nine different cement-sand mortars for geothermal purposes has been carried out and their durability has been assessed after being subjected to wet-dry cycles. Based on the results of the different tests, the following main conclusions can be drawn:

- The use of small quantities of flake and expanded graphite clearly increases the thermal conductivity of the mortars even when considerable w/c ratios are used. Likewise, the use of silica sand instead of (or in combination with) limestone substantially improves it. Nevertheless, the enhancing capacity of the graphites seems to be superior if the low quantities used in this research (< 5 %wt) are considered.
- Despite the different mix proportions and materials involved, all the mortars showed adequate to very good values of mechanical strength, significantly higher than those of conventional geothermal grouts. More importantly, good mechanical to thermal performance ratios were obtained for mortars with suitable workability.
- Similar values of pipe-mortar bond strength were obtained for mortars M1 to M5, which means that using flake graphite did not have any influence on this parameter. As for the higher value of bond strength achieved by M9, the large standard deviations obtained in the test did not allow a positive effect to be inferred from using expanded graphite.
- The durability of the mortars under wet-dry cycles has been proved, as hardly any damage was noticed in terms of thermal conductivity or mechanical strength. As for the pipe-mortar adherence, some damage has been measured in all the mortars after the durability treatment, even though most of them have retained at least 60% of the bond strength.
- The cost of the different mortars designed, as well as the mechanical and thermal characterization results suggest that using advanced materials such as expanded

graphite in GSHP installations is not cost-effective yet. However, the current development of the graphite technology and the resulting future decrease in prices might help to change this in the near future.

Acknowledgements

This work is based on the project with reference BIA2013-40917-R. This project was financed by the Ministry of Economy and Competitiveness through the State General Budget and the European Regional Development Fund (FEDER). The authors would also like to express their gratitude to the LADICIM and LAGUC of the University of Cantabria for the laboratory work done. Thanks also to BASF for kindly providing the superplasticizer used in this project.

References

- [1] Arrizabalaga, I., De Gregorio, M., García de la Noceda, C., Hidalgo, R., Urchueguía, J. Country Update for the Spanish Geothermal Sector. Proceedings World Geothermal Congress 2015, Melbourne, Australia, 19-25 April 2015.
- [2] Allan, M.L. Materials characterization of superplasticized cement-sand grout. *Cement and Concrete Research*, 2000, 30 (6), pp. 937-942.
- [3] Fleuchaus, P., Blum, P. Damage event analysis of vertical ground source heat pump systems in Germany. *Geothermal Energy* (2017), pp. 5-10.
- [4] Zhu, K., Fang, L., Diao, N., Fang, Z. Potential underground environmental risk caused by GSHP systems. *Procedia Engineering* 205, pp. 1477-1483.
- [5] Bucci, A., Bianco Prevot, A., Buoso, S., De Luca, D.A., Lasagna, M., Malandrino, M., Maurino, V. *Environmental Earth Sciences* (2018), pp. 77-175.
- [6] Lee, C., Lee, K., Choi, H., Choi, H.-P. Characteristics of thermally-enhanced bentonite grouts for geothermal heat exchanger in South Korea. *Science China Technological Sciences*, 2010, 53 (1), pp. 123-128.
- [7] Delaleux, F., Py, X., Olives, R., Dominguez, A. Enhancement of geothermal borehole heat exchangers performances by improvement of bentonite grouts conductivity. *Applied Thermal Engineering*, 2012, 33-34 (1), pp. 92-99.
- [8] Erol, S., François, B. Thermal, hydraulic and mechanical performances of enhanced

grouting materials for borehole heat exchanger. Coupled Phenomena in Environmental Geotechnics - Proceedings of the International Symposium, ISSMGE TC 215, 2013, pp. 491-499.

[9] Erol, S., François, B. Efficiency of various grouting materials for borehole heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 2014, 70 (1), pp. 788-799.

[10] Erol, S., François, B. Freeze damage of grouting materials for borehole heat exchanger: Experimental and analytical evaluations. Geomechanics for Energy and the Environment, 2016, 5, pp. 29-41.

[11] Indacoechea-Vega, I., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D., Calzada-Pérez, M.A. Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating-cooling cycles. Construction and building materials, 2015, 98, pp. 583-592.

[12] Anbergen H., Frank J., Müller L., Sass I. Freeze-thaw-cycles on borehole heat exchanger grouts: impact on the hydraulic properties. Geotechnical Testing Journal, 2014, 37(4), pp. 639-651.

[13] Indacoechea-Vega, I., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D., Zamora-Barraza, D. Durability of geothermal grouting materials considering extreme loads. Construction and building materials, 2018, 162, pp. 732-739.

[14] Allan, M.L., Kavanaugh, S.P. Thermal conductivity of cementitious grouts and impact on heat exchanger length design for ground source heat pumps. HVAC&R Research, 1999, 5 (2), pp. 87-98.

[15] Allan, M.L., Philippacopoulos, A.J. Properties and performance of cement-based grouts for geothermal heat pump applications. Final Report FY 1999. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1999.

[16] Allan, M.L., Philippacopoulos, A.J. Performance characteristics and modelling of cementitious grouts for geothermal heat pumps. Proceedings World Geothermal Congress 2000, Kyushu - Tohoku, Japan.

[17] Philippacopoulos, A.J., Berndt, M.L. Influence of debonding in ground heat exchangers used with geothermal heat pumps. Geothermics, 2001, 30 (5), pp. 527-545.

- [18] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D., Del Coz-Díaz, J.J. Study of different grouting materials used in vertical geothermal closed-loop heat exchangers. *Applied Thermal Engineering*, 2013, 50 (1), pp. 159-167.
- [19] Berndt, M.L. Strength and permeability of steel fibre reinforced grouts. *Construction and building materials*, 2010, 24 (9), pp. 1768-1772.
- [20] Park, M., Min, S., Lim, J., Choi, J.M., Choi, H. Applicability of cement-based grout for ground heat exchanger considering heating-cooling cycles. *Science China Technological Sciences*, 2011, 54 (7), pp. 1661-1667.
- [21] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Calzada-Pérez, M.A., Castro-Fresno, D. Freeze-thaw durability of cement-based geothermal grouting materials. *Construction and building materials*, 2014, 55 (1), pp. 390-397.
- [22] Allan, M.L. Quality Control and Troubleshooting for Grouts Used with Geothermal Heat Pumps. *Proceedings World Geothermal Congress. Melbourne, Australia, 19-25 April 2015.*
- [23] Kim, D., Kim, G., Baek, H. Thermal conductivities under unsaturated condition and mechanical properties of cement-based grout for vertical ground-heat exchangers in Korea – A case study. *Energy and Buildings*, 122 (2016), 34-41.
- [24] Holmberg, H., Acuña, J., Næss, E., Sønju, O. Deep Borehole Heat Exchangers, Application to Ground Source Heat Pump Systems. *Proceedings World Geothermal Congress. Melbourne, Australia, 19-25 April 2015.*
- [25] GeoDH. Developing geothermal district heating in Europe. Final report from the GeoDH project (2015).
- [26] Werner, S. International review of district heating and cooling. *Energy* (2017). *In press*. DOI: 10.1016/j.energy.2017.04.045.
- [27] Sanner, B. Market and Potential for Geothermal Energy in Europe. *GeoEnergi 2015. Norwegian Centre for Geothermal Energy Research. Bergen, Norway, 2-3 September 2015.*
- [28] Liew, K.M., Kai, M.F., Zhang, L.W. Carbon nanotube reinforced cementitious composites: An overview. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2016, 91, pp. 301-323.

- [29] Meng, W., Khayat, K.H. Mechanical properties of ultra-high-performance concrete enhanced with graphite nanoplatelets and carbon nanofibers. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 107, pp. 113-122.
- [30] UNE-EN 197-1:2011. Cement - Part 1: Composition, specifications and conformity criteria for common cements, 2011.
- [31] UNE-EN 1015-3:2000. Methods of test for mortar for masonry - Part 3: Determination of consistence of fresh mortar (by flow table), 2000.
- [32] UNE-EN 1015-6:1999. Methods of tests for mortar for masonry - Part 6: Determination of bulk density of fresh mortar, 1999.
- [33] UNE-EN 1015-10:2000/A1. Methods of tests for mortar for masonry - Part 10: Determination of dry bulk density of hardened mortar, 2007.
- [34] ASTM D5334-08. Standard Test Method for Determination of Thermal Conductivity of Soil and Soft Rock by Thermal Needle Probe Procedure, 2008.
- [35] UNE-EN 1015-11:2000/A1. Methods of test for mortar for masonry - Part 11: Determination of flexural and compressive strength of hardened mortar, 2007.

3. METODOLOGÍA

3.1. MATERIALES

Como se ha introducido en el capítulo anterior, durante la primera parte de la investigación realizada en esta tesis doctoral se llevó a cabo la caracterización de cinco rellenos geotérmicos de tipo lechada (tipo G) con una alta relación agua/sólido. Cuatro de estos cinco rellenos (G1-G4) estaban formados por diferentes cantidades de cemento Portland CEM II B-V, arena de sílice con tamaño máximo inferior a 0,5 mm, bentonita sódica y agua. En dos de ellos (G2 y G4) parte de la arena fina, encargada, entre otras cosas, de mejorar las propiedades térmicas del material, se sustituyó por escamas de grafito. Por su parte, el quinto material (G5) consistía en una lechada de bentonita y arena. Las proporciones de los materiales constituyentes de cada relleno se muestran en la Figura 18. Como puede observarse, los rellenos analizados presentan contenidos decrecientes de cemento y crecientes de bentonita y todos ellos incluyen materiales con alta conductividad térmica como arena silíceo o grafito con el objetivo de contrarrestar la baja conductividad del cemento y la bentonita (Tabla 1).

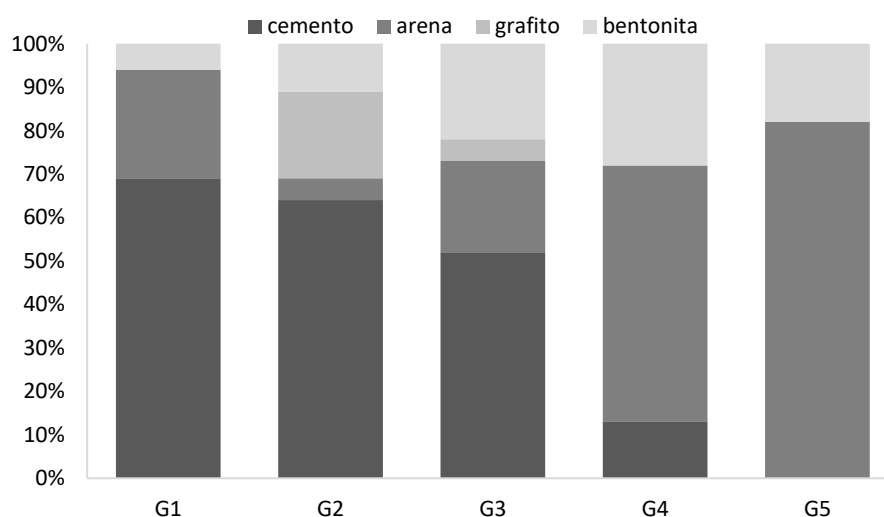


Figura 18: Proporción de los materiales de los rellenos de tipo lechada

Tabla 1. Formulación de rellenos geotérmicos de tipo lechada.

RELLENO	G1	G2	G3	G4	G5
Cemento (%)	49	36	35	8	0
Bentonita (%)	4	6	15	18	12
Arena (%)	18	3	14	38	55
Grafito (%)	0	11	3	0	0
Agua (%)	30	44	33	36	33
w/c	0.61	1.22	0.94	4.5	-
w/s	0.40	0.80	0.50	0.60	0.50

w: agua; c: cemento; s: sólido

En la segunda parte de la investigación el objetivo era la mejora de las propiedades térmicas y mecánicas de los materiales mediante la caracterización de rellenos geotérmicos de tipo mortero (tipo M), con relaciones agua/sólido inferiores a las de los evaluados en la primera fase, pero manteniendo en límites aceptables su trabajabilidad y, por ende, bombeabilidad. Para ello, se llevó a cabo la formulación de 9 tipos de rellenos con diferentes proporciones de agua, cemento, arena, grafito y superplastificante. En este caso se prescindió del uso de la bentonita por su influencia negativa en la resistencia mecánica y la conductividad térmica del mortero.

El cemento utilizado CEM II B-V/32.5R se seleccionó, como en el caso anterior, en base a la disponibilidad del material. Respecto a los áridos, la arena caliza fue seleccionada por su alta disponibilidad local y la sílicea por sus excelentes propiedades térmicas. En cuanto a los aditivos, las escamas de grafito son una forma natural de grafito, en este caso con una pureza superior al 94%, que generalmente se encuentran en forma de cristales planos con bordes angulares. El grafito expandido, por otra parte, es un nanomaterial de carbono que se obtiene del grafito natural por oxidación química y expansión a alta temperatura. En este material, las ya conocidas propiedades del grafito en escamas (conductividad térmica y eléctrica y gran estabilidad química) se optimizan gracias al aumento de la superficie específica conseguida durante la expansión de las escamas de grafito. Para la selección de los aditivos se tuvo en cuenta que ninguno de ellos fuera soluble en agua, de forma que la lixiviación de materiales tóxicos a las aguas subterráneas fuera poco probable. Se buscó, además, que no fueran materiales biodisponibles y que poseyeran una reactividad química muy baja. La morfología de los materiales de carbono así como su granulometría y la de las arenas se muestran en la Figura 19 y en la Tabla 2, respectivamente.

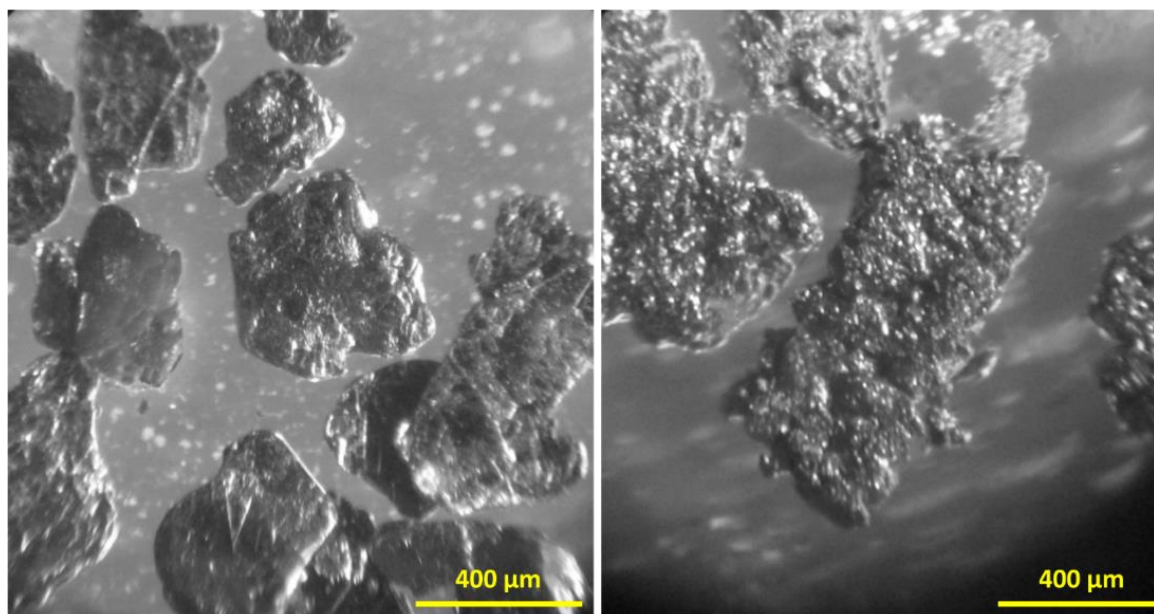


Figura 19: Micrografías óptica de las escamas de grafito (izquierda) y el grafito expandido (derecha).

La formulación de los 9 morteros se muestra en la Tabla 3. La cantidad de agua utilizada para su fabricación se estableció en función de la consistencia del mortero en fresco, determinada a su vez con la mesa de sacudidas de acuerdo al ensayo UNE-EN 1015-3:2000 [84]. Teniendo en cuenta que este tipo de morteros han de ser bombeados al interior de una perforación de entre 50 y 200 m de profundidad, se definió un diámetro mínimo de 300 mm en la mesa de sacudidas [62], de forma que se garantizara su fluidez manteniendo unas propiedades térmicas y mecánicas adecuadas.

Tabla 2. Principales propiedades de los áridos y aditivos utilizados

	Caliza (L)	Sílice (S)	Escamas grafito (Fg)	Grafito expandido (Eg)
Densidad relativa	2,725	2,638	2,250	0,040
Absorción de agua (%)	0,50	0,16	N/A	N/A
Tamaño tamiz (mm)	% Pasa			
4	100	100	100	100
2	91	100	100	100
1	59	99	100	100
0,5	39	90	99	100
0,25	26	30	36	100
0,125	19	4	1	42
0,063	14	2	0	0

Al poseer menor relación agua/sólido, y con el objetivo de mejorar la trabajabilidad de estos rellenos, se añadió un superplastificante que mejorara la cohesión y previniera la exudación. La cantidad de superplastificante utilizada, un 2,5% en peso del total del cemento utilizado en cada dosificación, se definió en base a las recomendaciones del fabricante (SIKA).

Tabla 3. Formulación de rellenos geotérmicos de tipo mortero.

Mortar	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9
w/c	0,35	0,39	0,46	0,40	0,40	0,44	0,44	0,42	0,51
w/s	0,12	0,13	0,16	0,13	0,13	0,14	0,15	0,14	0,17
L/c	2,00	0,60	0,00	1,94	1,91	1,88	1,85	1,98	1,97
S/c	0,00	1,40	2,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Fg/c	0,00	0,00	0,00	0,06	0,09	0,12	0,15	0,00	0,00
Eg/c	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,015	0,030
sp/c	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025

w: agua; c: cemento; s: sólido; L: arena caliza; S: arena sílicea; Fg: grafito en escamas; Eg: grafito expandido; sp: superplastificante.

Para amasar los rellenos de tipo lechada se empleó un taladro mezclador de 750 W con velocidad variable (Figura 20, izq.). En cuanto a los rellenos de tipo mortero, la amasada se llevó a cabo con un mezclador convencional de morteros de 1500 W, también con velocidad regulable

(Figura 20, dcha.). A la hora del amasado se intercalaron etapas de baja y alta velocidad de giro, asegurando así la homogeneidad en el mezclado y limitando las posibilidades de segregación y exudación.



Figura 20: Amasada de los rellenos tipo G (izq.) y de los rellenos tipo M (dcha.)

Para la caracterización y la evaluación de la durabilidad de los rellenos geotérmicos en estudio se utilizaron diferentes tipos de moldes en función del tipo de ensayo realizado posteriormente (Figura 21).



Molde Tipo A

Molde Tipo B

Molde Tipo C

Molde tipo D

Figura 21: Moldes de los tres tipos de probetas utilizados en los ensayos

En ambos casos, una vez fabricados los rellenos, y tras 48 horas de curado al aire, se procedió a su desmoldado (Figura 22). A partir de ese momento, las probetas se sumergieron en agua a 20°C (aprox.) hasta alcanzar los 28 días de curación (Figura 22).



Figura 22: Retirada del molde (izq.) y curado de las probetas en un tanque con agua a 20°C (dcha.)

3.2. MÉTODOS

3.2.1. Ensayos de caracterización

Determinación de la densidad de la suspensión

La densidad aparente de la suspensión se midió en base a la norma UNE-EN-1015-6:1999 [85]. Según esta norma, la densidad aparente en fresco de los morteros se determina dividiendo su masa por el volumen que ocupa cuando se introduce en un recipiente de medida que tiene un volumen definido.

La norma establece para su correcta ejecución el empleo de un recipiente de acero inoxidable de 1 l de capacidad. Para estos ensayos, dicho recipiente se sustituyó por un vaso de precipitados de cristal, ya que estos permiten la inspección visual de las posibles oquedades y facilita el control de la fabricación de los rellenos.

Para la realización del ensayo en primer lugar se pesó el recipiente vacío (m_1) y a continuación se procedió a su relleno. Aunque la norma especifica distintos procedimientos de llenado del vaso en función de la consistencia del propio mortero, dado que la consistencia de los rellenos es muy fluida, el relleno se vertió directamente en su interior, hasta completar el volumen. A continuación, se enrasó la superficie del vaso y se anotó su masa (m_2). Conocido el volumen del recipiente de cristal, la densidad aparente en fresco de los rellenos se calculó a partir del valor promedio de la medida calculada a partir de la ecuación siguiente:

$$\rho_f = \frac{(m_2 - m_1)}{V} \quad (1)$$

Donde:

- ρ_f es la densidad aparente del relleno fresco [kg/m^3]
- m_1 es la masa del recipiente vacío [kg]
- m_2 es la masa del recipiente lleno de relleno [kg]
- V es el volumen del recipiente de medida [m^3].

Determinación de la viscosidad con el embudo Marsh

Para la determinación de la medida de viscosidad de los rellenos de tipo lechada con el embudo Marsh se siguió la norma americana ASTM D6910 [86]. El proceso de preparación del ensayo comienza tapando la salida del embudo con el dedo al tiempo que se sostiene en posición vertical (Figura 23). A continuación, el relleno recién mezclado y en estado líquido se vierte a través de la rejilla para eliminar cualquier partícula que pudiera bloquear la salida y, por tanto, arruinar la

medición. Una vez que el relleno llega al nivel de dicha rejilla (1,5 L), ya es posible comenzar el ensayo. Para ello, se libera la salida del embudo al mismo tiempo que se acciona el cronómetro, que medirá el tiempo que se tarda en llenar el recipiente colocado debajo hasta la marca de los 946 mL.



Figura 23: Determinación de la viscosidad con el embudo Marsh

El tiempo medido en segundos será el valor de la viscosidad Marsh (cuya unidad es el MF) y servirá como estimación de la viscosidad o trabajabilidad de la suspensión del relleno geotérmico correspondiente. Valores de MF entre 40 y 100 segundos implicarán que el material tiene una buena trabajabilidad [87].

Determinación de la exudación

La separación de agua sirve como medida de la estabilidad de la suspensión: cuanta más agua se separe más inestable será la suspensión. La importancia de este ensayo radica en los efectos adversos que la segregación de un relleno geotérmico puede ocasionar en la perforación. Una alta segregación de los componentes del relleno puede suponer un gran aumento de su resistencia térmica y un comportamiento mecánico inadecuado del relleno.

La medida de la exudación de agua en los rellenos geotérmicos se basó en la norma ASTM C 940-10 [88]. El método del ensayo consiste en verter el relleno recién mezclado en una probeta de 1000 mL y cubrir la boca de la probeta. La altura de relleno y del agua exudada se monitorizan durante 3 horas. El valor de exudación del relleno se expresa como un porcentaje del volumen inicial. La exudación se calcula a partir de la siguiente expresión:

$$Exudación (\%) = \frac{(V_2 - V_g)}{V_1} \cdot 100 \quad (2)$$

Donde:

- V_1 es el volumen de la muestra al inicio del ensayo [mL]
- V_2 es el volumen de la muestra (incluyendo el volumen agua separada) al final del ensayo [mL]
- V_g es el volumen de la masa de relleno (no incluye el volumen de agua separada) al final del ensayo [mL]

El valor límite para una buena mezcla estará entre un 1-2% de agua separada [87].

Determinación de la densidad aparente y porosidad accesible

La densidad aparente del material endurecido se define como la relación entre la masa del espécimen secado en estufa y el volumen que ocupa. La porosidad accesible se define como el volumen de poros abiertos comunicados con el exterior por unidad de volumen total.

La determinación de ambas propiedades se ha basado en la norma UNE-EN 1015-10:2000/A1:2007 [89], que establece el siguiente procedimiento para el cálculo de la densidad aparente:

- Las probetas se secan en estufa a 105 ± 5 °C hasta que tras 2h la variación de masa es inferior al 0,2%. Se anota la masa en seco $m_{s,sec}$.
- La densidad aparente se calcula dividiendo la masa en seco ($m_{s,sec}$) por el volumen del relleno endurecido (V_s). Este volumen se fija en la norma en $256 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$.

Conocido el volumen de la probeta, la densidad aparente de los rellenos se calcula como el valor promedio de la medida calculada a partir de la siguiente ecuación:

$$\rho_a = \frac{(m_{s,sec})}{V_s} \quad (3)$$

Donde:

- ρ_a es la densidad aparente del relleno endurecido [kg/m^3]
- $m_{s,sec}$ es la masa en seco del relleno endurecido [kg/m^3]
- V_s es el volumen del relleno endurecido [kg/m^3]

Para el cálculo de la porosidad accesible de los rellenos se midieron además en el laboratorio los pesos sumergidos ($m_{s,i}$) y saturados ($m_{s,sat}$) de las probetas según norma UNE-EN 1015-10:2000 [90].

Así, la porosidad accesible se determinó como el valor promedio de la medida calculada a partir de la siguiente ecuación:

$$\rho_o = \frac{(m_{s,sat} - m_{s,sec})}{(m_{s,sat} - m_{s,i})} \cdot 100 \quad (4)$$

Donde:

- ρ_o es la porosidad accesible del relleno endurecido [% en volumen]
- $m_{s,sat}$ es la masa de la probeta saturada [kg]
- $m_{s,sec}$ es la masa de la probeta secada en estufa [kg]
- $m_{s,i}$ es la masa de la probeta sumergida en agua [kg]

El ensayo se llevó a cabo sobre tres probetas por tipo de relleno, preparadas en los moldes prismáticos de tipo C descritos en la norma EN 1015-11:2000/A1 [91] (Figura 24).

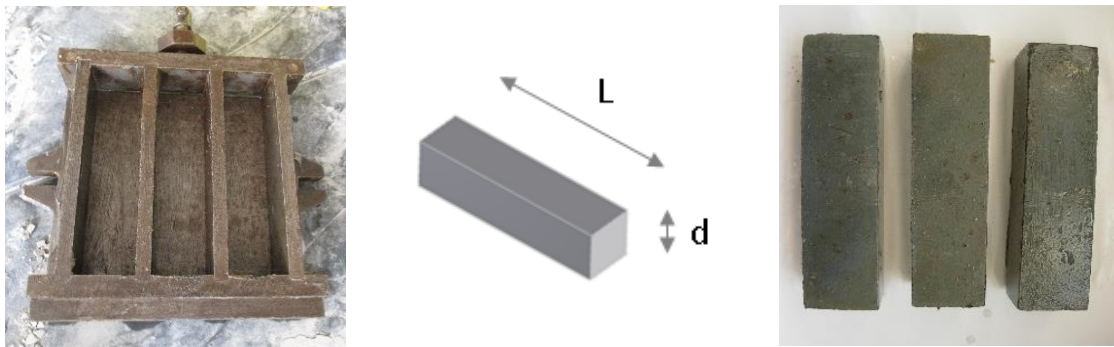


Figura 24: Moldes prismáticos (izq.) para la fabricación de probetas de 40x40x160 mm (centro y dcha.)

Determinación de la consistencia con la mesa de sacudidas

La medida de la fluidez de los rellenos de tipo mortero se llevó a cabo determinando el valor de escurrimiento por medio de la mesa de sacudidas (Figura 25). El ensayo se basó en la norma EN 1015-3:2000 [84] siguiendo el procedimiento que se describe a continuación:

- El mortero recién mezclado, en estado líquido, se vierte en un molde troncocónico dispuesto en el centro de la mesa de sacudidas y se compacta con un pistón.
- Tras 15 segundos se levanta verticalmente el molde y se imprimen 15 sacudidas a la mesa con una frecuencia de una sacudida por segundo.
- Se mide el diámetro del mortero extendido sobre la mesa con una regla y en dos direcciones perpendiculares entre sí. Se toma el valor medio de estas dos medidas como el valor de escurrimiento de la muestra ensayada.



Figura 25: Mesa de sacudidas

Determinación de la conductividad térmica

La conductividad térmica de los rellenos se determinó sobre el material saturado y de acuerdo a la norma ASTM D5334-08 [92]. Para ello, el equipo empleado fue el TPSYS02, de la marca Hukseflux, junto con el sensor TP02, de la misma marca (Figura 26). Este sensor consta de una aguja de acero inoxidable de 15 cm de longitud y 1,5 mm de diámetro provista de tres sensores de temperatura y una resistencia que aporta calor al material durante el ensayo.

El principio de trabajo de este equipo se basa en el método transitorio del hilo caliente y consiste en la transferencia de calor desde una fuente controlada que se introduce en el centro del material a ensayar. Las propiedades térmicas se determinan midiendo el cambio de temperatura que se produce por la disipación del calor a través de dicho material.

Para este ensayo se fabricaron probetas cilíndricas de tipo A, de 200 mm de altura y 67 mm de diámetro (Figura 26). Para la fabricación de las muestras, el mortero en estado fluido se vertió en moldes cilíndricos de PVC de dimensiones internas iguales a las indicadas previamente (Figura 21). En el centro del cilindro y con el relleno aún en estado líquido se introdujo un tubo de acero inoxidable de dimensiones de 200 mm de altura y 2 mm de diámetro con el objetivo de permitir la inserción del sensor durante la determinación de la conductividad térmica. Para optimizar el contacto entre tubo y aguja, esta se introducía impregnada de glicerina. Se llevaron a cabo tres mediciones por muestra y tres muestras por ensayo. La conductividad térmica se determinó como el valor medio de los resultados individuales.

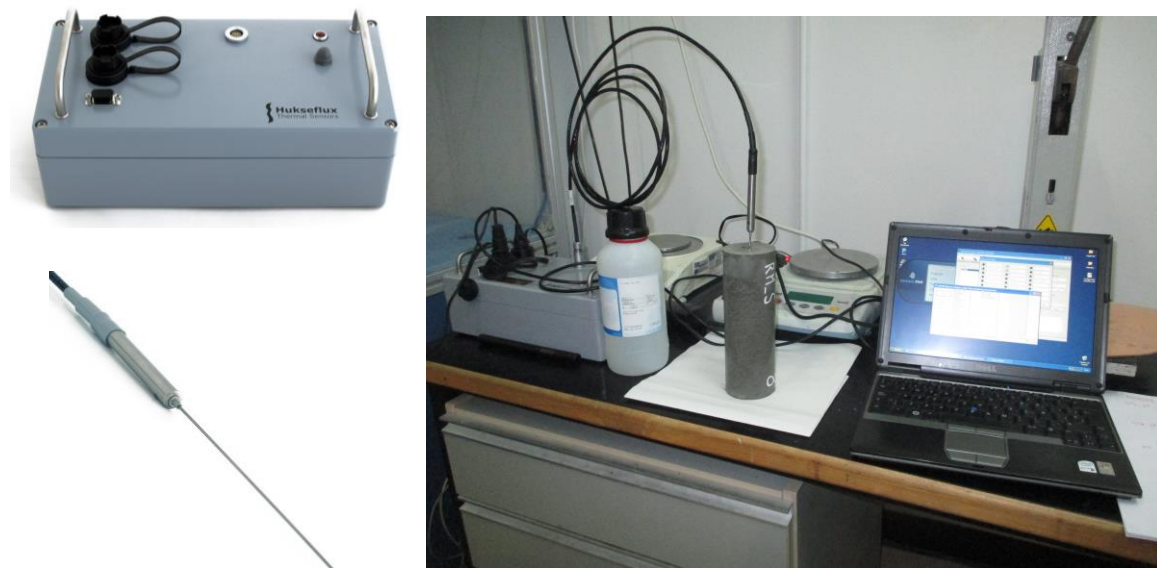


Figura 26: Equipo TPSYS02 (izq. arriba), sensor TP02 (izq. abajo) y configuración del ensayo (derecha)

Determinación de la resistencia a flexión y a compresión

Las propiedades mecánicas de los rellenos endurecidos se evaluaron por medio de los ensayos de compresión y flexión definidos en la norma UNE-EN 1015-11:2000/A1:2007 [91].

Así, la resistencia a la flexión se determina como el valor medio de los resultados individuales obtenidos al ensayar tres probetas prismáticas de 160 mm de longitud y 40 x 40 mm² de sección (Figura 24) fabricadas con los moldes de tipo C (Figura 21). Sobre estas probetas se aplica una carga a una velocidad uniforme (entre 10 y 50 N/s) y se registra la carga máxima aplicada. El ensayo se realiza en una máquina universal de ensayos (Figura 27). Las mitades de la probeta partida se utilizaron posteriormente para la determinación de la resistencia a compresión. La resistencia a la flexión se calcula por medio de la siguiente expresión:

$$f = 1,5 \cdot \frac{(F \cdot l)}{b \cdot d^2} \quad (5)$$

Donde:

- f es la resistencia a la flexión [N/mm²]
- F es la carga máxima aplicada [N]
- l es la distancia entre los ejes de los rodillos de apoyo [mm]
- b es el alto de la probeta [mm]
- d es el ancho de la probeta [mm]

La resistencia a la compresión se determina como el valor medio de los valores obtenidos tras ensayar las seis mitades obtenidas del ensayo de resistencia a la flexión. Para la realización del ensayo, se instala la probeta en la máquina de ensayo (Figura 27) y se aplica una carga creciente a un ritmo constante (entre 50 y 500 N/s). La resistencia (N/mm^2) se calcula dividiendo la carga máxima soportada (N) por la probeta por su sección transversal (mm^2).

Como los rellenos geotérmicos no tienen un propósito estructural, los valores de la resistencia mecánica son un indicador indirecto de la potencial aparición de fisuras internas y del deterioro del material en los rellenos cuando son sometidos a las distintas condiciones de operación.



Figura 27: Equipo universal de ensayos (izq.), ensayo flexión (dcha. arriba) y ensayo compresión (dcha. abajo)

Determinación de la conductividad hidráulica

La medida de la permeabilidad del sistema relleno-tubería es un indicador, por una parte, de la calidad de la unión entre la tubería y el relleno y de la posible degradación de esta unión cuando es sometida a diferentes condiciones de operación. Por otra parte, la permeabilidad del sistema relleno-tubería es un indicador de la formación de fisuras o el deterioro del relleno.

La conductividad hidráulica se estimó a través de un ensayo de permeabilidad de carga variable diseñado para este propósito. Este método, utilizado habitualmente en materiales de muy baja permeabilidad, hace uso de un dispositivo que permite la realización del ensayo sobre el sistema relleno-tubería (Figura 28).

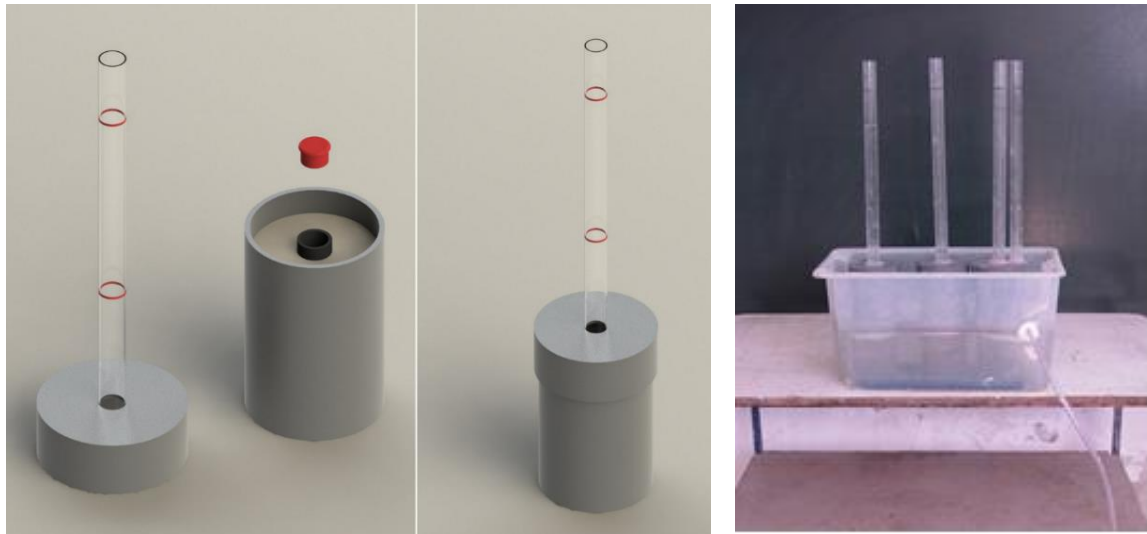


Figura 28: Dispositivo para determinar la permeabilidad de carga variable en conjuntos relleno/tubería

El dispositivo consta de un molde de PVC de 110 mm de altura y 90 mm de diámetro (de tipo B, como el de la Figura 21) que contiene en su interior el conjunto relleno-tubería; una tapa para cubrir el orificio de la tubería y evitar que el agua circule por su interior; y un tubo de metacrilato con dos marcas pegado a una tapa de PVC que proporcionará la columna de agua variable durante el ensayo. La unión entre el relleno y el molde de PVC se sella con silicona para hacer que el flujo de agua pase únicamente a través del propio relleno o bien a través de la posible separación existente entre el relleno y la tubería.

El ensayo se lleva a cabo llenando la columna con agua y permitiendo la infiltración a través de la probeta relleno-tubería. Una vez que el tubo de metacrilato se rellena de agua hasta la marca superior, la conductividad hidráulica se estima en base al tiempo necesario para que la cabeza de agua caiga una determinada longitud. El valor de la conductividad hidráulica se calcula por medio de la siguiente expresión:

$$K = \frac{(V \cdot L)}{(h_0 - h) \cdot A \cdot t} \cdot \ln\left(\frac{h_0}{h}\right) \quad (6)$$

Donde:

- K es la conductividad hidráulica [m/s]
- V es el volumen de agua que ha pasado a través de la probeta [m³]
- L es la longitud de la probeta [m]
- h_0 es la altura inicial de la columna de agua [m]
- h es la altura final de la columna de agua [m]
- A es la sección transversal de la probeta [m²]
- t es el tiempo para que el agua baje de h_0 a h [s]

El ensayo se realiza sobre tres probetas saturadas por cada tipo de relleno y la conductividad hidráulica se determina como la media de los valores individuales.

Determinación de la adherencia relleno-tubería

Este ensayo permite comparar la resistencia al deslizamiento entre la tubería y el relleno de las probetas relleno-tubería para diferentes tipos de materiales. Por otro lado, igual que el ensayo anterior, este ensayo permite detectar la posible degradación de la unión cuando los rellenos son sometidos a diferentes condiciones de operación. La pérdida de adherencia entre la tubería y el relleno daría idea de una posible pérdida en la eficiencia térmica de la instalación y de problemas de tipo medioambiental, como la contaminación entre acuíferos, en ciertas zonas geográficas.

La evaluación de la adherencia entre el sistema relleno-tubería se ha llevado a cabo midiendo la resistencia al desplazamiento tubo-relleno al aplicar una carga constante. Para ello, se emplean probetas cilíndricas fabricadas con moldes de PVC, de 130 mm de altura y 110 mm de diámetro interior, en el centro de cuya cara se ha insertado un tubo de PEAD de 32 mm de diámetro exterior (se trata de un molde de tipo D, como el de la Figura 21). El relleno se vierte en estado líquido en el espacio anular entre el molde de PVC y el tubo de PEAD. Al objeto de permitir el desplazamiento del tubo de PEAD respecto al relleno y, a diferencia de las probetas empleadas en la determinación de la conductividad hidráulica, en este caso dicho tubo se coloca desplazado una altura respecto de la base del molde de PVC (Figura 29).

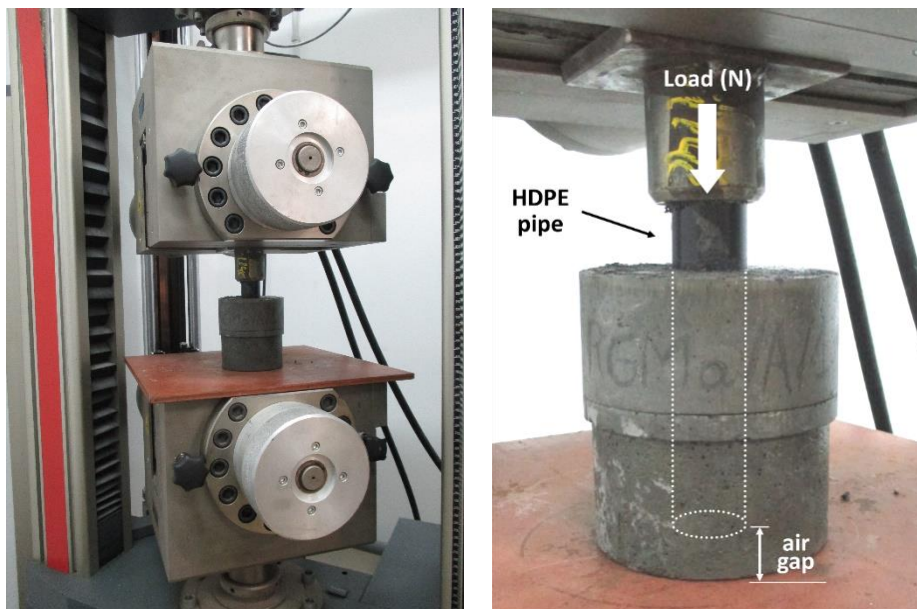


Figura 29: Dispositivo para la determinación de la adherencia entre relleno y tubería

El principio del ensayo consiste en aplicar un esfuerzo de compresión a velocidad constante en el extremo superior de la tubería de polietileno con la probeta descansando sobre la cara opuesta, de modo que no se impida el desplazamiento vertical de la tubería cuando la carga alcance un

cierto umbral (Figura 29). La carga máxima registrada durante el ensayo se define como la resistencia de la unión entre el relleno y el tubo. El ensayo se realiza sobre tres probetas saturadas por tipo de relleno. La adherencia relleno-tubería se determina como la media de los valores individuales.

Determinación de la velocidad de propagación de ultrasonidos

Este método de caracterización de materiales se basa en el fenómeno físico de la propagación de ondas en un medio material. El objetivo del ensayo es detectar posibles alteraciones en la calidad del relleno a lo largo del tiempo cuando este se ve sometido a diferentes condiciones de operación.

El método de ensayo consiste en medir el tiempo que tarda un impulso ultrasónico en recorrer la distancia entre un emisor y un receptor colocados en caras opuestas de la probeta (Figura 30). La velocidad de propagación se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$V = \frac{l}{t} \quad (7)$$

Donde:

- l es la distancia entre los transductores [m].
- t es el tiempo de propagación [s].

El valor del tiempo de propagación de una probeta (t) se calculó a partir del valor promedio de dos mediciones tomadas en dos posiciones diferentes (cuatro mediciones en total). El ensayo se realizó sobre tres probetas saturadas y la velocidad de propagación se determinó como la media de los valores individuales.



Figura 30: Dispositivo para la determinación de la velocidad de propagación de ultrasonidos

Durante la realización del ensayo y, con el objetivo de obtener valores reproducibles, se tuvieron en cuenta aquellas condiciones del ensayo descritas en la norma UNE 83-308-86 (anulada) [93] que podían afectar a la velocidad medida.

- Se empleó vaselina para optimizar la calidad del contacto entre los transductores y la superficie de la probeta.
- Puesto que el contenido de humedad del material puede afectar a los resultados del ensayo, todas las probetas se ensayaron saturadas, retirando el agua sobrante de la superficie de la probeta con un paño.
- Las probetas se ensayaron a temperatura ambiente, evitando temperaturas por debajo de 0°C y por encima de 30°C, umbral que establece la norma como aquel a partir del cual se producen cambios significativos en los tiempos medidos.
- Finalmente, todas las probetas comparadas poseían la misma forma y tamaño.

3.2.2. Evaluación de la durabilidad

Resistencia a ciclos calor-frío

El objetivo de este ensayo es el análisis de la resistencia de cada uno de los rellenos a la variación térmica que sufren durante su funcionamiento estacional. Una bomba de calor geotérmica tiene dos modos de funcionamiento: invierno y verano. Durante el invierno, el fluido que circula por el intercambiador de calor enterrado trabajará a temperaturas bajas, en torno a los 5°C, aunque en función de las necesidades de calefacción del edificio esta puede alcanzar valores negativos. Durante el verano, el fluido caloportador puede alcanzar temperaturas de hasta 40-45°C.

Debido a la diferencia entre el coeficiente de dilatación térmica α ($^{\circ}\text{C}^{-1}$) del relleno y de la tubería de PEAD, la magnitud de la variación del volumen (expansión/retracción de su diámetro, longitud, etc.) de ambos puede ser muy diferente, lo que podría afectar muy negativamente a la calidad de la adherencia tubería-relleno y, por ende, a la capacidad de barrera hidráulica del relleno y a la resistencia térmica de la perforación.

Durante estos ensayos las probetas se sometieron a un total de 28 ciclos de calor-frío, cada ciclo con una duración de 24 horas. Durante las primeras 12 horas, las probetas fueron sumergidas en un baño a una temperatura de 40°C para, a continuación, introducir las otras 12 horas en un baño a 5°C (Figura 31). Se determinaron las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas a diferentes ciclos según ensayos referidos en el apartado anterior y de acuerdo a lo indicado en la Tabla 4.

Cada ensayo se realizó sobre tres probetas saturadas por cada tipo de relleno, determinándose el valor final de cada parámetro como la media de los resultados individuales. La durabilidad de los rellenos geotérmicos se evaluó analizando la evolución de sus propiedades a medida que las muestras eran sometidas de forma repetida a los ciclos calor-frío.



Figura 31: Baño termostático para el acondicionamiento de las probetas

Tabla 4. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos calor-frío

Ciclo calor-frío	
Ensayo	Nº ciclo
Conductividad térmica	0, 7, 14, 28
Resistencia a la flexión	0, 28
Resistencia a la compresión	0, 28
Conductividad hidráulica ¹	0, 7, 14, 28
Velocidad de propagación de ultrasonidos ²	0, 28

¹ El ensayo de determinación de la conductividad hidráulica se repitió sellando la separación entre el tubo interior de PEAD y el relleno.

² Tres probetas, dos mediciones en dos posiciones diferentes.

Resistencia a ciclos hielo-deshielo

En zonas climáticas con grandes necesidades de calefacción, el riesgo de congelación del relleno que rodea a la sonda se incrementa debido a la mayor cantidad de energía que ha de ser extraída del terreno. Para emular dicha situación y estudiar la resistencia de los rellenos a esas condiciones de congelación y descongelación periódicas, se planteó llevar a cabo un ensayo de un total de 28 ciclos hielo-deshielo de 24 horas de duración cada uno.

Así, por cada ciclo, las probetas se mantuvieron en un congelador a -10°C durante 8 horas para, a continuación, sumergirlas en agua a temperatura ambiente durante las restantes 16 horas. Se determinaron las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas a diferentes ciclos según ensayos referidos en el apartado anterior y de acuerdo a lo indicado en la Tabla 5.

Cada ensayo se realizó sobre tres probetas saturadas por cada tipo de relleno, determinándose el valor final de cada parámetro como la media de los resultados individuales. La durabilidad de los rellenos geotérmicos a los ciclos hielo-deshielo se evaluó analizando la evolución de sus propiedades a medida que las muestras eran sometidas de forma repetida a dichos ciclos.

Tabla 5. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos hielo-deshielo

Ciclo hielo-deshielo	
Ensayo	Nº ciclo
Conductividad térmica	0, 7, 14, 28
Resistencia a la flexión	0, 28
Resistencia a la compresión	0, 28
Conductividad hidráulica ¹	0, 7, 14, 28
Velocidad de propagación de ultrasonidos ²	0, 28

¹ El ensayo de determinación de la conductividad hidráulica se repitió sellando la separación entre el tubo interior de PEAD y el relleno.

² Tres probetas, dos mediciones en dos posiciones diferentes.

Resistencia a ciclos de humedad-sequedad (Tipo G)

En aquellas regiones en las que el nivel de la capa freática varía en función de la estación del año o de la climatología, a la hora de seleccionar un material de relleno para las sondas geotérmicas es importante conocer el efecto que sobre las propiedades del relleno elegido podrían tener los continuos cambios de humedad del terreno. Para simular esta situación en el laboratorio, las probetas fueron sometidas a 14 ciclos humedad-sequedad, observándose las alteraciones que sobre las propiedades iniciales de los rellenos pudieran darse a los 7 y 14 ciclos.

Cada ciclo de humedad-sequedad consistió en un periodo inicial de inmersión durante el que las probetas se sumergieron en agua a temperatura ambiente durante 7 días, seguido de un periodo de secado en el que las probetas se mantuvieron en la estufa durante 2 días a una temperatura de 40°C. Se determinaron las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas a diferentes ciclos según ensayos referidos en el apartado anterior y de acuerdo a lo indicado en la Tabla 6.

Tabla 6. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos humedad-sequedad

Ciclos humedad-sequedad (Tipo G)	
Ensayo	Nº ciclo
Conductividad térmica	0, 7, 14
Resistencia a la flexión	0, 14
Resistencia a la compresión	0, 14
Conductividad hidráulica	0, 7, 14
Velocidad de propagación de ultrasonidos ¹	0, 14

¹ Tres probetas, dos mediciones en dos posiciones diferentes.

Cada ensayo se realizó sobre tres probetas saturadas por cada tipo de relleno, determinándose el valor final de cada parámetro como la media de los valores individuales. La durabilidad de los rellenos geotérmicos a los continuos cambios de humedad se determinó analizando la evolución de sus propiedades a medida que las muestras eran sometidas de forma repetida a los ciclos de humedad-sequedad descritos.

Resistencia a ciclos de humedad-sequedad (Tipo M)

El método de evaluación de la resistencia de los rellenos de tipo mortero a los ciclos humedad-sequedad se modificó respecto al empleado para los rellenos de tipo lechada. Igualmente, la lista de ensayos realizados antes y después de someter a los rellenos a estos ciclos cambió ligeramente, incorporando el ensayo de adherencia relleno-tubo y eliminando el de velocidad de propagación de ultrasonidos. Las razones para este cambio fueron, por una parte, eliminar la influencia que el calor aportado por la estufa tenía en el potencial deterioro del relleno y del sistema relleno-tubería; y por otra, dado que la variación esperada de la permeabilidad del sistema relleno-tubería era muy limitada [55], aportar resultados de la calidad de dicha unión basados en un ensayo no empleado anteriormente para este tipo de análisis de durabilidad.

Los rellenos fueron sometidos a 11 ciclos de humedad-sequedad, estudiándose las alteraciones que sobre sus propiedades iniciales pudieran darse producto de la aplicación de dichos ciclos. La duración de cada ciclo fue de 72 horas. Las probetas se sumergieron en un tanque de agua a 20°C durante las primeras 24 horas, secándose posteriormente a temperatura ambiente durante 48 horas. Se determinaron las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas a diferentes ciclos según ensayos referidos en el apartado anterior y de acuerdo a lo indicado en la Tabla 7.

Cada ensayo se realizó sobre tres probetas saturadas por cada tipo de relleno, determinándose el valor final de cada parámetro como la media de los valores individuales. La durabilidad de las muestras de relleno a los continuos cambios de humedad se determinó analizando la evolución de sus diferentes propiedades al ser sometidas de forma repetida a los ciclos descritos.

Tabla 7. Evaluación de la resistencia de los rellenos geotérmicos a los ciclos humedad-sequedad

Ciclos humedad-sequedad (Tipo M)	
Ensayo	Nº ciclo
Conductividad térmica	0, 11
Resistencia a la flexión	0, 11
Resistencia a la compresión	0, 11
Adherencia relleno-tubería	0, 11
Conductividad hidráulica ¹	0, 11

¹ Únicamente en 3 (más la referencia) de los morteros.

4. RESUMEN DE RESULTADOS Y DISCUSIÓN

4.1. CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL Y DURABILIDAD DE RELLENOS GEOTÉRMICOS DE TIPO LECHADA (G)

En esta primera fase de la investigación se caracterizaron diferentes formulaciones de rellenos geotérmicos de tipo lechada, con alto contenido en agua y por tanto elevada trabajabilidad, desde el punto de vista de sus propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas. Así mismo, se llevó a cabo el estudio de la evolución de dichas propiedades tras ser sometidos los rellenos a un total de 28 ciclos calor-frío, 28 ciclos congelación-descongelación y 14 ciclos humedad-sequedad.

Para este estudio se definieron cinco formulaciones de relleno geotérmico. Cuatro de los rellenos (G1-G4) estaban formados por diferentes cantidades de cemento, arena silíceo, bentonita y agua. En dos de ellos (G2 y G4) parte de la arena fina se sustituyó por grafito de similar granulometría. Por su parte, el quinto material (G5) consistía en una mezcla de agua, bentonita y arena silíceo.

4.1.1. Caracterización física de los rellenos geotérmicos G1 a G5

Para la caracterización física de estos rellenos se plantearon los siguientes ensayos: densidad de la suspensión, densidad aparente, absorción de agua, porosidad accesible, viscosidad Marsh y exudación, cuya descripción completa se incluye en la sección 3.2.1.

Los resultados de la caracterización física se muestran en la Tabla 8. En el caso del relleno G5, debido a su baja consistencia, no se pudieron calcular ni la absorción de agua ni su porosidad accesible. En cuanto a su densidad aparente, ésta se calculó en base a sus componentes (arena y bentonita), proporciones y densidades.

Como se puede observar en la Tabla 8, el relleno G2 presenta la densidad aparente más baja, debido principalmente a la mayor cantidad de agua (y menor cantidad de arena) empleada para su fabricación. En este sentido, la Figura 32 y la Figura 33 muestran claramente la influencia de la cantidad de agua tanto en la densidad aparente como en la porosidad accesible de las lechadas ensayadas. Estos resultados confirman la ya conocida influencia del agua de mezclado en la porosidad final de las lechadas y morteros.

Por otro lado, los valores de viscosidad Marsh de los rellenos G1-G4 se corresponden con los valores esperados para este tipo de rellenos, mientras que la viscosidad Marsh del relleno G5 es mucho más elevada de lo deseable, producto seguramente de su composición. A pesar de ello, se consideró que G5 era lo suficientemente fluido como para continuar con su caracterización física.

Tabla 8. Propiedades físicas de los rellenos geotérmicos G1 a G5

RELLENO	G1	G2	G3	G4	G5
Cemento (%)	49	36	35	8	0
Bentonita (%)	4	6	15	18	12
Arena (%)	18	3	14	38	55
Grafito (%)	0	11	3	0	0
Agua (%)	30	44	33	36	33
Agua/sólido (kg/kg)	0.40	0.80	0.50	0.60	0.50
Densidad de la suspensión	1760 kg/m ³	1367 kg/m ³	1658 kg/m ³	1661 kg/m ³	1697 kg/m ³
Viscosidad Marsh (MF)	40 s	80 s	46 s	42 s	> 1200 s
Densidad aparente	1412 kg/m ³	832 kg/m ³	1240 kg/m ³	1245 kg/m ³	1317 kg/m ³
Absorción de agua	30%	65%	40%	40%	-
Porosidad accesible	42%	54%	49%	50%	-
Exudación	3%	< 1%	< 1%	< 2%	< 1%

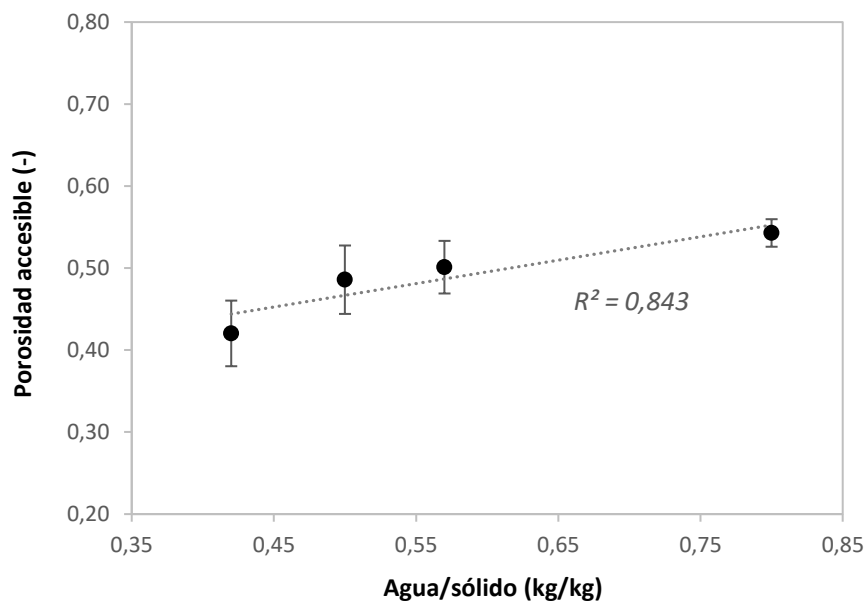


Figura 32: Influencia de la relación agua/sólido en la porosidad accesible de los rellenos G1 a G4

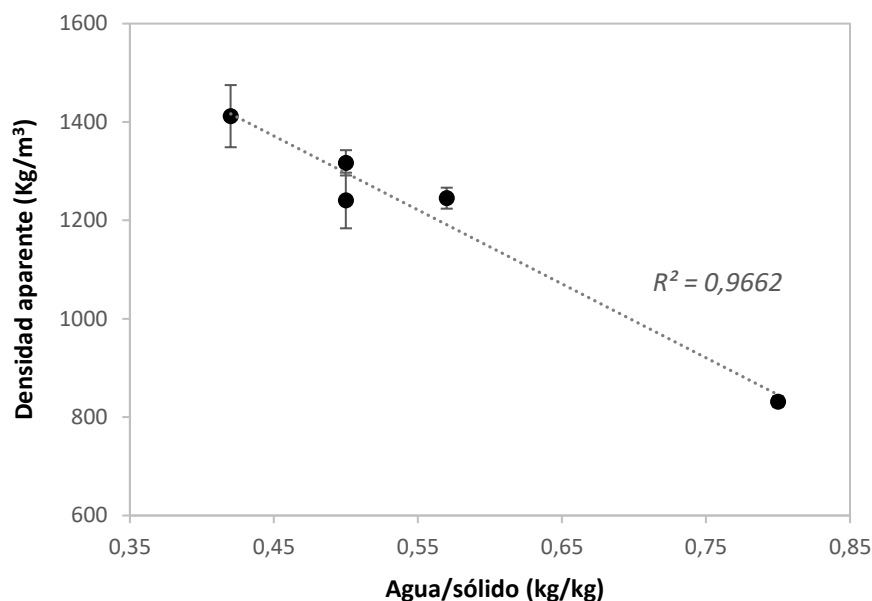


Figura 33: Influencia del agua de mezclado en la densidad aparente de los rellenos G1 a G5

4.1.2. Caracterización térmica de los rellenos geotérmicos G1 a G5

La conductividad térmica de los rellenos geotérmicos se determinó de acuerdo a la metodología planteada en la sección 3.2.1. Los resultados de los ensayos de conductividad térmica realizados a los rellenos G1 a G5, una vez finalizado el periodo de curado y justo antes de ser sometidos a los ciclos calor-frío, se muestran en la Tabla 9. A primera vista, las bajas densidades en general y la reducida conductividad térmica de la bentonita en particular, parecen influir grandemente en las propiedades térmicas de los rellenos, cuyos valores están por debajo de los observados por otros autores en rellenos de base cemento de tipo mortero [54, 62].

En la Figura 34 se presenta la conductividad térmica de los rellenos en función de la cantidad de bentonita empleada. Aunque hay que tener en cuenta que la composición de los diferentes rellenos analizados no es constante, sí parece existir una influencia negativa de este material en la conductividad térmica, más teniendo en cuenta: 1) su menor conductividad térmica respecto al resto de materiales [94,95]; 2) la alta conductividad térmica de la arena silíceo y el grafito, que, sin embargo, siguen en conjunto una tendencia contraria a la conductividad de los rellenos.

Igualmente, la relación entre la conductividad térmica y el contenido de agua es muy relevante en este aspecto. Así, contenidos de agua muy altos dan lugar a una mayor porosidad y, por ende, a una menor conductividad térmica [74, 96]. En este caso, esto no es tan evidente por el efecto modificador de la gran cantidad de grafito añadido al relleno G2 (Figura 35).

Tabla 9. Conductividad térmica de los rellenos G1 a G5 después de 28 días de curado.

RELLENO	G1	G2	G3	G4	G5
Conductividad térmica (W/m·K)	1,59 ±0,02	1,59 ±0,01	1,42 ±0,02	1,38 ±0,03	1,64 ±0,01

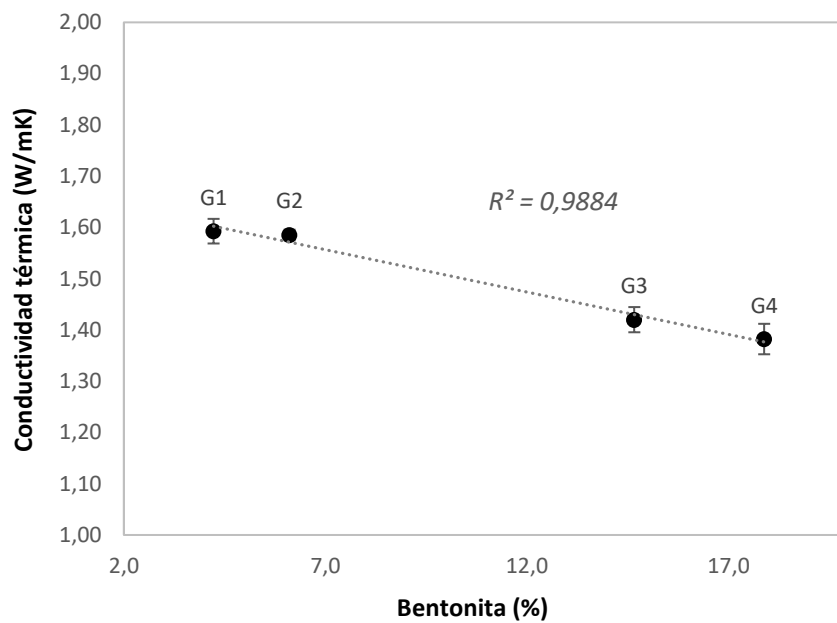


Figura 34: Influencia del contenido de bentonita en la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4

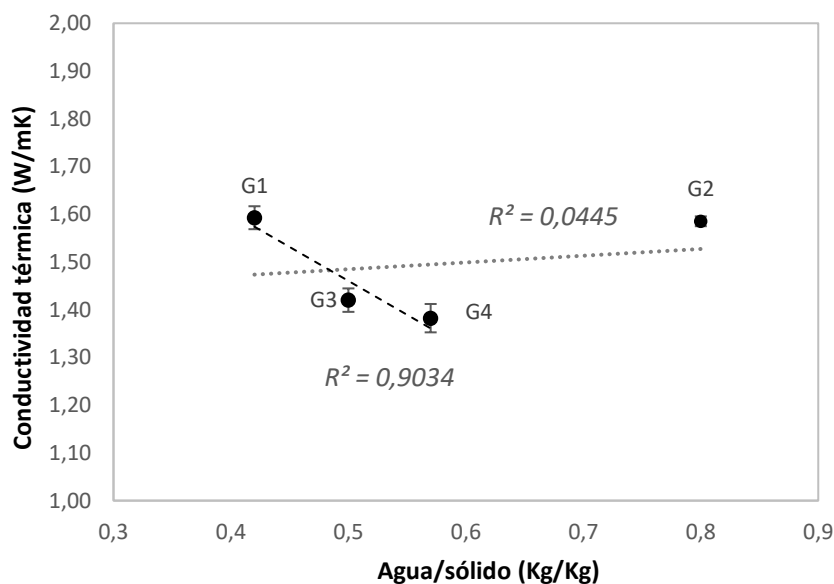


Figura 35: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4

En cualquier caso, las conductividades térmicas obtenidas en los rellenos analizados no son tan altas como se podría esperar [50, 51, 53], sobre todo en el caso de las lechadas con altas cantidades de arena silíceo o grafito. En el caso particular del relleno G2 se ha observado que la presencia del grafito en una cantidad considerable hace que la relación agua/sólido requerida durante su fabricación sea más alta (Tabla 8) [97, 98], motivo por el cual se obtiene una densidad aparente muy baja y un valor de conductividad mucho menor de lo esperado.

Aunque en este caso la conductividad térmica del material haya sido sacrificada en comparación con otros rellenos mejorados térmicamente, los rellenos evaluados consiguen unas propiedades térmicas aceptables y cumplen ampliamente con los requisitos de trabajabilidad necesarios.

4.1.3. Caracterización mecánica de los rellenos geotérmicos G1 a G5

Los resultados de la resistencia a compresión y flexión de los rellenos geotérmicos G1 a G4 se presentan en la Figura 36. Los ensayos se llevaron a cabo tras el correspondiente proceso de curado de las probetas, al aire durante 48 horas y sumergidas en agua hasta alcanzar los 28 días. El relleno G5, no pudo ser ensayado debido a que presentó una consistencia extremadamente blanda, considerándose nula su resistencia a la flexión y a la compresión.

Los resultados de resistencia a compresión están en todos los casos dentro del rango de valores obtenidos en otros rellenos tipo lechada [52, 53]; sin embargo, se pueden considerar bajos o muy bajos si se comparan con rellenos tipo mortero como los analizados en la segunda parte de esta tesis [59, 61]. Como se puede observar en la Figura 36, la relación agua/cemento utilizada para fabricar estos rellenos influye de forma significativa en su comportamiento mecánico. Así, igual que ocurre en otros estudios [74, 99], los mayores valores de resistencia mecánica se obtienen para los rellenos con menor relación agua/cemento (G1 y G3).

El relleno G2 puede considerarse, como en el caso de su conductividad térmica, un caso atípico por la considerable cantidad de arena que fue sustituida por grafito. A pesar de tener contenidos de cemento y arena muy similares a G3 e incluso menor cantidad de bentonita, la baja densidad aparente debida a la mayor cantidad de agua empleada para su fabricación, el bajo coeficiente de fricción (alta lubricidad de las partículas de grafito) y la menor afinidad del grafito por el agua, habrían influido muy negativamente en la resistencia a compresión y flexión del material [100].

Por lo tanto, el comportamiento mecánico de las lechadas analizadas está claramente asociado al aumento de la porosidad adquirida como resultado de las altas relaciones agua/sólido que se emplearon en su fabricación. Sin embargo, hay que tener en cuenta que, en general, la resistencia mecánica no es un factor relevante a la hora de seleccionar rellenos para ciertas aplicaciones de geotermia superficial, como por ejemplo su empleo en zonas donde el riesgo de contaminación de acuíferos es bajo. Para casos en que el riesgo es más elevado deberían utilizarse rellenos como los estudiados en la segunda parte de esta tesis, con mejores propiedades mecánicas [59, 62].

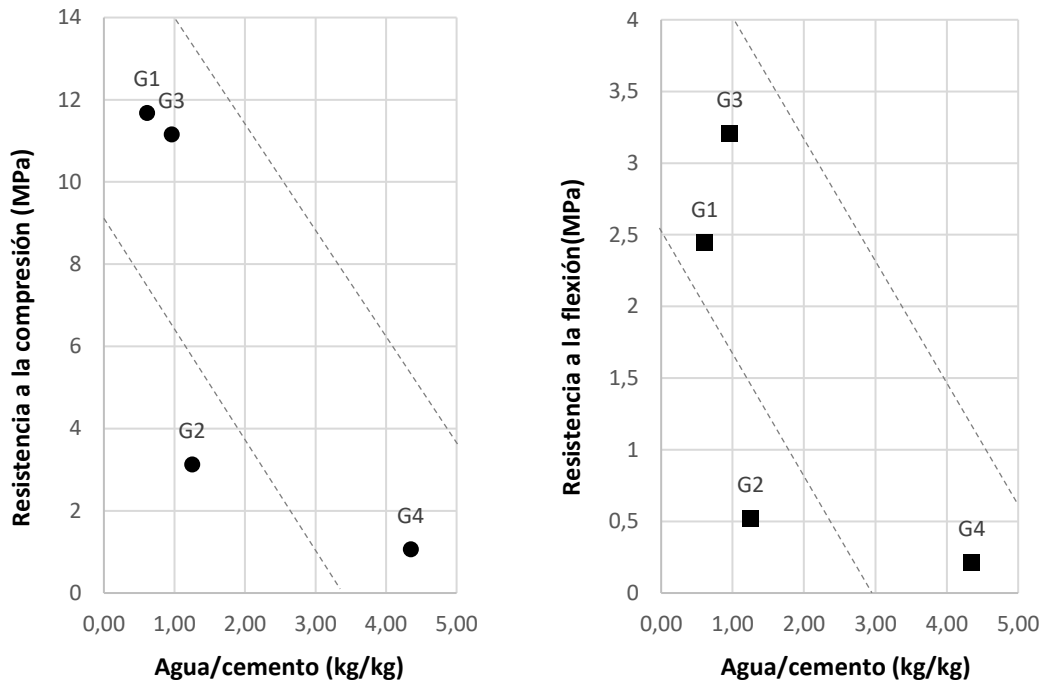


Figura 36: Influencia de la relación agua/cemento en la resistencia mecánica de los rellenos G1 a G4

Como continuación del análisis de las propiedades mecánicas de los rellenos, se llevaron a cabo ensayos para la determinación de las velocidades de propagación de ultrasonidos. Los resultados de estos ensayos se muestran en la Figura 37, siendo las conclusiones similares a las obtenidas en los ensayos anteriores. Así, aunque con diferencias pequeñas entre rellenos, concretamente de entre el 10% y el 20%, se observa que cuanto mayor es la cantidad de agua empleada para su fabricación y, por tanto, su porosidad asociada, menor es la velocidad a la que los ultrasonidos viajan a su través.

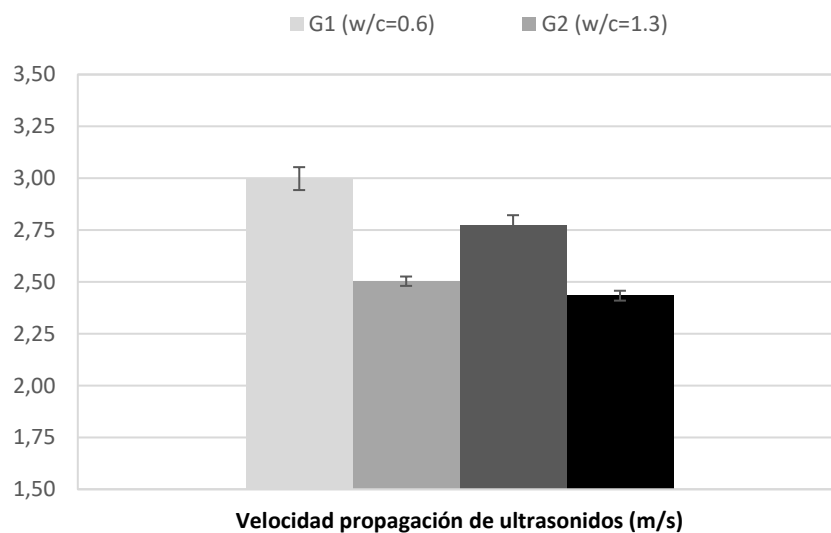


Figura 37: Velocidad de propagación de ultrasonidos a través de los rellenos G1 a G4

4.1.4. Caracterización hidráulica de los rellenos geotérmicos G1 a G5

La determinación de la conductividad hidráulica o permeabilidad del conjunto relleno/tubería de cada uno de los materiales estudiados se ha llevado a cabo tras el correspondiente periodo de curado de 28 días y de acuerdo a la metodología descrita en la sección 3.2.1. Los resultados obtenidos se presentan en la Tabla 10 y muestran valores de conductividad hidráulica muy bajos, sobre todo si se tiene en cuenta la alta relación agua/sólido de los rellenos evaluados. Por otro lado, los resultados están muy próximos (aunque son ligeramente superiores) a los obtenidos en [74] y son menores que los obtenidos para los conjuntos relleno-tubería en [55], [57] y [59], incluso si se consideran las diferencias existentes en la metodología seguida. En cualquier caso, se trata de resultados que corroboran la existencia de un sellado inicial de calidad en la unión entre la tubería de PEAD y los cinco rellenos analizados.

Tabla 10. Conductividad hidráulica de los conjuntos relleno-tubería GP1 a GP5 después de 28 días de curado.

RELLENO-TUBERÍA	GP1	GP2	GP3	GP4	GP5
Conductividad hidráulica (m/s)	2.5E-10 ±1.2E-10	6.9E-10 ±1.1E-10	2.9E-10 ±8.5E-11	4.8E-10 ±1.6E-10	3.4E-10 ±9.3E-11

A primera vista parece existir una clara relación entre la cantidad de agua de amasado usada para la fabricación de los rellenos y la conductividad hidráulica de estos (Figura 38), lo que podría ser debido, como en los casos anteriores, al aumento de la porosidad accesible de los rellenos.

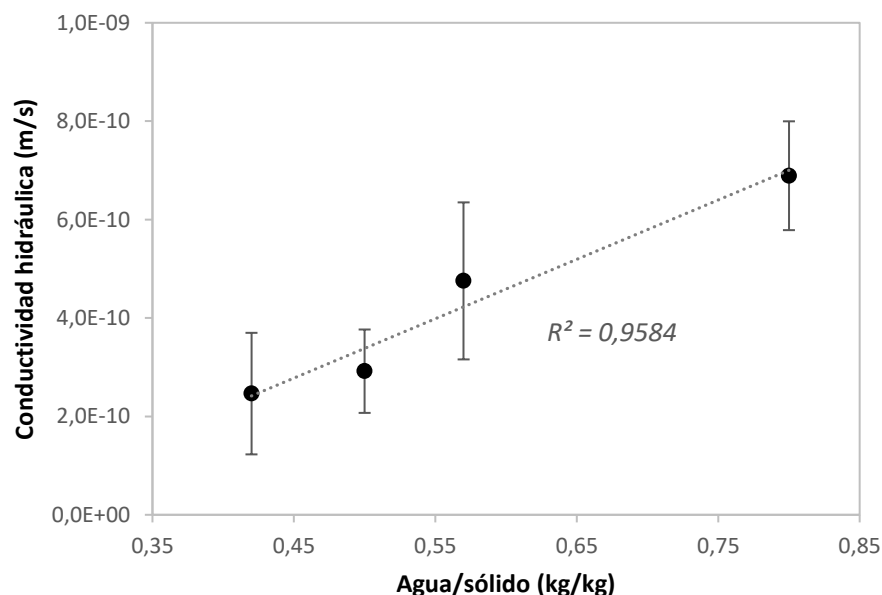


Figura 38: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad hidráulica de GP1 a GP4

Por otro lado, existen otras dos posibles razones cuya contribución no puede descartarse. En primer lugar, la precisión del ensayo no es lo suficientemente alta como para considerar las muy pequeñas diferencias obtenidas entre los valores de permeabilidad; y, más importante, el hecho de que el ensayo propuesto mida la permeabilidad del conjunto relleno-tubería hace que no sea posible omitir la influencia de la interfase de unión entre ambos elementos.

4.1.5. Resistencia de los rellenos G1 a G4 a ciclos calor-frío

Tras la caracterización inicial de los rellenos geotérmicos analizados se llevó a cabo un estudio de la evolución de las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas de dichos rellenos tras ser sometidos a un tratamiento térmico compuesto por 28 ciclos calor-frío.

El objetivo del estudio era el análisis de la resistencia de cada uno de los rellenos a la variación térmica que sufren durante su funcionamiento estacional. Así pues, una vez finalizado el periodo de curado de 28 días, los rellenos se sometieron a 28 ciclos calor-frío con una duración por ciclo de 24 horas de acuerdo a la metodología descrita en la sección 3.2.2. El relleno G5 no pudo ser sometido a ciclos calor-frío debido a la pérdida de consistencia sufrida al ser sumergido en agua.

Con respecto a la conductividad térmica de los rellenos, su evolución a medida que progresan los ciclos térmicos se muestra en la Figura 39. Los resultados obtenidos revelan que los rellenos no se ven afectados de forma significativa por los ciclos de calor-frío. Aparentemente, las cargas térmicas aplicadas, correspondientes a la operación habitual de una bomba de calor geotérmica no sometida a condiciones extremas, no son lo suficientemente severas para causar fracturas o fisuras que tengan una influencia en las propiedades térmicas del material. Una inspección visual confirmó la ausencia de daños en las muestras Figura 40.

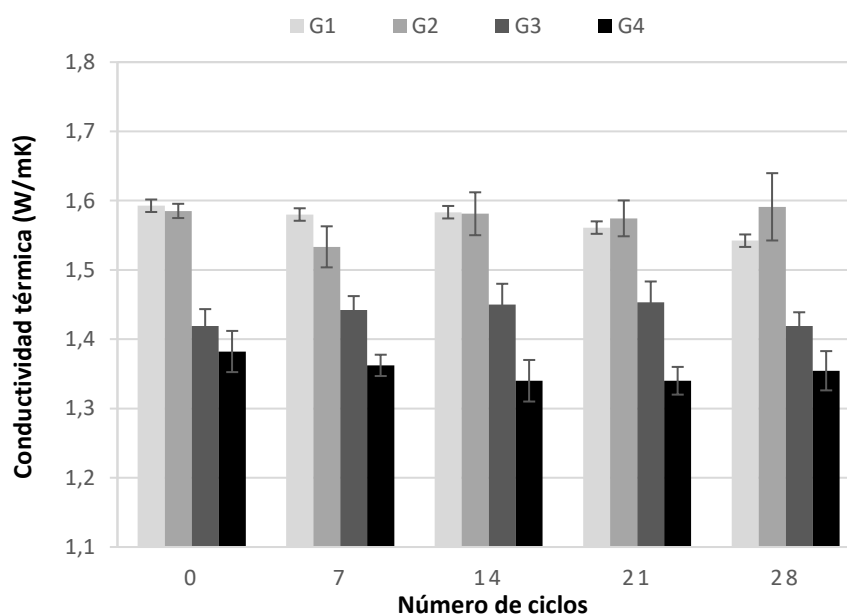


Figura 39: Evolución de la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 sometidos a ciclos térmicos

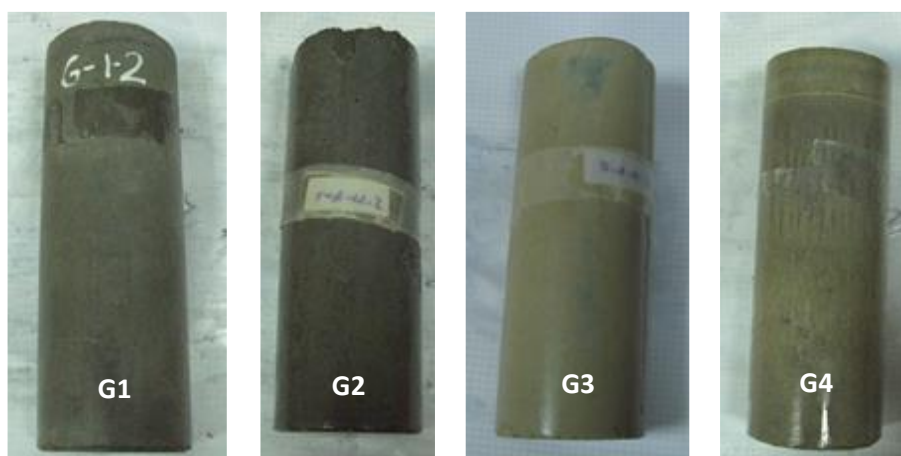


Figura 40: Probetas de conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 tras 28 ciclos calor-frío

La pérdida de resistencia a la flexión y a la compresión de los rellenos tras ser sometidos a los 28 ciclos calor-frío se presenta en la Figura 41. Al igual que ocurrió con la conductividad térmica, no se observaron cambios significativos en la resistencia mecánica de los rellenos, aumentando está ligeramente en aquellos con un mayor desequilibrio en la relación agua/sólido.

Así, la precisión de la máquina de ensayos no permitió extraer conclusiones sobre las pequeñas diferencias entre los rellenos G1 y G3 antes y después del tratamiento térmico. En cuanto a la inspección visual de las muestras ensayadas, no se observaron grietas que pudieran debilitar la integridad estructural del material, tan solo pequeñas fisuras sin importancia a nivel superficial Figura 42.

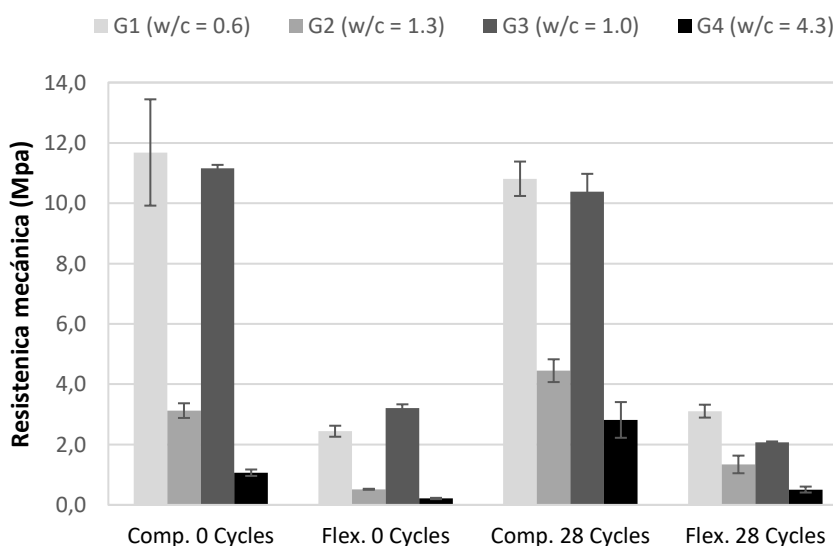


Figura 41: Evolución de la resistencia mecánica tras la aplicación de 28 ciclos térmicos

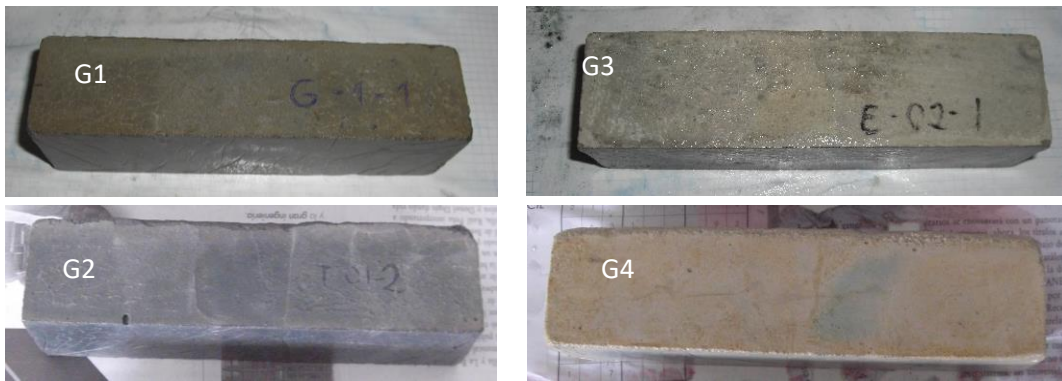


Figura 42: Probetas prismáticas de los rellenos G1 a G4 tras 28 ciclos calor-frío (de izq. a dcha.)

Como parte del estudio de la pérdida de resistencia mecánica de los rellenos tras verse sometidos al tratamiento térmico, se determinó la velocidad de propagación de ultrasonidos para cada uno de los materiales antes y después de su aplicación. Los resultados se presentan en la Figura 43 y muestran variaciones nada significativas del 3% de media que no permiten extraer conclusión alguna más allá de la no influencia del tratamiento.

Finalmente, la influencia de las cargas térmicas en la conductividad hidráulica del relleno y, de forma indirecta, en la calidad de la unión entre el relleno y la tubería, se muestra en la Figura 44. En general, se observa un cambio en la conductividad hidráulica de los rellenos a medida que se aplican los ciclos térmicos, lo que seguramente es debido a la diferencia entre los coeficientes de dilatación térmica de los materiales de la tubería (PEAD) y del relleno. Así, las diferencias en volúmenes y tiempos de dilatación-contracción entre ambos materiales llevaría a la separación entre el relleno y la tubería y, por ende, a una menor calidad de la unión entre ellos.

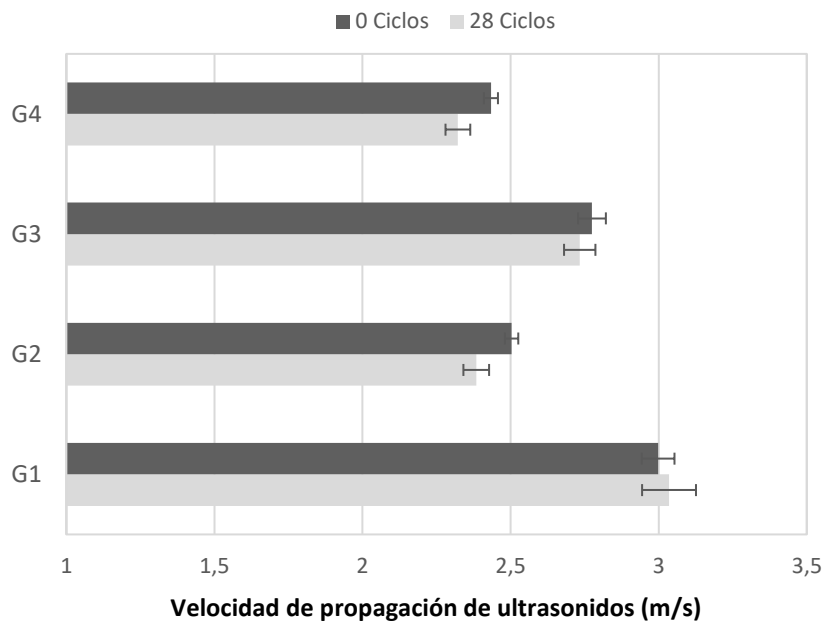


Figura 43: Evolución de la velocidad de propagación de ultrasonidos tras la aplicación de 28 ciclos térmicos

Los valores de permeabilidad obtenidos en los cuatro rellenos al final del tratamiento térmico son bastante más altos de lo esperado a tenor de los resultados obtenidos previo a su aplicación. De hecho, son valores significativamente más altos que los obtenidos por otros investigadores [55], [57], [59] y [74].

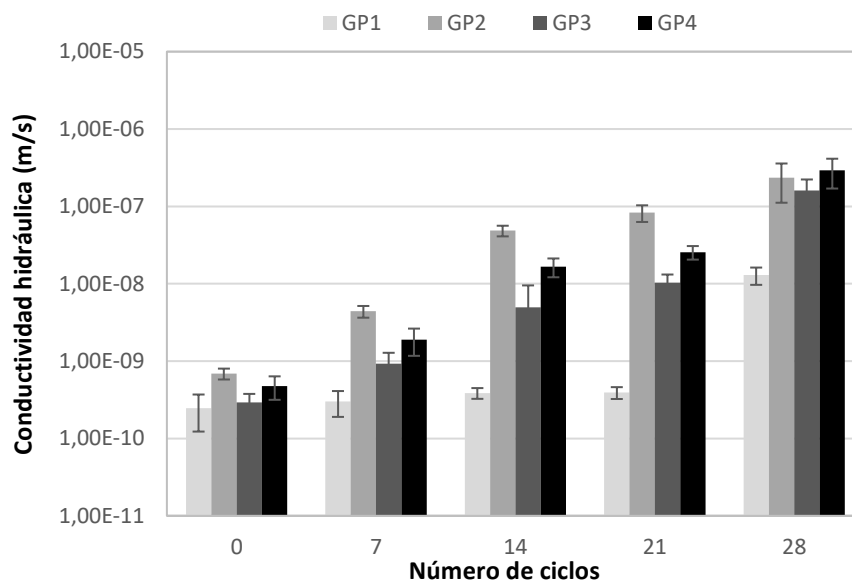


Figura 44: Evolución de la conductividad hidráulica de los conjuntos GP1 a GP4 con los ciclos térmicos

Por otra parte, los conjuntos relleno-tubería GP2, GP3 y GP4 alcanzaron valores similares de conductividad hidráulica al final del tratamiento térmico, mientras que el conjunto GP1 alcanzó una permeabilidad más de 10 veces menor. Además, el hecho de que los valores sucesivos de la conductividad hidráulica obtenidos para el conjunto relleno-tubería GP1 sean siempre menores que los valores del resto de especímenes, revela la importancia de la relación agua/cemento en la capacidad de sellado del relleno. En este sentido, destaca también que la baja permeabilidad inicial del conjunto GP1 apenas sufre variación alguna durante los primeros 21 ciclos térmicos, al contrario de lo que pasa con el resto de conjuntos, cuya permeabilidad sufre un deterioro que crece exponencialmente desde el comienzo del ensayo (Figura 45).

Para determinar si el incremento de la permeabilidad era debido al daño en el material de relleno o bien a la pérdida de adherencia entre la tubería y el relleno, se llevó a cabo un nuevo ensayo de permeabilidad siguiendo el mismo procedimiento, pero sellando esta vez la interfase entre el relleno y la tubería, de forma que la columna de agua fuera forzada a pasar únicamente a través del material. En este caso, los resultados obtenidos muestran claramente cómo la mayor parte de la capacidad sellante de los rellenos se recupera, indicando que el considerable incremento de la conductividad hidráulica es debido principalmente al deterioro de la unión tubería-relleno, mientras que la pérdida de integridad del material y posible aparición de grietas afecta en menor grado (Figura 46). La inspección visual de las muestras confirmó que solo aparecieron fisuras superficiales tras la aplicación de los 28 ciclos térmicos (Figura 47).

A pesar del notable incremento en la permeabilidad, los valores se mantuvieron en el orden del 10^{-7} m/s para los conjuntos relleno-tubería y cercano a 10^{-9} m/s para los materiales de relleno, valor éste último establecido como límite por diversos autores y guías de buenas prácticas [58, 101, 102] respecto a la permeabilidad máxima del relleno que garantiza el sellado de la perforación. En cualquier caso, hay que tener en cuenta que este límite se establece para los materiales al inicio de la instalación, sin tener en cuenta su posible degradación con el tiempo. Por este motivo, se considera que los rellenos G1-G4 son adecuadas para su uso en instalaciones de bomba de calor geotérmicas que por sus características hidrogeológicas no supongan un alto riesgo medioambiental.

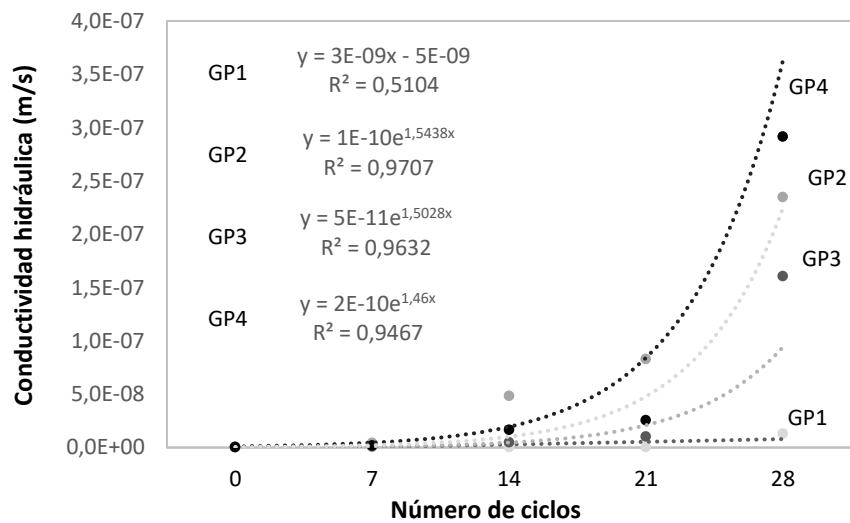


Figura 45: Evolución de la conductividad hidráulica de los conjuntos GP1 a GP4 con los ciclos térmicos

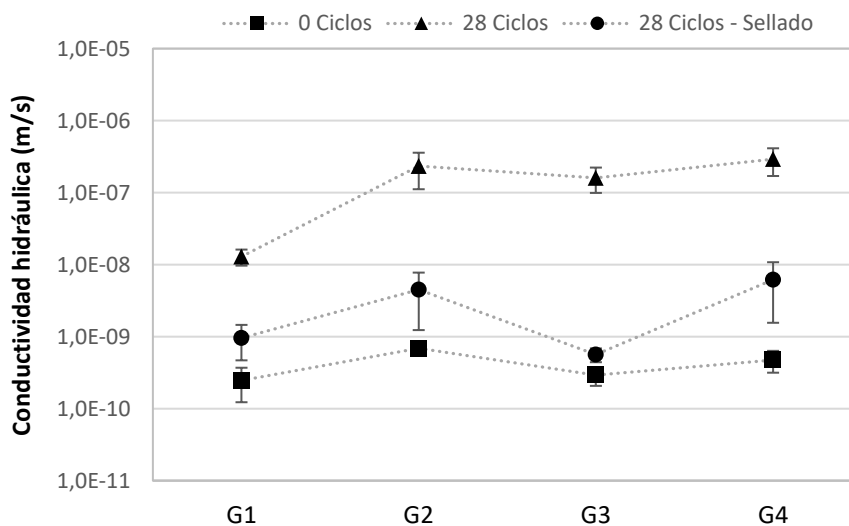


Figura 46: Evolución de la conductividad hidráulica de los rellenos G1 a G4 con los ciclos térmicos cuando se sella la interfase relleno-tubería.



Figura 47: Vista del conjunto relleno-tubería tras 28 ciclos calor-frío.

4.1.6. Resistencia de los rellenos G1 a G4 a ciclos hielo-deshielo

Para emular el riesgo de congelación existente en zonas climáticas con muy altas necesidades de calefacción y estudiar la durabilidad de los rellenos geotérmicos G1- G4 cuando están expuestos a estas condiciones, dichos rellenos fueron sometidos a 28 ciclos hielo-deshielo de 24 horas de duración, de acuerdo a la metodología descrita en la sección 3.2.2. El relleno G5, compuesto por una mezcla de agua, bentonita y arena sílicea, no pudo ser sometido a estos ciclos debido a su baja consistencia al ser sumergido en agua.

Los valores de conductividad térmica antes y después de ser sometidos a 7, 14, 21 y 28 ciclos de congelación y descongelación se muestran en la Figura 48. En base a los resultados obtenidos, no se observa una gran afcción de la conductividad térmica de los rellenos a medida que los ciclos hielo-deshielo aplicados aumentan. En el caso del relleno G2, sí parece que la alta relación agua/sólido empleada pueda tener una ligera influencia, aunque limitada, sobre este parámetro.

En este sentido, en la Figura 49 se muestra esta posible influencia de la relación agua/sólido en la conductividad térmica de los rellenos. De acuerdo con esta figura, para bajas relaciones de agua/sólido, la conductividad térmica se mantiene cerca del 100% de su valor original mientras que para relaciones agua/sólido mayores, la caída en la conductividad aumenta, aunque sólo ligeramente. La mayor caída corresponde al relleno G2 y está en torno a un 7%.

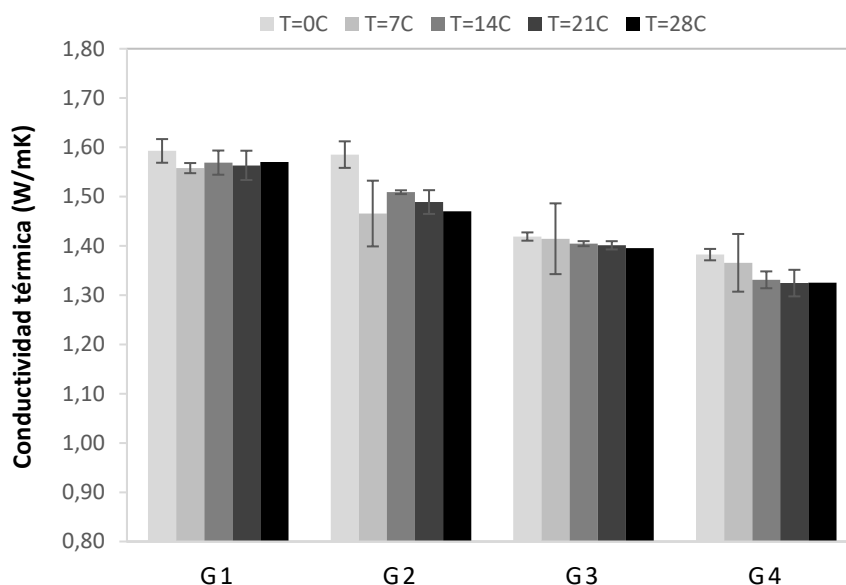


Figura 48: Evolución de la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 con los ciclos hielo-deshielo

Al contrario que con los ciclos calor-frío, cuya influencia sobre la conductividad térmicas de los materiales fue limitada también, las probetas de los rellenos G1-G4 sometidos a los sucesivos ciclos hielo-deshielo sí presentaron daños, tal y como se observa en la Figura 50.

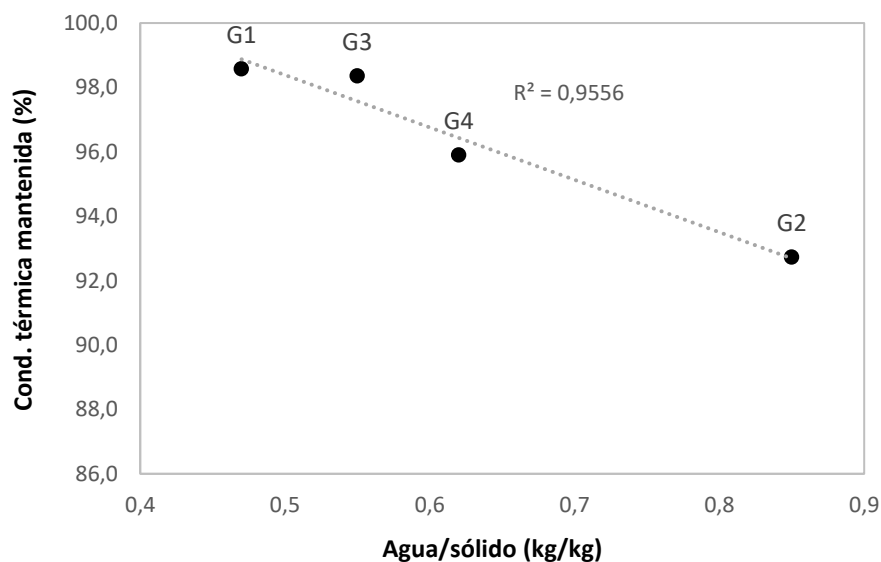


Figura 49: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad térmica tras 28 ciclos hielo-deshielo.

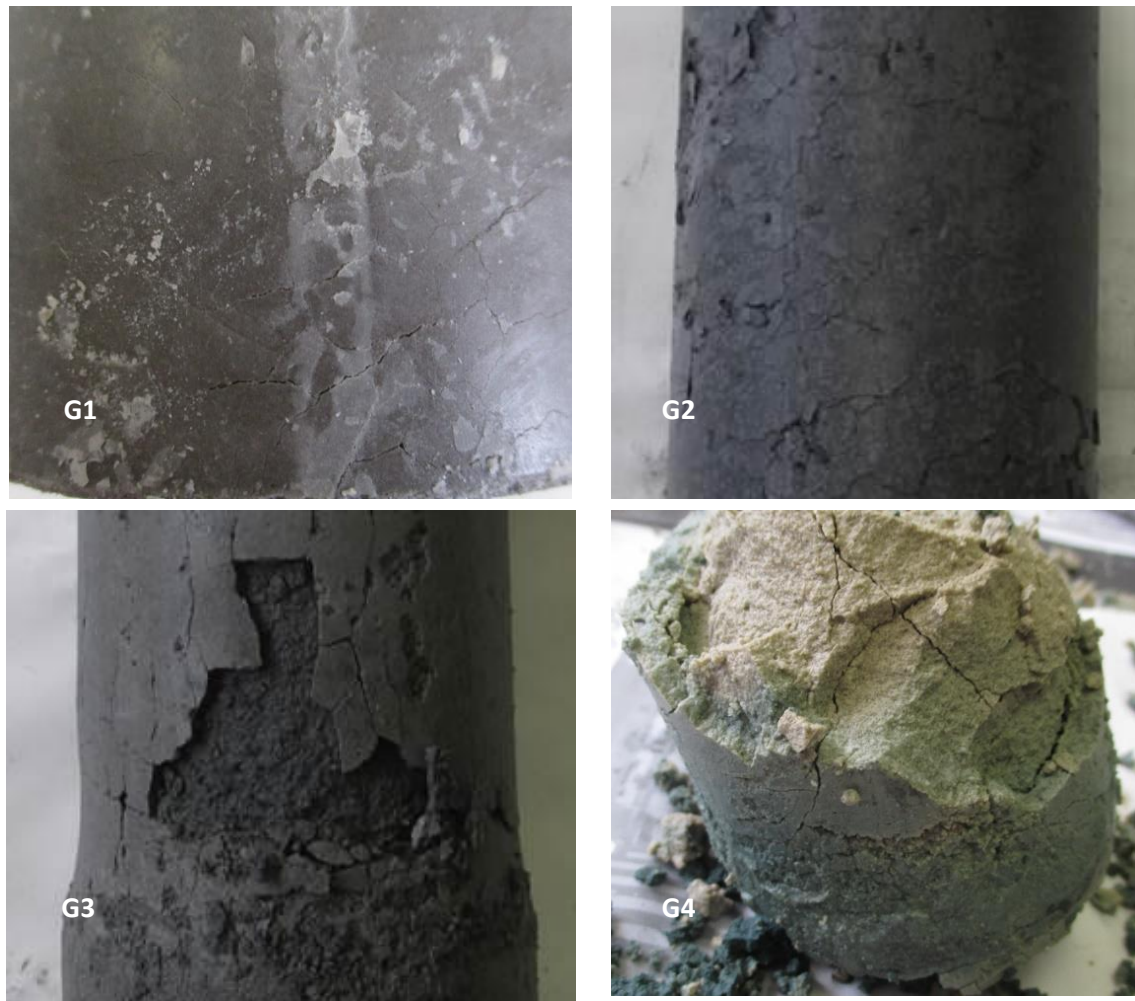


Figura 50: Inspección visual de los rellenos G1, G2, G3 y G4 tras 28 ciclos hielo-deshielo

La razón por la que estos daños no afectaron en mayor medida a las propiedades térmicas del material analizadas fue el molde de PVC utilizado para contenerlos, que ayudó en la mayoría de los casos a que el relleno mantuviera su integridad. Así, al estar los saturados, el agua penetró en las fisuras y grietas evitando la drástica disminución de la conductividad térmica. La decisión de mantener el molde de PVC se basó en que, en una instalación de bomba de calor geotérmica, el relleno está contenido por las paredes de la sonda y, por lo tanto, como en el experimento, se mantendrá confinado.

En cuanto a la resistencia mecánica de los rellenos G1 a G4 tras ser sometidos a 28 ciclos hielo-deshielo, la realización de los ensayos de compresión y flexión y de velocidad de propagación de ultrasonidos no fue posible por la aparición de grietas fatales en los primeros 5 a 7 ciclos que causaron el desmoronamiento de las probetas (Figura 51). Por lo tanto, la resistencia a los ciclos hielo-deshielo de los rellenos analizados se consideró nula.



Figura 51: Daños producidos en los especímenes tras 7 ciclos hielo-deshielo

Resultados similares se han obtenido en el caso de rellenos geotérmicos compuestos únicamente por solo cemento [72]. Otros estudios han demostrado una afectación mucho menor en el caso de rellenos de tipo mortero, con menor contenido de agua [55, 74]. Por lo tanto, el uso de agua en exceso con el fin de aumentar la trabajabilidad de los rellenos resulta extremadamente perjudicial desde el punto de vista de su resistencia mecánica y de la integridad del material cuando se ven sometidos a condiciones extremas de este tipo. Por ello, el uso de estos rellenos se debe analizar muy cuidadosamente cuando los sistemas de bomba de calor geotérmica no estén equilibrados térmicamente (se extrae más calor del terreno en invierno del aportado en verano o viceversa) o cuando las condiciones de operación son muy exigentes en invierno. En ambos casos puede suceder que se produzcan congelaciones en el relleno geotérmico y en el subsuelo adyacente.

En general, el problema no es solo la pérdida de estabilidad de la sonda (que es importante, pero en menor medida), sino sobre todo la formación de grietas críticas que conduzcan a un aumento de la resistencia térmica y, sobre todo, a la inaceptable reducción de la estanqueidad que debe proporcionar el relleno. En este sentido, se ha llevado a cabo un análisis de la evolución de la conductividad hidráulica o permeabilidad del sistema relleno-tubería cuando se ve sometido a la aplicación repetida de ciclos hielo-deshielo. Los valores de conductividad hidráulica que se muestran en la Figura 52 se presentan en escala logarítmica debido a la magnitud de los datos

obtenidos y a las grandes variaciones observadas. De acuerdo con esta figura, tras finalizar los 28 ciclos hielo-deshielo todos los rellenos estudiados presentan un aumento muy importante en su conductividad hidráulica, reduciéndose de forma casi definitiva su capacidad sellante.

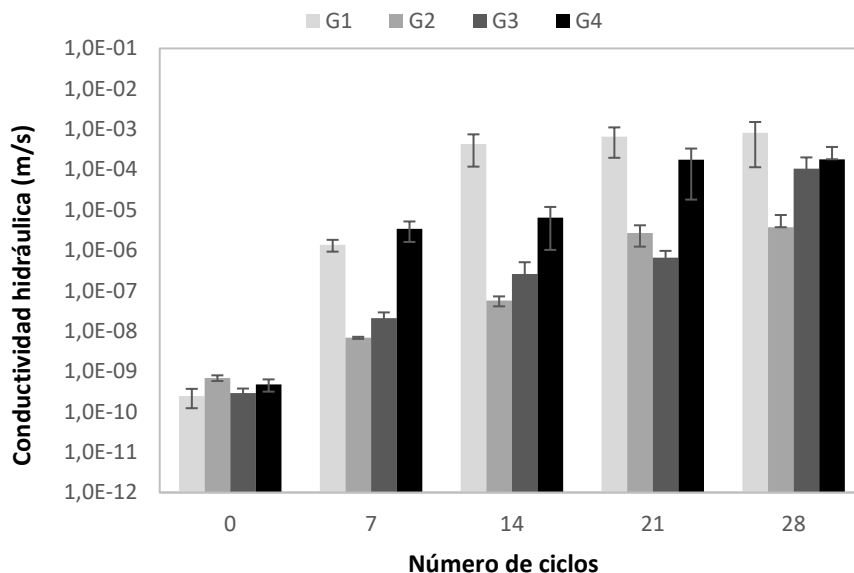


Figura 52: Evolución de la conductividad hidráulica del sistema relleno-tubería con los ciclos hielo-deshielo

El relleno G1, con menor contenido de bentonita, es el material que presenta el mayor aumento en su conductividad hidráulica, en torno a un orden de magnitud de diferencia con los rellenos G3 y G4. Así, sería posible que el contenido extra de bentonita confiriese al relleno una mayor flexibilidad que le permitiera absorber el esfuerzo producido durante los ciclos de congelación y descongelación y el derivado de las diferencias entre los coeficientes de expansión térmica del relleno y de la tubería.

El daño sufrido por los cuatro rellenos geotérmicos contrasta con el casi insignificante impacto observado por otros autores en el caso de rellenos con relaciones agua/cemento inferiores [55, 74]. Teniendo en cuenta la extremada importancia que tiene el relleno como barrera frente a la contaminación de las aguas subterráneas o la contaminación entre acuíferos o capas de subsuelo de diferente naturaleza, el uso de este tipo de rellenos con una clara afectación a los ciclos hielo-deshielo deben limitarse a instalaciones en las que el riesgo de congelación del relleno o el riesgo medioambiental asociado a las condiciones hidrogeológicas del terreno sea muy bajo o nulo.

4.1.7. Resistencia de los rellenos G1 a G4 a ciclos humedad-sequedad

En aquellas regiones donde el nivel de la capa freática varía significativamente en función de la estación o de la climatología, a la hora de seleccionar un material de relleno u otro es importante conocer el efecto que sobre las propiedades del relleno elegido tendrán los continuos cambios de humedad del terreno. Para simular esta situación en laboratorio, los rellenos G1-G4 fueron

sometidos a 14 ciclos humedad-sequedad de acuerdo a la metodología descrita en la sección 3.2.2, analizándose las alteraciones que sobre las propiedades iniciales de los rellenos pudieran darse a los 7 y 14 ciclos. El relleno G5, compuesto por una mezcla de bentonita, arena sílice y agua, no pudo ser sometido a los ciclos ciclo humedad-sequedad debido a su baja consistencia al ser las probetas sumergidas en agua.

Los resultados de la conductividad térmica de los rellenos antes y después de aplicar 7 y 14 ciclos de humedad-sequedad se presentan en la Figura 53.

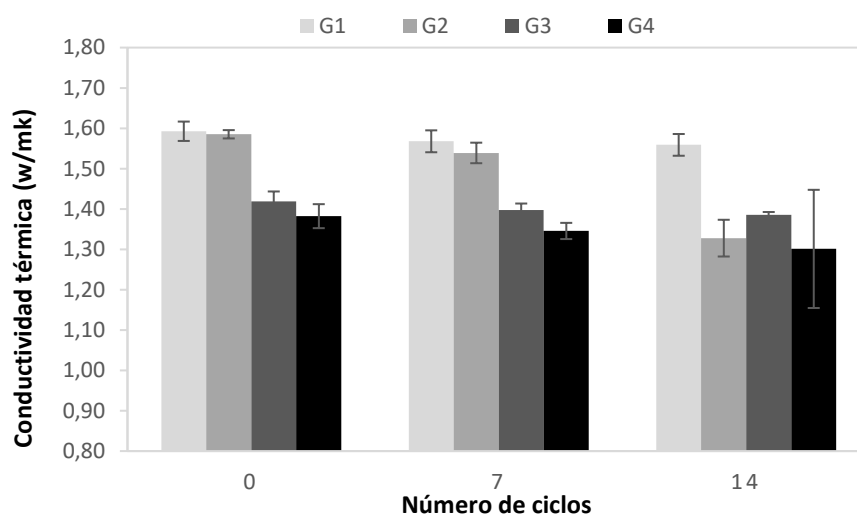


Figura 53: Evolución de la conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 con los ciclos humedad-sequedad

Al igual que en el caso de los ciclos hielo-deshielo, la influencia de los ciclos humedad-sequedad sobre la conductividad térmica es baja, con reducciones de su valor de entre 2 y 6% en tres de los cuatro rellenos analizados (G1, G3 y G4), tal y como puede verse en la Figura 54.

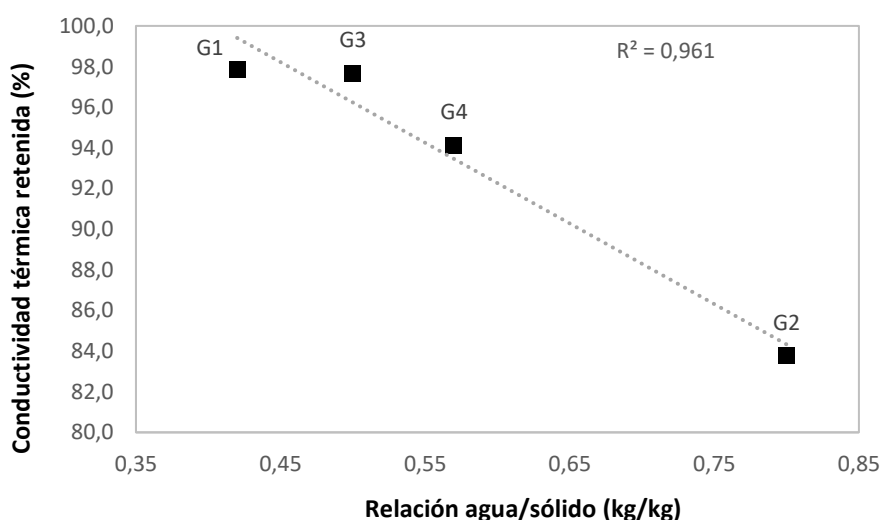


Figura 54: Influencia de la relación agua/sólido en la conductividad térmica tras 14 ciclos humedad-sequedad

Tan solo en el caso del relleno G2, con una alta relación agua/sólido, parece existir una mayor afectación, con un descenso de la conductividad de un 16%. Durante la inspección visual se observaron algunos daños superficiales, especialmente en el relleno G2 (Figura 55).



Figura 55: Probetas de conductividad térmica de los rellenos G1 a G4 tras 14 ciclos humedad-sequedad

En cuanto a la resistencia mecánica de los rellenos, los resultados de los ensayos de compresión y flexión llevados a cabo tras los ciclos de humedad-sequedad se presentan en la Figura 56. Los valores obtenidos muestran claramente que el rendimiento mecánico de los materiales no se ve influenciado por las variaciones de humedad aplicadas. La posible no saturación de las probetas durante el tiempo en que se mantuvieron sumergidas en agua podría haber influido en la falta de deterioro observada (Figura 57). De entre los diferentes rellenos ensayados, aquellos con mayor relación agua/cemento presentaron un ligero aumento en la resistencia a la compresión y a la flexión, lo que puede ser debidas a la incertidumbre del ensayo y/o al propio comportamiento intrínseco de los materiales.

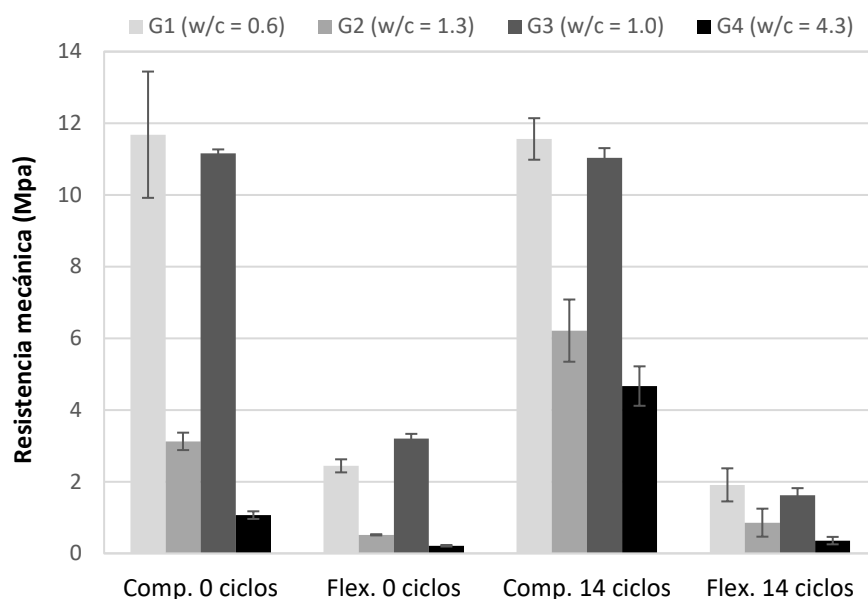


Figura 56: Evolución de la resistencia mecánica de los rellenos sometidos a ciclos humedad-sequedad



Figura 57: Probetas prismáticas de los rellenos G1 a G4 tras 14 ciclos humedad-sequedad

La determinación de la velocidad de propagación de ultrasonidos arroja resultados similares, tal y como se observa en la Figura 58. Las muy pequeñas variaciones del parámetro, por debajo del 7% en todos los casos, no permiten inferir un cambio apreciable en la estructura interna de los rellenos expuestos a los 14 ciclos humedad-sequedad.

Finalmente, se evaluó la variación de la conductividad hidráulica de los rellenos geotérmicos al ser sometidos a los sucesivos cambios de humedad. El resultado de aplicar los ciclos humedad-sequedad se presenta en la Figura 59 y la Figura 60. En este caso se decidió finalizar el ensayo a los 7 ciclos debido a que no se observaron nuevos daños en las probetas entre los ciclos 1 y 7 (los daños se produjeron principalmente en el ciclo 1) y a que la variación en la conductividad hidráulica entre dichos ciclos fue mínima.

Los resultados muestran un incremento importante de la permeabilidad en los cuatro rellenos estudiados, significativamente mayor que el encontrado por otros autores [55]. Especialmente crítico es el caso de los rellenos G2 y G4, con las relaciones agua/sólido más altas, en los que la conductividad hidráulica cae hasta valores del orden de los 10^{-5} m/s tras la aplicación del primer ciclo. La tensión generada por la diferencia en los coeficientes de dilatación térmica de la tubería y del material de relleno ha dado lugar a una pérdida considerable de calidad en la unión entre el relleno y la tubería y a la formación de fisuras y grietas. En la Figura 61 se muestran las grietas formadas en el relleno G2 y G4 tras el primer ciclo de humedad-sequedad.

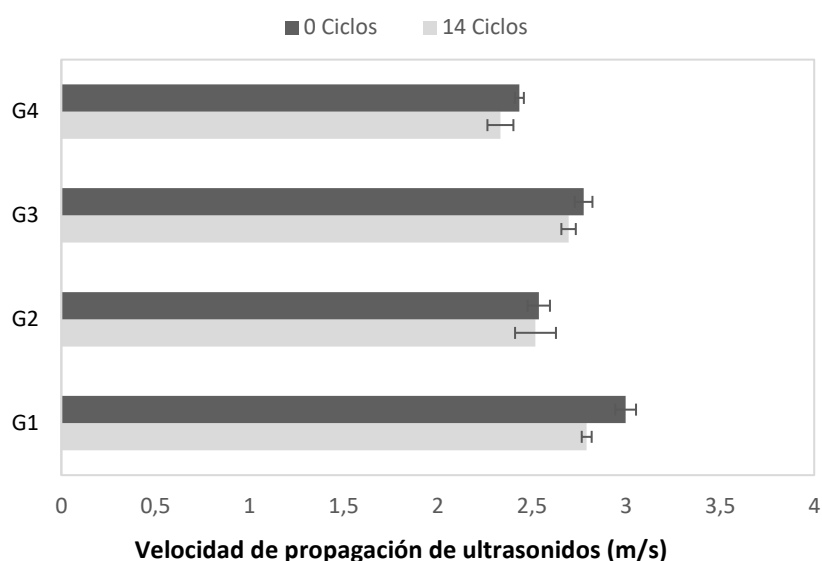


Figura 58: Velocidad del pulso ultrasónico a través de los rellenos antes y después de aplicar 14 ciclos humedad-sequedad.

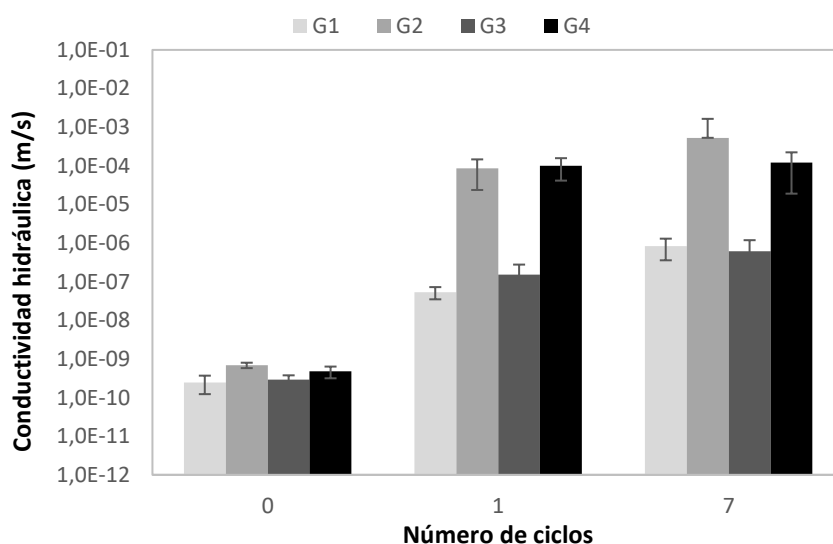


Figura 59: Evolución de la conductividad hidráulica del sistema relleno-tubería con los ciclos humedad-sequedad

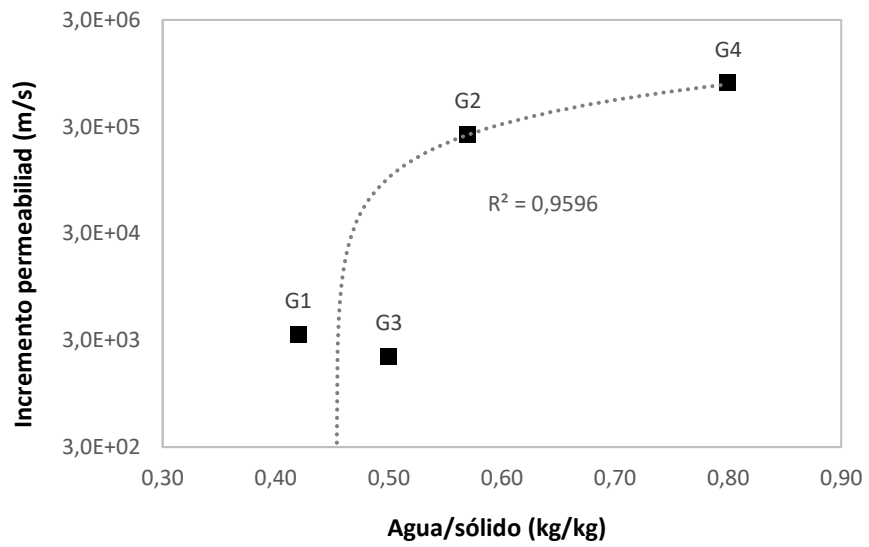


Figura 60: Influencia de la relación agua/sólido en la permeabilidad del sistema relleno-tubería tras 7 ciclos de humedad-sequedad

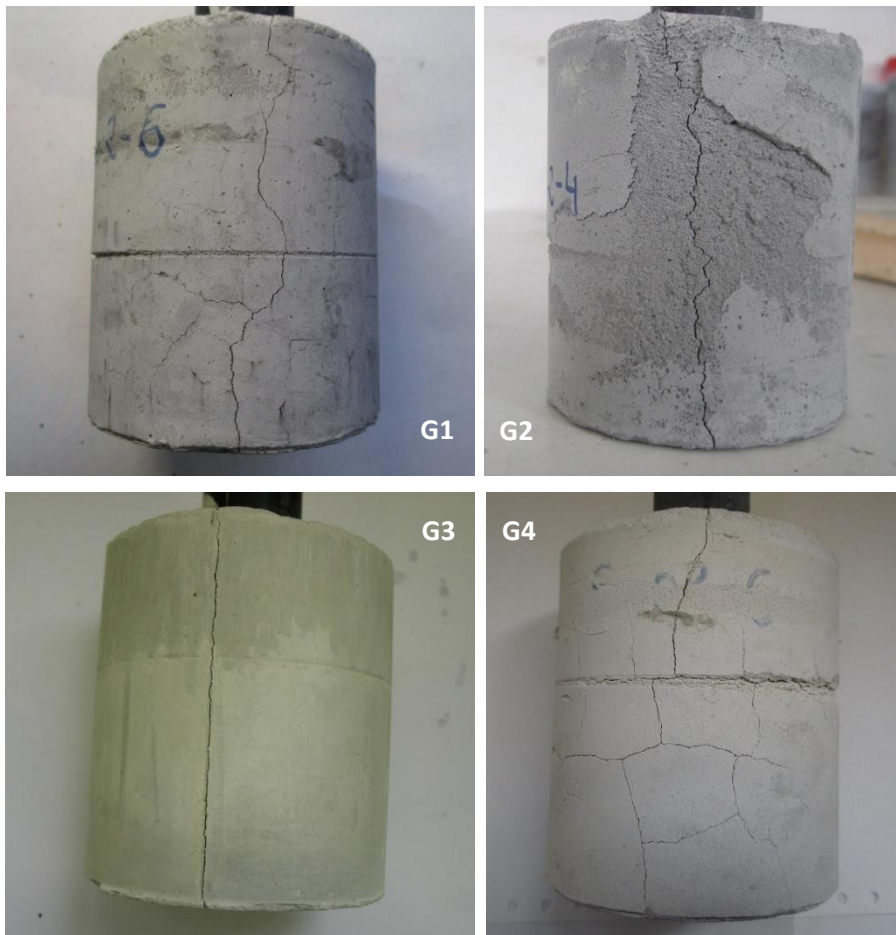


Figura 61: Conjuntos relleno-tubería de los materiales G1 a G4 tras 1 ciclo humedad-sequedad

A diferencia del tratamiento con ciclos hielo-deshielo, tras el cual todos los rellenos presentaron daños severos independientemente de la relación agua/sólido, en este caso los rellenos G1 y G3 mantuvieron conductividades hidráulicas más aceptables al final del tratamiento, del orden de los 10^{-7} m/s. Dada la similitud de los resultados obtenidos, la mayor cantidad de bentonita del relleno G3 con respecto al G1 no parece haber tenido efecto, o bien el tratamiento podría no haber sido tan exigente como para hacer de la bentonita un componente crítico.

Teniendo en cuenta la alta exigencia del tratamiento aplicado (que incluía una estancia de 2 días en la estufa a 40°C), que la mayor parte del aumento de la permeabilidad se produjo durante el primer ciclo y que posteriormente los valores sufrieron muy pocos cambios, puede considerarse que estos dos rellenos cumplen con los requisitos de estanqueidad para su uso en sistemas de bomba de calor geotérmica instaladas en terrenos que presenten cambios cíclicos de humedad siempre y cuando el riesgo medioambiental asociado a las condiciones del terreno sea bajo.

Por último, el incremento en la permeabilidad de los rellenos debido a los cambios de humedad en función de su resistencia mecánica inicial se muestra en la Figura 62. Se ve que existe un alto grado de correlación entre estos dos parámetros, tal y como sucede (aunque en menor medida) cuando los sistemas relleno-tubería son sometidos a ciclos frío-calor. Así, la gráfica ilustra como los rellenos con mayores resistencias a compresión y a flexión soportan mejor la tensión creada por las diferencias entre los coeficientes de dilatación de los dos materiales involucrados.

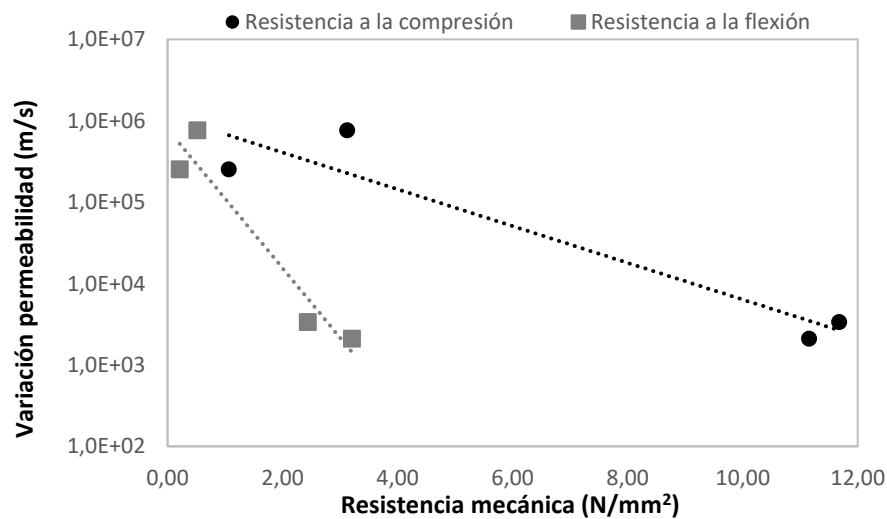


Figura 62: Variación de la permeabilidad del sistema relleno-tubería frente a la resistencia inicial de los rellenos

4.2. CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL Y DURABILIDAD DE RELLENOS GEOTÉRMICOS DE TIPO MORTERO (M)

En la segunda fase de la investigación se ha llevado a cabo el desarrollo de rellenos geotérmicos de tipo mortero, con menor relación agua/sólido que los estudiados en la primera fase. Así, en este estudio se han analizado las propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas de diferentes formulaciones de morteros con base cemento-arena que incluían diferentes adiciones y aditivos. Por último, se ha evaluado la durabilidad de estos rellenos a través del análisis de la evaluación de la resistencia de dichas formulaciones a ciclos humedad-sequedad.

4.2.1. Caracterización física de los rellenos geotérmicos M1 a M9

Para la caracterización física de estos rellenos se plantearon los siguientes ensayos: densidad de la suspensión, densidad aparente y consistencia, cuya descripción se incluye en la sección 3.2.1. Los resultados de la caracterización física se muestran en la Tabla 11.

Tabla 11. Composición y propiedades físicas de los rellenos M1 a M9

RELLENO	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9
w/c	0,35	0,39	0,46	0,40	0,40	0,44	0,44	0,42	0,51
L/c	2,00	0,60	0,00	1,94	1,91	1,88	1,85	1,98	1,97
S/c	0,00	1,40	2,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Fg/c	0,00	0,00	0,00	0,06	0,09	0,12	0,15	0,00	0,00
Eg/c	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,015	0,030
sp/c	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025	0,025
Agua/sólido (Kg/Kg)	0,12	0,13	0,16	0,13	0,13	0,14	0,15	0,14	0,17
ds (g/cm ³)	2,313	2,288	2,100	2,312	2,275	2,256	2,234	2,142	2,080
da (g/cm ³)	2,270	2,320	2,150	2,317	2,401	2,230	2,263	2,118	2,007
Consistencia (mm)	345	*	*	343	350	350	*	*	*

w: agua; c: cemento; L: arena caliza; S: arena sílicea; Fg: escamas de grafito; Eg: grafito expandido; sp: superplastificante; ds: densidad de la suspensión; da: densidad aparente.

*Fluidez superior 350 mm

4.2.2. Caracterización térmica de los rellenos geotérmicos M1 a M9

La conductividad térmica de los rellenos se determinó sobre el material saturado y en base a la norma ASTM 5334-08, tal y como se detalla en la sección 2.2.1. Los resultados de conductividad térmica de los 9 morteros se muestran junto a su densidad aparente y relación agua/sólido en la Figura 63. Con respecto al mortero de referencia M1, el resto de rellenos geotérmicos aumentan su conductividad térmica, bien usando una arena con mejores propiedades térmicas o añadiendo aditivos derivados del carbono. Los buenos resultados de los morteros M2 y M3, que sustituyen parcial o totalmente la arena caliza por sílicea, sugieren el uso de este material en todas aquellas

situaciones donde este árido tiene una alta disponibilidad. Por otra parte, es importante destacar que la mayor relación agua/sólido del mortero M3, aunque redundante en su mejor trabajabilidad, también da lugar a una menor conductividad térmica, de ahí que el aumento en el porcentaje de arena sílice no suponga una mayor diferencia con respecto a M2. Los valores de conductividad obtenidos en estos dos morteros son ligeramente superiores a los presentados por [56] y [62], probablemente debido a que se empleó menor cantidad de agua y/o bentonita.

En cuanto a los aditivos, el grafito en escamas influye de forma muy positiva en la conductividad térmica del material, aumentando entre un 31% y un 74% con respecto al mortero de referencia al añadir entre un 1,7 y un 4,3% de aditivo en peso de mortero (M4 a M7), manteniéndose en todos los casos la densidad aparente de los morteros prácticamente constante. Por otra parte, los morteros M8 y M9, aunque con una conductividad térmica más baja que el resto de morteros experimentales, poseen respectivamente una conductividad 22% y 26% mayor que el mortero de referencia, independientemente de la reducción en su densidad aparente. Además, tal y como se observa en la figura, el uso de grafito expandido permite incrementar la relación agua/sólido (especialmente en el mortero M9) al mismo tiempo que se mejoran las propiedades térmicas de los morteros. Esta es una característica relevante si se tiene en cuenta que la trabajabilidad en este tipo de aplicaciones es una propiedad crítica a la hora de seleccionar el relleno geotérmico. Por otra parte, el uso excesivo de agua daría lugar a un empeoramiento de las propiedades mecánicas con respecto al mortero de referencia.

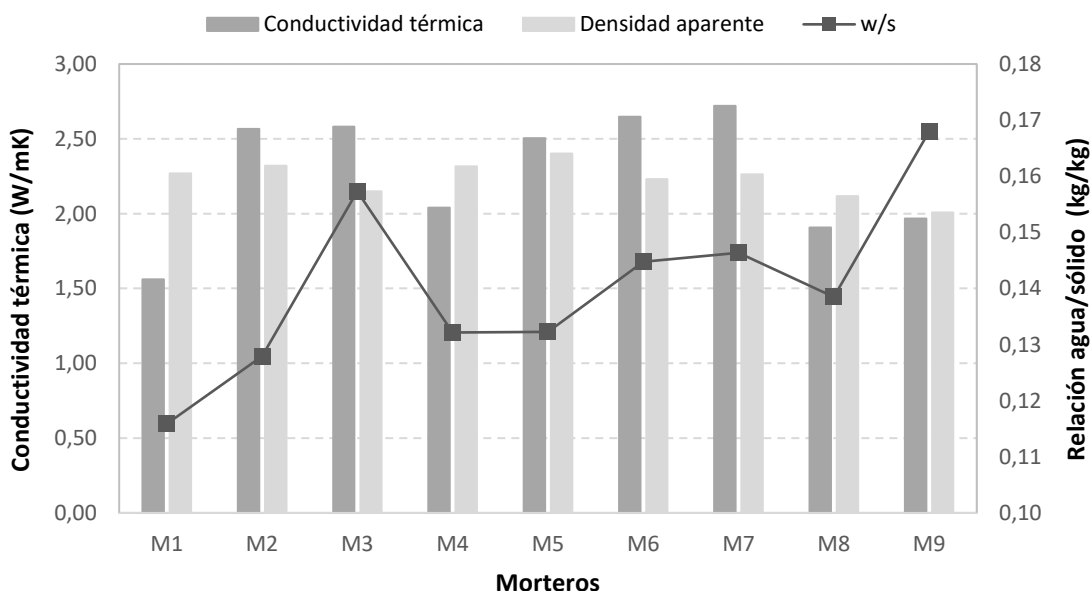


Figura 63: Conductividad térmica, densidad aparente y relación agua/sólido de los rellenos ensayados

En línea con los resultados anteriores, los morteros M8 y M9 presentan valores de conductividad térmica muy destacables si se tiene en cuenta la baja relación aditivo/cemento utilizada en ambos casos (Figura 64). Dado el alto precio actual del grafito expandido con respecto al del grafito en escamas (aproximadamente 70 veces más caro según el proveedor contactado para el proyecto),

el uso de cantidades significativamente más bajas resulta favorable. Destaca también el aumento lineal de la conductividad a medida que aumenta la relación grafito en escamas/cemento (Figura 64). Además, la alta disponibilidad de este material lo hace una alternativa viable a la arena silícea. Sin embargo, la naturaleza hidrófoba de las escamas de grafito y el efecto de burbujeo que tiene lugar cuando se mezcla con el agua dificulta ligeramente el proceso de fabricación de los rellenos. Debido a la flotación del grafito, parte de este se adhiere a las burbujas de aire que se forman durante el mezclado y se separa del resto de la mezcla formando una costra (Figura 65). Este inconveniente ha de considerarse más a fondo para minimizar la pérdida de grafito durante el rellenado de los moldes.

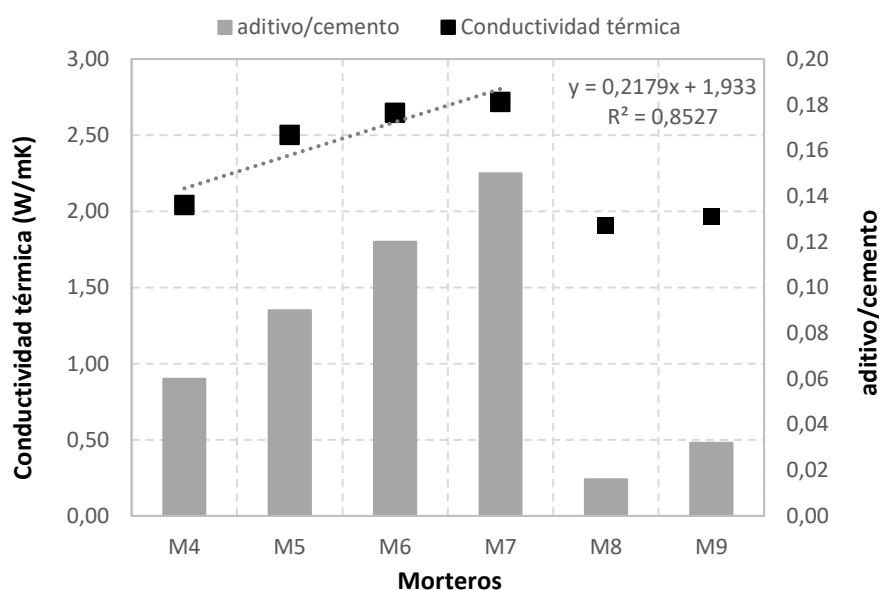


Figura 64: Conductividad térmica de los rellenos tipo mortero en función de la relación aditivo/cemento



Figura 65: Costra formada en la superficie de la muestra cuando se añaden las escamas de grafito

4.2.3. Caracterización mecánica e hidráulica de los rellenos geotérmicos M1 a M9

En cuanto a la caracterización mecánica de los rellenos tipo mortero, en la Figura 66 se muestran los resultados de su resistencia a flexión y a compresión en función de la relación agua/cemento. De acuerdo a estos resultados, todos los rellenos a excepción del M2 presentaron resistencias a las cargas de compresión y flexión menores que las del mortero de referencia. Sin embargo, la mayor relación agua/cemento utilizada en todos ellos sugiere una mejor trabajabilidad de estos materiales frente a dicho mortero de referencia. Además, éstos valores de resistencia a flexión y a compresión están en el rango de los obtenidos por [62] y [72] para morteros de cemento con arena sílicea y/o caliza, y por encima de los valores obtenidos por [56] y [61], probablemente debido a que estos últimos emplearon mayores volúmenes de agua. Finalmente, si se comparan con rellenos geotérmicos de tipo lechada [71, 81] la diferencia es de un orden de magnitud. Por tanto, dado el campo de aplicación objeto de esta tesis doctoral, puede concluirse que se han obtenido combinaciones adecuadas de comportamiento mecánico y térmico para la totalidad de los rellenos estudiados.

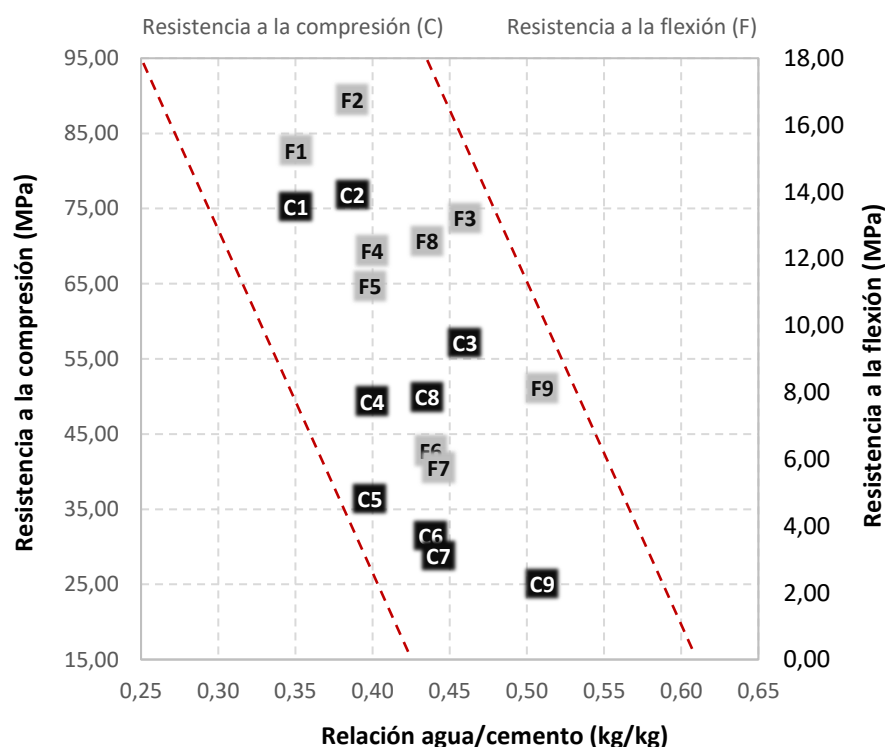


Figura 66: Resistencia a la compresión y a la flexión de los morteros en función de la relación agua/cemento

Por otra parte, cabe resaltar la diferencia entre los resultados obtenidos para los morteros M6 y M7, con 3,5% y 4,3% de grafito en escamas en peso de mortero, respectivamente, y el M8, con 0,5% de grafito expandido. Aunque con relaciones agua/cemento y agua/sólido similares, los

valores de resistencia a la flexión y a la compresión obtenidos para M8 son considerablemente mayores, lo que sugiere cierta influencia del grafito expandido en la mezcla.

Aunque la comparación no sea estadísticamente oportuna por las diferencias en la composición de los rellenos, se puede asumir que existe una cierta relación (como sugieren las líneas rojas en la gráfica) entre la cantidad de agua y la resistencia mecánica de los morteros analizados. En el caso de los rellenos M4 a M9, la mayor relación agua/cemento con respecto al relleno M1 está probablemente relacionada con la mayor absorción de agua que se produce por la adición del grafito [97, 98]. Los resultados de los morteros con grafito expandido M8 y M9 ilustran el hecho de que la relación agua/cemento es un parámetro crucial en el diseño de este tipo de materiales, independientemente de otros elementos involucrados. Así, a pesar de la influencia positiva del aditivo, las resistencias a compresión y a flexión se reducen un 50% y un 35% respectivamente, tras doblar su cantidad, algo que claramente correlaciona con la diferencia entre las relaciones agua/cemento de ambos morteros. En cualquier caso, independientemente del efecto adverso del exceso de agua, el rendimiento mecánico del mortero M9 cumple con las necesidades de una instalación geotérmica de baja profundidad, siendo muy superior a los valores obtenidos para los rellenos de tipo lechada ensayados en la etapa anterior.

Continuando con el análisis de las propiedades mecánicas de los rellenos, los resultados de los ensayos de adherencia entre el tubo y el relleno de los nueve morteros estudiados se presentan en la Figura 67.

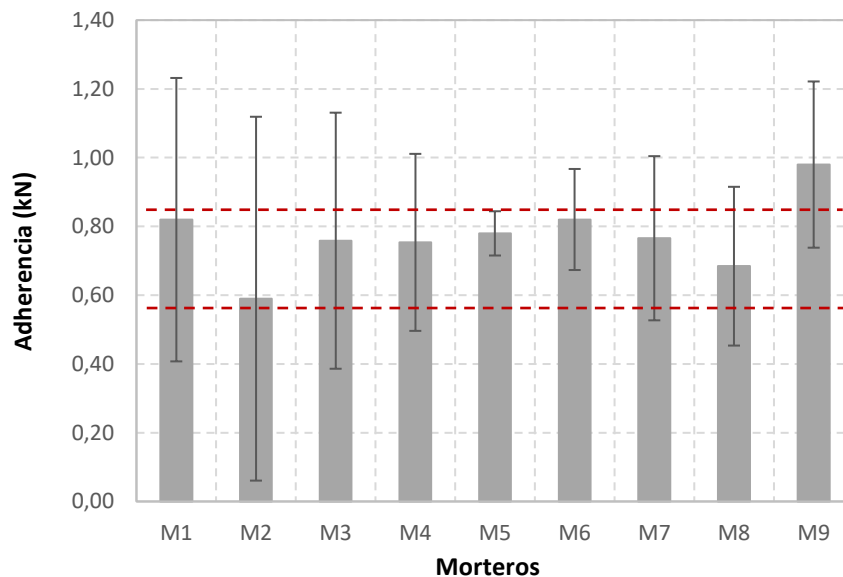


Figura 67: Resultados del ensayo de adherencia tras 28 días de curado

Se obtuvieron cargas máximas de adherencia similares para todos los morteros. Concretamente, se obtuvieron cargas de entre 0,6 y 0,8 kN excepto para el mortero M9, con mayor cantidad de grafito expandido, que presentó una carga máxima de adherencia próxima a 1 kN.

En cuanto a los rellenos con escamas de grafito, todos resistieron cargas de adherencia máximas superiores a 0,7kN pero no mejoraron los resultados de la mezcla de referencia. No obstante, las desviaciones estándar obtenidas para la mayoría de las cargas promedio son muy destacables, por lo que no se puede inferir ninguna conclusión aparte del ya mencionado comportamiento análogo de todos los morteros. En futuros estudios sería conveniente aumentar el número de réplicas para mejorar la precisión del ensayo.

Respecto a la permeabilidad del conjunto relleno-tubo, Allan y Philippacopoulos [55] observaron un mucho mejor comportamiento de los morteros de cemento y arena frente a los rellenos tipo lechada, con valores de conductividad hidráulica adecuados a la aplicación objeto de esta tesis doctoral. Dado que en este estudio todos los rellenos tienen una base de cemento y arena; que los resultados de adherencia muestran un comportamiento similar en todos los casos (Figura 60); y que la adherencia relleno-tubería puede suponer una medida de la calidad de dicha unión, es posible asumir que la permeabilidad de estos rellenos estaría también entre los límites marcados para su adecuación.

No obstante, y a pesar de la menor precisión que para este tipo de rellenos tiene el ensayo aquí empleado, se determinó la conductividad hidráulica de los morteros de referencia y de los morteros M3, M7 y M9 con el objetivo de confirmar su baja permeabilidad y de observar cualquier posible relación entre estos resultados y los de adherencia. Conviene resaltar que por cada relleno se ensayaron solo dos muestras y que la precisión de los resultados, inherente al método de ensayo, es limitada.

La Tabla 12 muestra los resultados obtenidos de conductividad hidráulica. Como puede verse, la permeabilidad es ligeramente inferior a la de los rellenos de tipo lechada de la primera parte de la investigación. En cuanto a su correlación con los resultados de adherencia, destaca sobre todo la menor permeabilidad del conjunto MP9 respecto a los demás.

Tabla 12. Conductividad hidráulica de los conjuntos MP1, MP3, MP7 y MP9 tras de 28 días de curado.

RELLENO-TUBERÍA	MP1	MP3	MP7	MP9
Conductividad hidráulica (m/s)	9.0E-11 ±4.3E-11	1.1E-10 ±2.1E-11	1.4E-10 ±2.2E-11	7.5E-11 ±2.1E-11

4.2.4. Resistencia de los rellenos M1 a M9 a ciclos humedad-sequedad

Para simular los cambios de humedad que pueden sufrir los rellenos a lo largo de su vida útil en aquellas regiones en las que el nivel de la capa freática varía cíclicamente de forma significativa, los rellenos M1 a M3 y M6 a M9 fueron sometidos a 11 ciclos humedad-sequedad siguiendo la metodología descrita en la sección 3.2.2, a continuación de lo cual se analizaron las alteraciones producidas en sus propiedades térmicas, mecánicas e hidráulicas iniciales. Los resultados de

conductividad térmica obtenidos antes y después de la aplicación de los ciclos humedad-sequedad se muestran en la Figura 68.

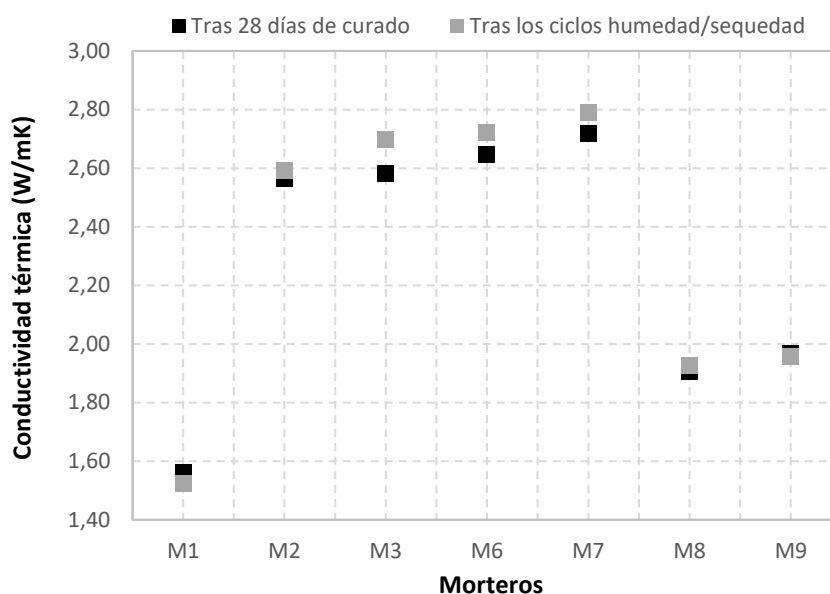


Figura 68: Conductividad térmica de los morteros antes y después de los ciclos de humedad-sequedad

Como puede verse, prácticamente no hay variación entre los valores obtenidos, lo que significa que los ciclos humedad-sequedad a los que fueron sometidos los morteros no tuvieron ninguna influencia en su comportamiento térmico. En este sentido, la inspección visual de las probetas confirmó la ausencia de daños severos que pudieran haber afectado a las propiedades térmicas de los rellenos. Análogamente, morteros de cemento similares con arena sílicea y/o arena caliza analizados por [55], [71] y [72] no se vieron afectados al ser sometidos a ciclos hielo-deshielo, lo que parece demostrar la resiliencia térmica de este tipo de rellenos.

En cuanto a la durabilidad mecánica del material en las condiciones adversas aquí evaluadas, la Figura 69 muestra los resultados del efecto que sobre la resistencia a la compresión y a la flexión de los rellenos M1 a M3 y M6 a M9 tienen los ciclos humedad-sequedad. Se observa claramente que la influencia de este tratamiento sobre el comportamiento mecánico de todos los morteros es limitada, si bien existen ciertas diferencias entre el comportamiento de los morteros con y sin grafito (en escamas y expandido) incorporado. Por otra parte, únicamente los rellenos M1, M2 y M8 (este último muy ligeramente) pierden cierta resistencia a la flexión.

En este sentido, en la Figura 70 se muestran las gráficas p-p de todos los datos de resistencia a compresión y flexión, tanto de las muestras sometidas a los ciclos humedad-sequedad como de las que no. Ambos conjuntos de muestras siguen una distribución normal, lo que indica que las variaciones en los resultados se deben únicamente a la variabilidad inherente de los materiales o a la incertidumbre de los ensayos. Así mismo, se realizó la prueba t de 2 muestras con el software Minitab para comparar los promedios de las muestras antes y después de ser sometidas a ciclos humedad-sequedad y determinar si existían diferencias significativas entre los resultados. Como

era de esperar, el test proporcionó valores de p de 0,541 y 0,721 para los resultados de resistencia a la compresión y a la flexión respectivamente. Como los valores p son mayores que el nivel de significancia ($\alpha=0.05$), la hipótesis nula ($H_0: \mu_1 = \mu_2$) no puede ser rechazada, por lo que se puede concluir que las resistencias a compresión y flexión promedio de los morteros sometidos a ciclos humedad-sequedad no son estadísticamente diferentes de los morteros no sometidos a dicho tratamiento térmico.

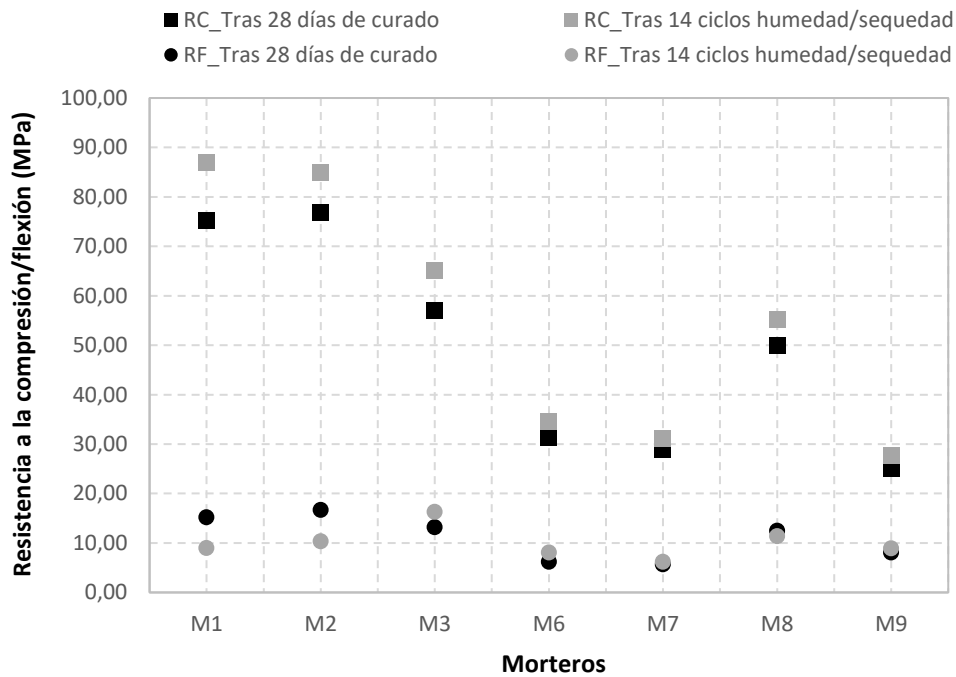


Figura 69: Resistencia mecánica antes y después de 11 ciclos humedad-sequedad

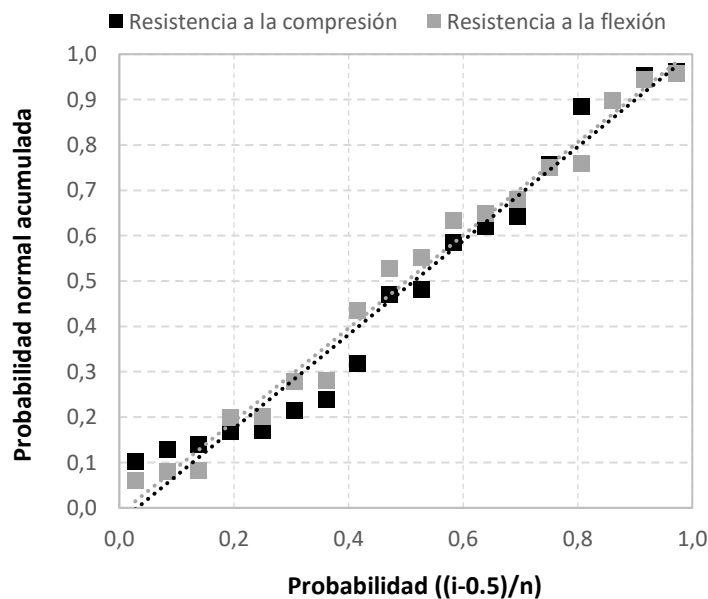


Figura 70: Gráfico de probabilidad normal de los valores de resistencia mecánica

Los resultados de adherencia retenida tras los ciclos humedad-sequedad se muestran en la Figura 71. De acuerdo con estos resultados, todos los conjuntos relleno-tubería ensayados a excepción del M7 sufren una pérdida de adherencia que da lugar a una resistencia retenida de entre el 56 y el 72%, si bien no es posible inferir relación alguna entre esta pérdida de calidad de la unión y la presencia (en cualquier cantidad) o no de alguno de los componentes de los rellenos. En el caso del relleno M7, este mantiene una adherencia igual al 90% de la adherencia máxima original. En cuanto a esta desviación, puesto que ninguno de los factores más comunes (proceso de mezclado, tipo de arena, cantidad de aditivo, etc.) parece explicarlo, lo más probable es que se deba a la gran dispersión de los datos obtenidos en el ensayo de adherencia planteado.

Por último, los resultados de permeabilidad tras los ciclos humedad-sequedad se presentan en la Figura 72. Igual que en [55], la conductividad hidráulica de los rellenos analizados aumentó ligeramente tras la aplicación del tratamiento. En este caso, los morteros de referencia, M3, M7 y M9 obtuvieron valores de conductividad hidráulica en torno a $2 \cdot 10^{-10}$, valor muy por debajo de la permeabilidad máxima recomendada para garantizar el sellado de la perforación [58, 101, 102]. En cuanto a la comparación con la adherencia conservada (Figura 71), destaca únicamente la diferencia entre los resultados obtenidos para el mortero M7, posiblemente confirmando que el valor tan alto de adherencia retenida tenga más que ver con la dispersión de resultados que con las propiedades del material.

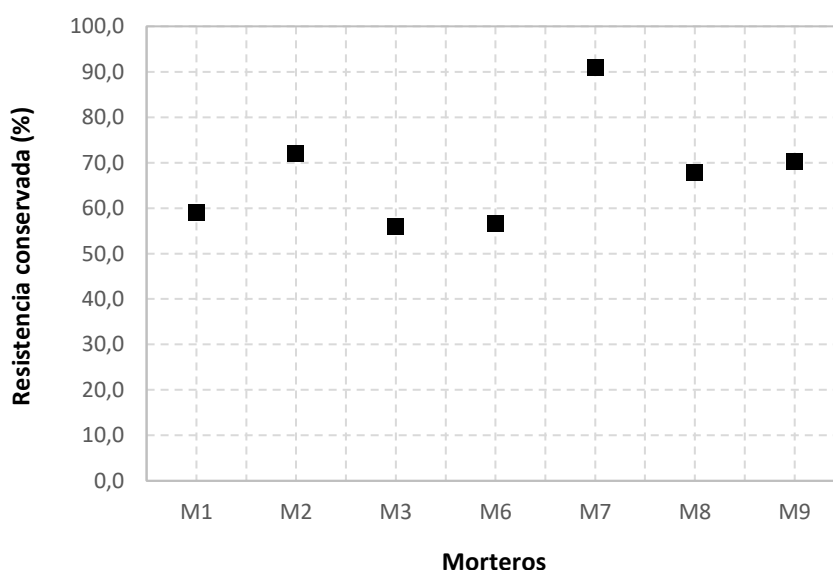


Figura 71: Resistencia conservada de la unión tubo-relleno tras 11 ciclos humedad-sequedad

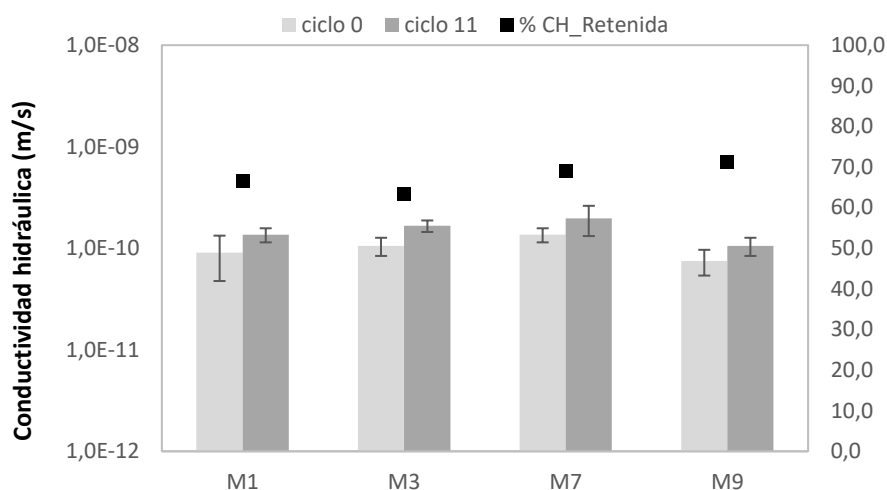


Figura 72: Permeabilidad conservada del conjunto tubo-relleno tras 11 ciclos humedad-sequedad

Viabilidad económica de los rellenos M1 a M9

En la Tabla 13 se muestran los costes de los diferentes rellenos evaluados en la segunda fase de la investigación. Estos costes están basados exclusivamente en los precios de las materias primas utilizadas, por lo que no se consideran otros conceptos como el transporte de dichas materias primas o los costes asociados al amasado. Los precios se han obtenido de proveedores locales de materiales de construcción, canteras locales y del proveedor de los grafitos empleados.

Tabla 13. Estimación del coste de los morteros estudiados en base al precio de los materiales

Precio de los materiales (€/kg)								
Cemento	Caliza	Arena sílicea	Fg	Eg	SP			
0,14	0,009	0,010	27	1900	1,60			
Coste de los morteros (€/kg)								
M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9
0,06	0,06	0,06	0,49	0,77	0,99	1,23	8,89	17,27

Teniendo en cuenta los precios y costes de la tabla, los resultados obtenidos en la caracterización térmica y mecánica, y los aspectos de durabilidad discutidos anteriormente, parece que el uso de aditivos avanzados como el grafito expandido para fines geotérmicos (baja o muy baja entalpía) está lejos de ser rentable, a pesar de que las propiedades de los morteros resultantes mejoran con su empleo. En cuanto al grafito en escamas, los resultados de conductividad mostraron que, para situaciones específicas (suelos con muy buenas propiedades térmicas, por ejemplo), este aditivo podría ser económicamente viable a pesar del menor coste de los morteros de arena de sílice. Cabe señalar que el coste de los morteros M4, M5, M6 y M7 es similar o inferior al de las lechadas comerciales con propiedades térmicas mejoradas.

5. CONCLUSIONES Y FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

5.1. CONCLUSIONES

La investigación que se presenta en esta tesis doctoral se centra en la caracterización de dos tipos diferentes de rellenos geotérmicos: de tipo lechada, más fluido y de mayor trabajabilidad; y de tipo mortero, mejorado con aditivos. Así mismo, se estudia la evolución de las propiedades de dichos rellenos a lo largo de la vida útil de la instalación cuando son sometidos a tratamientos que simulan sus condiciones normales y extremas de operación.

En concreto, en la primera fase de la investigación se caracterizaron 5 rellenos geotérmicos de tipo lechada que fueron sometidos a ensayos para el análisis de sus propiedades mecánicas, térmicas e hidráulicas antes y después de serles aplicados tratamientos formados por 28 ciclos calor-frío, 28 ciclos hielo-deshielo y 14 ciclos humedad-sequedad. A continuación, se resumen las principales conclusiones de esta primera parte de la investigación:

- Existe una clara dependencia de las principales propiedades de los rellenos estudiados con la relación agua-sólido empleada en su fabricación. Así, la conductividad térmica, las propiedades mecánicas (resistencia a la compresión y a la flexión) y la permeabilidad del sistema relleno-tubería se ven afectadas, en mayor o menor medida, por la cantidad de agua utilizada en su fabricación.
- Los valores de resistencia mecánica y de conductividad térmica obtenidos en todos los rellenos de tipo lechada estudiados son medios o bajos, disminuyendo a medida que aumenta la relación agua/sólido (y agua/cemento). Es probable que el uso creciente de bentonita también contribuya a los bajos valores obtenidos.
- Se obtuvieron valores muy bajos de permeabilidad en los cuatro conjuntos relleno-tubo ensayados, lo que indica una alta calidad inicial en la unión entre la tubería y la lechada, así como una baja conductividad hidráulica de estos materiales.
- Los ciclos calor-frío aplicados para evaluar la durabilidad de los rellenos en condiciones normales de operación no influyeron de forma significativa en las propiedades térmicas o mecánicas de las muestras ensayadas. Tampoco se observó la presencia de grietas o fisuras importantes en el material después de dicho tratamiento térmico.
- Los ciclos hielo-deshielo y humedad-sequedad solo influyeron en alguna medida sobre la conductividad térmica de los rellenos tipo lechada con mayores relaciones agua-sólido, siendo las pérdidas de conductividad térmica observadas siempre inferiores al 16%. Por lo tanto, en términos del rendimiento térmico de la instalación, se confirma la viabilidad del uso de estos materiales en intercambiadores geotérmicos de baja o muy baja entalpía, especialmente en terrenos con valores de conductividad térmica bajos o medios.
- No se observaron diferencias significativas en el rendimiento mecánico de los rellenos antes y después de ser sometidos a ciclos humedad-sequedad. Por el contrario, los ciclos hielo-deshielo provocaron la aparición de grietas críticas que eliminaron por completo la resistencia del material a la compresión y a la flexión.

- Aunque la aplicación de ciclos térmicos (calor-frío) condujo a un aumento notable de la conductividad hidráulica debido a una pérdida en la calidad de la unión relleno-tubería, la permeabilidad mantenida tras los 28 ciclos confirma la aplicabilidad de los rellenos de tipo lechada analizados siempre y cuando la hidrogeología del terreno conlleve un bajo riesgo de conexión entre acuíferos o de otros riesgos medioambientales, y no se prevean condiciones extremas de operación.
- El aumento en la conductividad hidráulica del conjunto relleno-tubería tras la aplicación de los ciclos humedad-sequedad parece depender en cierta medida de la cantidad de agua utilizada en el amasado y, por tanto, del rendimiento mecánico del relleno, siendo los materiales con las relaciones agua/sólido y agua/cemento más altas los que sufrieron un aumento crítico de la permeabilidad del conjunto relleno-tubería.
- En el contexto de esta investigación el tratamiento con ciclos hielo-deshielo ha resultado ser el más perjudicial desde el punto de vista de la integridad estructural del relleno y de la pérdida de su capacidad para actuar como barrera hidráulica, lo que afectaría de forma directa a la seguridad de una instalación. Desde el punto de vista del rendimiento térmico del intercambiador geotérmico, los cambios significativos y cíclicos de humedad parecen suponer, sin embargo, un mayor perjuicio.

En la segunda fase de la investigación se caracterizaron 9 rellenos geotérmicos de tipo mortero, con base cemento, y con relaciones agua/sólido y agua/cemento considerablemente inferiores a las empleados en los rellenos de tipo lechada. Estos rellenos incluían diferentes tipos de arena y aditivos para la mejora de sus propiedades. Las conclusiones derivadas de la caracterización de estos materiales y de la evolución de su comportamiento al ser sometidos a ciclos humedad-sequedad se resumen a continuación:

- La incorporación de grafito en escamas o grafito expandido en pequeñas proporciones, ha supuesto un aumento notable de la conductividad térmica de los rellenos incluso en el caso de aquellos con las relaciones agua/cemento más altas. Así mismo, la sustitución de arena caliza por arena de sílice también permitió aumentar la conductividad térmica de forma sustancial. Además, la capacidad de mejora de los grafitos parece ser superior considerando las bajas cantidades utilizadas en esta investigación (<5% p/p).
- A pesar de las diferencias en las proporciones y en el tipo de materiales incorporados a los morteros, todos ellos presentaron valores de resistencia mecánica significativamente más altos que los obtenidos por los rellenos tipo lechada ensayados en la fase anterior. En general, se han obtenido morteros con un buen comportamiento térmico y mecánico que, al mismo tiempo, mantuvieron una adecuada (y necesaria) trabajabilidad.
- La adición de grafito en escamas no parece tener una influencia significativa en la calidad de la unión relleno-tubo en vista de la similitud de los valores de adherencia alcanzados por los rellenos M1 a M5. En cuanto a la mayor resistencia obtenida por el mortero M9,

la gran dispersión de los resultados del ensayo no permiten inferir un efecto positivo del grafito expandido.

- Los ciclos humedad-sequedad aplicados no causaron daños significativos a ninguno de los rellenos evaluados, no observándose deterioro físico alguno ni reducción apreciable de su conductividad térmica o de su resistencia mecánica. Tan solo la calidad de la unión relleno-tubería se vio afectada tras la aplicación del tratamiento, alcanzando todos ellos una resistencia conservada de la unión de más del 55%.
- El coste de los diferentes rellenos, así como los resultados de la caracterización térmica y mecánica, sugieren que el uso de materiales avanzados como el grafito expandido en instalaciones de bomba de calor geotérmicas de baja o muy baja entalpía no es rentable en la actualidad. Sin embargo, esto podría cambiar en un futuro cercano a tenor del gran desarrollo del grafito y su gradual disminución de precios.

Como conclusión general se puede afirmar que, a la vista de los ensayos de caracterización y de durabilidad realizados, los rellenos de tipo lechada con elevada trabajabilidad podrían ser utilizados en la mayoría de las instalaciones geotérmicas de baja entalpía convencionales siempre y cuando la relación agua/sólido se mantenga dentro de unos límites y se tengan en cuenta los requisitos operacionales de la instalación y los posibles riesgos medioambientales. Por otra parte, los rellenos de tipo mortero, aunque con menor trabajabilidad, se presentan como una alternativa más eficiente desde el punto de vista del rendimiento térmico, poseen mejores propiedades mecánicas y tienen mayor durabilidad en las condiciones de operación simuladas en esta tesis doctoral. Además, con un coste más bajo en el caso de los morteros con arena silíceo y un coste similar en el caso de los morteros que incorporan escamas de grafito, el uso de estos materiales estaría indicado para todo tipo de instalaciones geotérmicas y estaría altamente recomendado en instalaciones geotérmicas con requisitos operacionales exigentes. Estos requisitos operacionales incluyen: terrenos con alta conductividad térmica, zonas con cambios significativos en el nivel de la capa freática y terrenos con condiciones hidrogeológicas que entrañen riesgos considerables tales como la conexión entre acuíferos, la caída o ascensión de los niveles de agua subterránea o el hinchamiento de capas inferiores. Finalmente, es importante destacar la necesidad de evaluar los rellenos geotérmicos, en especial los de tipo lechada, en cuanto a su resistencia a las variaciones de temperatura y humedad que puedan ocurrir a lo largo de su vida útil.

5.2. FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

Partiendo de los resultados y las conclusiones presentados y discutidos en esta tesis doctoral, se proponen las siguientes líneas de investigación:

- Estudiar el uso de materiales reciclados para la mejora de las propiedades de los rellenos geotérmicos. Materiales de alta conductividad térmica (ej. con base carbono o metales), con la granulometría apropiada y procedentes de la industria local, ya sean subproducto o residuos, serían buenos candidatos para esta investigación. Sería indispensable en su caso la realización de ensayos de lixiviación para asegurar que su uso no daría lugar a la emisión de contaminantes tóxicos al subsuelo.
- El estudio de aditivos innovadores, con propiedades singulares (ej. nanomateriales) que permitan mejorar las características de los rellenos geotérmicos, especialmente de los rellenos de tipo lechada. Tal y como se ha comentado en este documento, la principal ventaja de este tipo de rellenos es su trabajabilidad y capacidad de bombeo, por lo que sería de interés mejorar su conductividad térmica y su resistencia mecánica manteniendo esa propiedad. Esta línea de investigación se podría abrir también a la mejora en general de lechadas y morteros para otras aplicaciones en las que el aumento de coste no fuese tan restrictivo.
- La tendencia actual en cuanto a las instalaciones geotérmicas de muy baja entalpía es el aumento en la profundidad de los sondeos. Esta profundidad actualmente está limitada principalmente por el coste asociado de la perforación, sin embargo, a medida que la tecnología avanza, la profundidad de las sondas tendería a aumentar para aprovechar la mayor temperatura del subsuelo y, en consecuencia, la mayor tasa de intercambio de calor. Es necesario, por tanto, estudiar los requisitos que los rellenos deberían de cumplir en cuanto a su conductividad, capacidad de sellado, resistencia mecánica y capacidad de bombeo.
- Existen ciertas situaciones en las que evitar la aparición de grietas en el relleno se torna complicado, ya sea por la probabilidad alta de movimientos en el terreno (temblores) o por otras causas no controlables. Como posible solución a este problema se propone el desarrollo de rellenos geotérmicos autosanantes, para lo que existen diversas tecnologías que pueden ser exploradas como, por ejemplo, el autosanado con cemento no hidratado, el sanado con hidrogel e incluso el sanado con bacterias.

En consonancia con las líneas futuras de investigación propuestas, se han llevado a cabo hasta la fecha ensayos de caracterización de rellenos geotérmicos de tipo mortero mejorados con un material reciclado de la industria local (un residuo de la industria del automóvil compuesto por grafito y cobre) y con un nanomaterial de carbono (nanoplaquetas de carbono) proporcionado por la empresa suministradora de las escamas de grafito y el grafito expandido. Los resultados no son concluyentes en ninguno de los casos, haciendo falta una mayor investigación al respecto.

REFERENCIAS

- [1] Sukanta, R., Harsh K. G. Geothermal Energy: An Alternative Resource for the 21st Century. Elsevier Science & Technology, 2007; ISBN (impreso): 9780444528759; ISBN (electrónico): 978008046547
- [2] Verhoogen, J. Energetics of the Earth. National Research Council. Washington DC: The National Academies Press, 1980. <https://doi.org/10.17226/9579>.
- [3] Korenaga, J. Energética de la convección del manto y el destino final del calor fósil. Cartas de investigación geofísica, 2003, 30 (8).
- [4] Instituto Geológico y Minero de España (IGME). La energía geotérmica. Disponible en <https://www.igme.es/Geotermia/La%20energ%C3%ADa%20geot%C3%A9rmica.htm>, última visita: agosto 2020.
- [5] Llopis Trillo, G.; Rodrigo Angulo, V. Guía de la Energía Geotérmica. DG de Industria, Energía y Minas. Comunidad de Madrid, 2008.
- [6] Manual de Geotermia. Instituto para la Diversificación y Ahorro de la Energía (IDAE), Instituto Geológico y Minero de España (IGME). Madrid, 2008; ISBN: 978-84-96680-35-7.
- [7] Munich School of Engineering, Technical University of Munich. What is Geothermal Energy? Disponible en <https://www.mse.tum.de/en/geothermal-alliance-bavaria/what-is-geothermal-energy/applications-of-geothermal-energy/>, última visita: agosto 2020.
- [8] Geological Survey of Denmark and Greenland (GEUS). Deep and Shallow Geothermal Energy. Disponible en <https://eng.geus.dk/energy-resources/deep-and-shallow-geothermal-energy/>, última visita: agosto 2020.
- [9] Bassfeld Technology Transfer. Geothermal Power Generation: Economically viable electricity generation through advanced geothermal energy technologies. Disponible en https://static.aminer.org/pdf/PDF/000/244/989/systems_in_technology_transfer_introduction.pdf, última visita: agosto 2020.
- [10] Lund, J.W. Development and Utilization of Geothermal Resources. In: Goswami D.Y., Zhao Y. (eds) Proceedings of ISES World Congress 2007 (Vol. I – Vol. 5), 2008, pp. 87-95; doi: 10.1007/978-3-540-75997-3.
- [11] GeoElec Consortium. GeoElec Final Project Report, 2013. Disponible en <http://www.geoelec.eu/wp-content/uploads/2013/11/D6.2-Final-Report.pdf>, última visita: agosto 2020.
- [12] Temple, J. (traducido por Milutinovic, A.). Geothermia: la primera gran apuesta de Bill Gates por la energía limpia. MIT Technology Review, 2018. Disponible en <https://www.technologyreview.es/s/10568/geotermia-la-primera-gran-apuesta-de-bill-gates-por-la-energia-limpia>, última visita: agosto 2020.
- [13] Neeley, T. Geothermal Heats Up Agriculture. The Progressive Farmer, 2013. Disponible en <http://dtnpf-digital.com/article/Geothermal%20Heats%20Up%20Agriculture/1568409/185595/article.html>, última visita: agosto 2020.

- [14] Geothermal ERA-NET. Geothermal Energy. <http://www.geothermaleranet.is/about-geothermal-era-net/geothermal-energy/>, última visita: agosto 2020.
- [15] European Geothermal Energy Council (EGEC). EGEC Policy Paper: Financing Geothermal Energy, 2013. Disponible en: <https://www.egec.org/wp-content/uploads/2017/05/EGEC-policy-paper-on-financing-geothermal-Fin.pdf>, última visita: agosto 2020.
- [16] International Renewable Energy Agency (IRENA). Renewable Capacity Statistics, 2019. ISBN: 978-92-9260-123-2.
- [17] Lund, J.W., Toth, A.N. Direct Utilization of Geothermal Energy 2020 Worldwide Review. Proceedings World Geothermal Congress 2020. Reykjavik, Iceland, 2020 (pospuesto hasta mayo 2021 pero la publicación está disponible en <https://www.geothermal-energy.org/pdf/IGAstandard/WGC/2020/01018.pdf>), última visita: agosto 2020.
- [18] Sanner, B. Summary of EGC 2019 Country Update Reports on Geothermal Energy in Europe. European Geothermal Congress, 2019. Den Haag, The Netherlands, 2019.
- [19] Grosse, R., Christopher, B., Stefan, W., Geyer, R., & Robbi, S. Long term (2050) projections of techno-economic performance of large-scale heating and cooling in the EU. European commission Jointing Research Center (JRC), 2017; doi:10.2760/24422.
- [20] Bertani, R., Thain, I. Geothermal Power Generating Plant CO₂ Emission Survey. Newsletter of the International Geothermal Association, 2002, 49:1–3.
- [21] Soltani, M., Kashkooli, F.M., Dehghani-Snij, A.R., Kazemi, A.R., Bordbar, N., Farshchi, M.J., Elmi, M., Gharali, K., Dusseault, M.B. A comprehensive study of geothermal heating and cooling systems. Sustainable Cities and Society, 44, 2019, pp. 793-818; doi: 10.1016/j.scs.2018.09.036.
- [22] International Energy Agency (IEA). The 2019 Global Status Report for Buildings and Construction: towards a zero-emissions, efficient and resilient buildings and construction sector; ISBN: 978-92-807-3768-4.
- [23] EC News. In focus: Energy Efficiency in Buildings. Disponible en https://ec.europa.eu/info/news/focus-energy-efficiency-buildings-2020-feb-17_en, última visita: agosto 2020.
- [24] Eurostat. Energy, Transport and environment statistics, 2019 Edition. Statistical Books. ISBN: 978-92-76-10971-6; ISSN 2363-2372; doi: 10.2785/660147 KS-DK-19-001-EN-N.
- [25] Tzeiranaki, S.T., Bertoldi, P., Diluiso, F., Castellazzi, L., Economidou, M., Labanca, N., Serrenho, T.R., Zangheri, P. Analysis of the EU Residential Energy Consumption: Trends and Determinants. Energies 2019, 12(6), 1065; doi: 10.3390/en12061065.
- [26] Heat Roadmap Europe 2050. Heating and cooling: facts and figures. The transformation towards a low-carbon Heating&Cooling sector (2017). Disponible en www.heatroadmap.eu, última visita: agosto 2020.

- [27] IEA (2020). Tracking Buildings 2020, IEA, Paris. Disponible en <https://www.iea.org/reports/tracking-buildings-2020> , última visita: agosto 2020.
- [28] Conde Lázaro, E., Ramos Millán, A., Reina Peral, P., Vega Remesal, A. Guía Técnica de Bombas de Calor Geotérmicas, Fundación de la Energía de la Comunidad de Madrid, 2009.
- [29] Kusuda, T., Achenbach, P.R. Earth Temperatures and Thermal Diffusivity at Selected Stations in the United States. ASHRAE Transactions, 1965, 71(1): 61-74.
- [30] Dong, Y., McCartney, J.S., Lu, N. Critical Review of Thermal Conductivity Models for Unsaturated Soils. Geotech Geol Eng 33, 2015, pp. 207–221; doi:10.1007/s10706-015-9843-2.
- [31] ATECYR. Guía Técnica de Diseño de Sistemas de Intercambio Geotérmico de Circuito Cerrado. Instituto para la Diversificación y Ahorro de la Energía (IDAE), 2008; ISBN: 978-84-96680-60-9.
- [32] Glassley, W.E. Geothermal Energy: Renewable Energy and the Environment, Second Edition. CRC Press. Taylor & Francis Group, 2015.
- [33] Sauer, M., Sanner, B., Mands, E., Grundmann, E., Fernández, A. Thermal Response Test: Practical experience and extended range of application. The 12th international Conference on Energy Storage (Innostock), 2012.
- [34] Chang, K.S., Kim, M.J. Thermal performance evaluation of vertical U-loop ground heat exchanger using in-situ thermal response test. Renewable Energy, 2016, 87, pp. 585-591; doi: 10.1016/j.renene.2015.10.059.
- [35] New Zealand Geothermal Association. Geothermal Heat Pumps. Disponible en <https://nzgeothermal.org.nz/heat-pumps-new-zealand-geothermal-association/geothermal-heat-pumps/> , última visita: agosto 2020.
- [36] Unión Europea. Reglamento (UE) 2016/2281 de la comisión (30 de noviembre de 2016). Marco para el establecimiento de requisitos de diseño ecológico aplicables a los productos relacionados con la energía, en lo relativo a los productos de calentamiento de aire, los productos de refrigeración, las enfriadoras de procesos de alta temperatura y los ventilosconvectores.
- [37] Di Sipio, E., Bertermann, D. Factors Influencing the Thermal Efficiency of Horizontal Ground Heat Exchangers. Energies, 2017, 10, 1897; doi: 10.3390/en10111897.
- [38] Sharma, A., Shukla, A., Aye, L. (Eds). Low Carbon Supply, Green Energy and Technology. Springer, 2018. ISBN: 978-981-10-7326-7.
- [39] Geotermia Energía (s.f.) Tipos de Geotermia. Disponible en <http://energiarenovablegeotermica.blogspot.com>
- [40] Mesh. Ground Source Heat Pumps: Horizontal Collectors vs. Vertical Boreholes. Disponible en <https://www.mesh-energy.com/ground-source-heat-pumps-horizontal-collectors-vs-vertical-boreholes/>, última visita: agosto 2020.
- [41] Javadi, H., Mousavi Ajarostaghi, S.S., Rosen, M.A., Pourfallah, M. Performance of Ground Heat Exchangers: A comprehensive review of recent advances. Energy, 2019, 178, pp.207-233.

- [42] Singh, R.M., Sani, A.K., Amis, T. An overview of ground-source heat pump technology. Capítulo del libro *Managing Global Warming*, 2016, 87, Part 1, Cap 15, pp. 456-485; doi: 10.1016/B978-0-12-814104-5.00015-6. ISSN: 0960-1481.
- [43] Aresti, L., Christodoulides, P., Florides, G. A review of the design aspects of ground heat exchangers. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2018, 92, pp. 757–773; doi: 10.1016/j.rser.2018.04.053
- [44] Luo, J., Zhao, H., Huang, W., Zhu, Y., Xiang, W., Rohn, J. Determination of ground thermal properties for energy piles by thermal response tests. *Environmental Earth Sciences*, 2018, 77, No 152; doi: 10.1007/s12665-018-7265-1
- [45] López Jimeno, C. El Subsuelo como Fuente de Energía. *Instalaciones Geotérmicas*. 15ª Sesión Técnica SEMSIG-AETESS: Geotecnia en los Entornos Industrial y Energético (2015).
- [46] Banks, D. *An Introduction to Thermogeology: Ground Source Heating and Cooling*. John Wiley & Sons, 2008. ISBN: 978-1-4051-7061-1.
- [47] Cuesta García, M.A., Mayoral Fernández, G.R. Aplicación de la geotermia de baja entalpía en el nuevo hospital de Mollet del Vallés. *Ingeniería Civil*, 2009, 156, pp. 21-26.
- [48] Quali Geotermia. La Geotermia: Campo de captación. Disponible en <http://www.qualigeotermia.com/acerca-de/campo-de-captacion/>, última visita: agosto 2020.
- [49] Smith, M.D.; Perry, R.L. Borehole grouting: Field studies and thermal performance testing. *ASHRAE Transactions*, 1999, 105, 451-457.
- [50] Lee, C., Lee, K., Choi, H. and Choi, H.-P. Characteristics of thermally-enhanced bentonite grouts for geothermal heat exchanger in South Korea. *Science China Technological Sciences*, 2010, 53 (1), pp. 123-128; doi: 10.1007/s11431-009-0413-9.
- [51] Delaleux, F., Py, X., Olives, R. and Dominguez, A. Enhancement of geothermal borehole heat exchangers performances by improvement of bentonite grouts conductivity. *Applied Thermal Engineering*, 2012, 33-34 (1), pp. 92-99; doi: 10.1016/j.appltherma leng.2011.09.017
- [52] Erol, S. and François, B. Thermal, hydraulic and mechanical performances of enhanced grouting materials for borehole heat exchanger. *Coupled Phenomena in Environmental Geotechnics - Proceedings of the International Symposium, ISSMGE TC 215*, 2013, pp. 491-499.
- [53] Erol, S. and François, B. Efficiency of various grouting materials for borehole heat exchangers. *Applied Thermal Engineering*, 2014, 70 (1), pp. 788-799; doi: 10.1016/j.appl thermaleng.2014.05.034
- [54] Allan, M.L. Thermal conductivity of cementitious grouts for geothermal heat pumps. Progress Report FY 1997. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1997.

- [55] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Thermally conductive cementitious grouts for geothermal heat pumps. Progress Report FY 1998. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1998.
- [56] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Properties and performance of cement-based grouts for geothermal heat pump applications. Final Report FY 1999. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1999.
- [57] Allan, M.L. and Kavanaugh, S.P. Thermal conductivity of cementitious grouts and impact on heat exchanger length design for ground source heat pumps. HVAC&R Research, 1999, 5 (2), pp. 87-98, doi: 10.1080/10789669.1999.10391226.
- [58] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Ground water protection issues with geothermal heat pumps. Geothermal Resources Council Transactions, 1999, 23, pp. 101-105.
- [59] Allan, M.L. Materials characterization of superplasticized cement-sand grout. Cement and Concrete Research, 2000, 30 (6), pp. 937-942; doi: 10.1016/S0008-8846(00)00275-1.
- [60] Allan, M.L. and Philippacopoulos, A.J. Performance characteristics and modelling of cementitious grouts for geothermal heat pumps. Proceedings World Geothermal Congress 2000, Kyushu - Tohoku, Japan.
- [61] Berndt, M.L. Strength and permeability of steel fibre reinforced grouts. Construction and building materials, 2010, 24 (9), pp. 1768-1772; doi: 10.1016/j.conbuildmat.2010.02.011.
- [62] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D. and Del Coz-Díaz, J.J. Study of different grouting materials used in vertical geothermal closed-loop heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 2013, 50 (1), pp. 159-167; doi: 10.1016/j.applthermaleng.2012.05.029.
- [63] Javadi, H., Mousavi Ajarostaghi, S.S., Rosen, M.A., Pourfallah, M. A Comprehensive Review of Backfill Materials and Their Effects on Ground Heat Exchanger Performance. Sustainability, 2018, 10, 4486; doi:10.3390/su10124486.
- [64] Choi, W., Ooka, R. Effect of natural convection on thermal response test conducted in saturated porous formation: Comparison of gravel-backfilled and cement-grouted borehole heat exchangers. Renewable Energy, 2016, 96 (A), pp. 891-903; doi: 10.1016/j.renene.2016.05.040.
- [65] Qi, D., Pu, L., Sun, F., Li, Y. Numerical investigation on thermal performance of ground heat exchangers using phase change materials as grout for ground source heat pump system. Applied Thermal Engineering, 2016, 106, pp. 1023-1032; doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.06.048.
- [66] Chen, F., Mao, J., Chen, S., Li, C., Hou, P., Liao, L. Study of a U-tube heat exchanger using a shape-stabilized phase change backfill material. Science and Technology for the Built Environment, 2017, 23(3), pp. 430-440; doi: 10.1080/23744731.2016.1243409.
- [67] Chen, F., Mao, J., Chen, S., Li, C., Hou, P., Liao, L. Efficiency analysis of utilizing phase change materials as grout for a vertical U-tube heat exchanger coupled ground source heat pump system. Applied Thermal Engineering, 2018, 130, pp. 698-709; doi: 10.1016/j.applthermaleng.2017.11.062.

- [68] Foose, G.J., Thomson, R.A. Effect of Freeze-Thaw Cycling on the Hydraulic Conductivity of Soil-Bentonite Mixtures. Proceedings of the 11th International Conference on Cold Regions Engineering, 2002, pp. 938-947, Anchorage, Alaska, United States.
- [69] Anbergen, H., Frank, J., Müller, L., Sass, I. Freeze-Thaw-Cycles on Borehole Heat Exchanger Grouts: Impact on the Hydraulic Properties. Geotechnical Testing Journal, 2014, 37(4): pp. 639-651; doi: 10.1520/GTJ20130072.
- [70] Niederbrucker, R., Steinbacher, N. Eignungsuntersuchung von Verpressmaterialien für Erdwärmesonden. Informe final técnico, 2008. Disponible en <http://www.erdsondenoptimierung.ch/custom/erdsondenoptimierung.ch/userfiles/files/dokumente/hinterfuellmaterial/GTW-Eignungsuntersuchung.pdf>.
- [71] Erol, S. and François, B. Freeze damage of grouting materials for borehole heat exchanger: Experimental and analytical evaluations. Geomechanics for Energy and the Environment, 2016, 5, pp. 29-41; doi: 10.1016/j.gete.2015.12.002.
- [72] Borinaga-Treviño, R., Pascual-Muñoz, P., Calzada-Pérez, M.A. and Castro-Fresno, D. Freeze-thaw durability of cement-based geothermal grouting materials. Construction and building materials, 2014, 55 (1), pp. 390-397; doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.01.051.
- [73] Thomson, R.A., Foose, G.J. Chemical Compatibility and Durability of Soil-Bentonite Mixtures. Waste Containment and Remediation. Proceedings from the Geo-Frontiers Congress, 2005, Austin, Texas, United States. ISBN (print): 9780784407899.
- [74] Park, M., Min, S., Lim, J., Choi, J.M. and Choi, H. Applicability of cement-based grout for ground heat exchanger considering heating-cooling cycles. Science China Technological Sciences, 2011, 54 (7), pp. 1661-1667; doi: 10.1007/s11431-011-4388-y.
- [75] Fleuchaus, P. and Blum, P. Damage event analysis of vertical ground source heat pump systems in Germany. Geothermal Energy, 2017, 5 (10); doi: 10.1186/s40517-017-0067-y.
- [76] Goldschieder, N. and Bechtel, T. Editors's message: The housing crisis from underground – damage to a historic town by geothermal drillings through anhydrite, Staufen, Germany. Hydrogeol. Journal, 2009, 17 (3), pp. 491-493; doi: 10.1007/s10040-009-0458-7.
- [77] The local (2017). This historic German town is falling apart in 'slow-motion catastrophe'. Disponible en <https://www.thelocal.de/20170818/this-historic-german-town-is-falling-apart-in-slow-motion-catastrophe>.
- [78] Bucci, A., Bianco Prevot, A., Buoso, S., De Luca, D.A., Lasagna, M., Malandrino, M., Maurino, V. Impacts of borehole heat exchangers (BHE) on groundwater quality: the role of heat-carrier fluid and borehole grouting. Environmental Earth Sciences, 2018, 77 (175); doi: 10.1007/s12665-018-7375-9.
- [79] Colombero, C., Comina, C., Giuliani, A., Mandrone, G. Ultrasonic equipment aimed to detect grouting homogeneity in geothermal heat exchangers. European Geothermal Congress, 2016, Strasbourg, France.

- [80] Klotzbücher, T., Kappler, A., Straub, K.L., Haderlein, S.B. Biodegradability and groundwater pollutant potential of organic anti-freeze liquids used in borehole heat exchangers. *Geothermics*, 2007, 36(4), pp. 348-361; doi: 10.1016/j.geothermics.2007.03.005.
- [81] Indacoechea-Vega, I., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D., Calzada-Pérez, M.A. Experimental characterization and performance evaluation of geothermal grouting materials subjected to heating-cooling cycles. *Construction and building materials*, 2015, 98, pp. 583-592; doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.08.132.
- [82] Indacoechea-Vega, I., Pascual-Muñoz, P., Castro-Fresno, D., Zamora-Barraza, D. Durability of geothermal grouting materials considering extreme loads. *Construction and building materials*, 2018, 162, pp. 732-739; doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.12.072.
- [83] Pascual-Muñoz, P., Indacoechea-Vega, I., Zamora-Barraza, D., Castro-Fresno, D. Experimental analysis of enhanced cement-sand based geothermal grouting materials. *Construction and building materials*, 2018, 185, pp. 481-488, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.07.076.
- [84] AENOR, UNE-EN 1015-3:2000. Métodos de ensayo para morteros de albañilería. Parte 3: Determinación de la consistencia del mortero fresco (por la mesa de sacudidas), 2000.
- [85] AENOR, UNE-EN 1015-6:1999. Métodos de ensayo para morteros de albañilería. Parte 6: Determinación de la densidad aparente del mortero fresco, 1999.
- [86] ASTM, ASTM D6910 / D6910M-09, Standard Test Method for Marsh Funnel Viscosity of Clay Construction Slurries (Withdrawn 2018), ASTM International, West Conshohocken, PA, 2009.
- [87] HeidelbergCement. THERMOCEM, naturally good – the dry mortar with outstanding thermal conductivity. Folleto de propiedades del relleno geotérmico. Obtenido de https://www.heidelbergcement.de/system/files_force/assets/document/fb/76/rz_3228_hds_tb_thermocem_bro_24s_2019_uk_web.pdf?download=1
- [88] ASTM, ASTM C940-10. Standard Test Method for Expansion and Bleeding of Freshly Mixed Grouts for Preplaced-Aggregate Concrete in the Laboratory (superseded by ASTM C940-16). ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010.
- [89] AENOR, UNE-EN 1015-10:2000/A1:2007. Métodos de ensayo para morteros de albañilería. Parte 10: Determinación de la densidad aparente en seco del mortero endurecido, 2007.
- [90] AENOR, UNE-EN 1015-10:2000. Métodos de ensayo para morteros de albañilería. Parte 10: Determinación de la densidad aparente en seco del mortero endurecido, 2000.
- [91] AENOR, UNE-EN 1015-11:2000/A1:2007. Métodos de ensayo para morteros de albañilería. Parte 11: Determinación de la resistencia a flexión y a compresión del mortero endurecido, 2007.

- [92] ASTM, ASTM D5334-08. Standard Test Method for Determination of Thermal Conductivity of Soil and Soft Rock by Thermal Needle Probe Procedure. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008.
- [93] IRANOR, UNE 83-308-86. Ensayos de hormigón: determinación de la velocidad de los impulsos ultrasónicos, 1986.
- [94] Lee, J.O., Choi, H., Lee, J.Y. Thermal conductivity of compacted bentonite as a buffer material for a high-level radioactive waste repository. *Annals of Nuclear Energy*, 2016, 94, pp. 848-855; doi:10.1016/j.anucene.2016.04.053.
- [95] Yoon, S., Cho, W., Lee, C., Kim, G. Thermal Conductivity of Korean Compacted Bentonite Buffer Materials for a Nuclear Waste Repository. *Energies*, 2018, 11, 2269; doi:10.3390/en11092269.
- [96] Allan, M.L. Preliminary study on improvement of cementitious grout thermal conductivity for geothermal heat pump applications. Department of Applied Science, Brookhaven National Laboratory, New York, 1996.
- [97] Qingwen L., Lu C., Haotian M., and Chung-Ho H. Enhanced Heat Transfer Characteristics of Graphite Concrete and Its Application in Energy Piles. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2018, vol. 2018, Article ID 8142392, 12 pages.
- [98] Guo, H., Qiao, L., Xiao, Y. Experimental study on the thermal and mechanical performance of graphite-cement based composites, 2019. *Proceedings of the International Conference on Geo-Mechanics, Geo-Energy and Geo-resources (IC3G 2018)*, pp. 281-288, Chengdu, P.R. China.
- [99] Chen, X., Wu, S. and Zhou, J. Influence of porosity on compressive and tensile strength of cement mortar. *Construction and building materials*, 2013, 40, pp. 869-874; doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.11.072
- [100] Liu, S.H., Wu, M.Q., Rao, M.J., Li, L.H., Xiao, H.L. Preparation, properties and microstructure of graphite powder-containing conductive concrete. *Strength of Materials*, 2019, 51(1), pp. 76-83; doi: 10.1007/s11223-019-00052-1.
- [101] Michigan DNRE. Best Practices for Geothermal Vertical Closed-Loop Installations, 2010. Disponible en www.michigan.gov/documents/mpsc/geo_best_practises_327048_7.pdf, última visita: agosto 2020.
- [102] Environmental Agency (UK). Environmental good practice guide for ground source heating and cooling (GEHO0311BTPA-E-E), 2011. Available at https://www.gshp.org.uk/pdf/EA_GSHC_Good_Practice_Guide.pdf, última visita: Agosto 2020.