J. Jpn. Soc. Soil Phys.
土壌の物理性
No. 128, p.11～20 (2014)

JpGU 特集
論　文
Original Paper

熱応答試験実施時間の短縮がみかけ熱伝導率推定に与える影響：数値的研究

斎藤広隆[1,5]・斎藤健志[2,5]・向後雄二[1,5]・濱本昌一郎[3,5]・Per MOLDRUP[4,5]・小松登志子[2,5]

Effect of reducing the test period on estimating effective thermal conductivity from Kelvin's line source function in thermal response test: a numerical study

Hirotaka SAITO[1,5], Takeshi SAITO[2,5], Yuji KOHGO[1,5], Shoichiro HAMAMOTO[3,5], Per MOLDRUP[4,5] and Toshiko KOMATSU[2,5]

Abstract: It has been recommended to carry out thermal response tests (TRT) for a period of minimum 48 hours when the measured data are used together with a linear approximation of Kelvin's infinite line source function for heat transport in porous materials to estimate apparent thermal conductivity of the ground. Recently an asymptotic solution of the line source function has been proposed to reduce the estimation error. This study examined the potential of the new solution to also reduce the TRT period, as the new solution in principle can be applied to early (short-time) data. For this analysis, a one-dimensional convective-conductive heat transport equation was applied for the circulating fluid, and three-dimensional conductive heat transport equations were applied for the ground, the grout, and the heat exchangers, to simulate heat transport and exchange between circulating fluid and the ground during TRT. Fluid temperatures simulated under different conditions were then used to estimate apparent thermal conductivity using both the linear approximation and the asymptotic solution of the line source function. Results showed that the TRT period can be reduced to less than 20 hours with an average error less than 5 % even in case of extreme thermal conductivity of grout, which can markedly affect early (short-time) TRT data. The conclusion was confirmed when also using actual TRT data collected at ground source heat pump (GSHP) test sites at Tokyo University of Agriculture and Technology and Saitama University.

Key Words : subsurface geothermal system, thermal response test (TRT), effective thermal conductivity, numerical model, grout thermal conductivity

[1]Graduate School of Agriculture, Tokyo University of Agriculture and Technology, 3-5-8 Saiwai-cho, Fuchu-shi, Tokyo, 183-8509, Japan. Corresponding author: 斎藤広隆，東京農工大学大学院農学府
[2]Graduate School of Science and Engineering, Saitama University, 255 Shimo-Okubo, Sakura-ku, Saitama, 338-8570, Japan.
[3]Graduate School of Agricultural and Life Sciences, The University of Tokyo, 1-1-1 Yayoi, Bunkyo-ku, Tokyo, 113-8567, Japan.
[4]Department of Civil Engineering, Aalborg University, Sofiendalsvej 11, 9200 Aalborg SV, Denmark.
[5]Core Research for Evolutionary Science and Technology, Japan Science and Technology Agency, 4-1-8 Honcho, Kawaguchi-shi, Saitama, 332-0012, Japan.
2014 年 2 月 21 日受稿　2014 年 11 月 21 日受理

1. はじめに

化石燃料のように枯渇性の一次エネルギーに依存した社会から，エネルギーを安定的かつ適切に供給可能な社会へと変革するためには，資源の枯渇のおそれが少なく，環境への負荷が少ない太陽光やバイオマスといった再生可能エネルギーの利用が不可欠である．近年日本で，再生可能エネルギーの一つとして「地中熱」に注目が集まっている（落藤, 2002; 柴, 2011）．ここで地中熱とは，地下約 10 m から約 200 m までの地盤が持つ熱エネルギーのことで，通常大気温度によらずほぼ一定の温度を示すなどの特徴を持つ．アメリカやスウェーデンなど一部欧米諸国と比べて，日本の地中熱利用の普及は進んでいないが，H22 年の経済産業省によるエネルギー供給構造高度化法の中で再生可能エネルギーの一つとして触れられており，今後その利用がますます増えていくことが予想される．

地中熱利用については，大きく二つに分類される（北海道大学地中熱利用システム工学講座, 2007）．一つは地下水を含む地盤を熱源として利用するもので，地中熱ヒートポンプ（Ground Source Heat Pump; GSHP）システムなどがある．もう一つは，地下水流動の遅いところなどで，人工的に熱エネルギーを地下に蓄え，必要に応じて取り出す蓄熱装置としての利用である．GSHP システムはクローズド方式とオープン方式とに分けられ，前者は地中に埋設した熱交換器を通して熱利用し，後者は地下水を汲み上げて地上のヒートポンプの熱源として利用する（内田・桂木, 2011）．冷房利用の場合，クローズド方式ではヒートポンプを介してでてきた建物や部屋からの余熱を地中に設置した長さ数十 m から百 m の U 字型の熱交換器（U 字管）を通して地中に排熱する．一方，オープン方式では，汲みあげた地下水に排熱し，地下に戻す．クローズド方式については，日本地熱学会誌で 2005 年から 2007 年にかけて講座「地中熱利用ヒートポンプシステム」（新堀, 2005）が連載され，オープン方式については 2011 年から 2012 年にかけて日本地下水学会誌で連載された講座「地下熱利用技術」（藤縄, 2011）

の中で取り上げられており（藤縄・富樫, 2012），学会などが中心となって国内の技術者や研究者に向けた情報発信の取り組みが行われている．このように GSHP は，大規模から小規模にいたるオープン，およびクローズド方式の利用がますます促進され，持続的な社会の構築に果たす役割が大きくなることが期待されている

クローズド型 GSHP の性能を決定する地盤の熱交換能力を評価するため，一般には熱応答試験（Thermal Response Test または TRT）より地盤のみかけ熱伝導率を求める（藤井・駒庭, 2011）．TRT では熱交換用の井戸（熱交換井）内に鉛直に設置した U 字管を用いるが，U 字管の管径（数十 mm）に比べ深さ方向に極端に長い形状となる．そのため，ケルビンの線源関数に基づく解析解（Carslaw and Jaeger, 1959）や円筒熱源理論に基づく解析解（Ingersoll et al., 1954）を用いたデータ解析が行われている．ケルビンの線源関数は，無限に長い線熱源を中心とした円筒座標系を考え，熱特性が均一な媒体において熱源からの熱量が時間や深さに関わらず一定とした仮定の下で，初期温度および無限遠での温度が T_i で一定の条件で，次に示す熱伝導方程式を解いて得られる（Carslaw and Jaeger, 1959）．

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha\left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T}{\partial r}\right) \tag{1}$$

ここに，T は地中温度［K］，t は時間［s］，r は線熱源からの距離［m］，α は媒体の熱拡散係数［$\mathrm{m^2\ s^{-1}}$］である．なお，α は媒体の熱伝導率 λ［$\mathrm{W\ m^{-1}\ K^{-1}}$］および体積熱容量 C［$\mathrm{J\ m^{-3}\ K^{-1}}$］，あるいは比熱 c［$\mathrm{J\ kg^{-1}\ K^{-1}}$］，媒体の密度 ρ［$\mathrm{kg\ m^{-3}}$］を用いて次のように与えられる．

$$\alpha = \frac{\lambda}{C} = \frac{\lambda}{c\rho} \tag{2}$$

均一で無限に広い媒体中に無限に長い大きさのない線熱源を仮定し，鉛直方向の熱移動を無視できるとすると，任意の時間 t，距離 r における媒体中温度の変化 ΔT は（1）式の解として積分指数関数 Ei を用いて以下のように与えられる（Carslaw and Jaeger, 1959; Ingersoll et al., 1954）．

$$\begin{aligned}\Delta T = T(r,t) - T_\mathrm{i} &= -\frac{Q'}{4\pi\lambda} Ei(-s) \\ &= -\frac{Q'}{4\pi\lambda}\left(\gamma + \ln s - \sum_{k=1}^{\infty}\frac{(-1)^{k-1}s^k}{k\cdot k!}\right)\end{aligned} \tag{3}$$

$$s = \frac{r^2}{4\alpha t} = \frac{r^2 C}{4\lambda t} \tag{4}$$

ここに，Q' は線熱源の単位長さ当たりの熱量［$\mathrm{W\ m^{-1}}$］，γ はオイラー定数で，$\gamma = 0.5772$ を与える．t が大きく，s が十分に小さいとき（$s < 0.05$），（3）式は（4）式を用いて次式で近似できる．

$$\begin{aligned}\Delta T = T(r,t) - T_\mathrm{i} &= -\frac{Q'}{4\pi\lambda}\left(\ln\frac{r^2}{4\alpha t} + 0.5772\right) \\ &= \frac{Q'}{4\pi\lambda}\ln(t) - \frac{Q'}{4\pi\lambda}\left(\ln\frac{r^2}{4\alpha} + 0.5772\right) \\ &= m\ln(t) + b\end{aligned} \tag{5}$$

$$m = \frac{Q'}{4\pi\lambda}, \quad b = -\frac{Q'}{4\pi\lambda}\left(\ln\frac{r^2}{4\alpha} + 0.5772\right)$$

TRT データ解析の一つである作図法では，U 字管内を循環する熱媒体平均温度 T_avg の変化量（$\Delta T_\mathrm{avg} = T_\mathrm{avg} - T_\mathrm{i}$）を $r = 0$ における ΔT として，時間の自然対数との関係より（5）式の m から λ を得て，地盤のみかけ熱伝導率 λ_e とする．このとき試験開始から十分な時間が経過した区間のデータを用いるが，線形近似が適用できるデータ区間の選定が事前には不可能であるため，選定区間のばらつきが大きく，必要以上に試験実施時間がかかるなどの問題がある．また，作図法では物質中の熱移動を特徴づける体積熱容量 C（または比熱 c）を推定せず（Wagner and Clauser, 2005），必要な場合は別の方法で求めなければならない．

上原・藤縄（2013）は，作図法に伴う人為的な誤差を少なくするために，（3）式の正確解に近い漸近解を用いる手法を提案している（以降，漸近解法）．上原・藤縄（2013）は，（3）式右辺のべき級数を第 30 項（$k = 30$）まで考慮し，ΔT_avg から（4）式の s に含まれる λ および r^2C を逆解析により推定した．TRT では ΔT_avg を $r = 0$ での値とするため，r は既知であり未知数にできないが，$r = 0$ とすると $s = 0$ となり以降解析できない．そこで，上原・藤縄（2013）は r と C を一体化した r^2C を同定することで逆解析を可能とした．この方法の利点は，比較的 TRT 初期の ΔT_avg を利用できること，任意の区間における ΔT_avg から λ_e を推定することも可能であること，また，作図法では推定できない体積熱容量 C（$= \rho c$）を含むパラメータ r^2C を推定できることである．しかし，$r = 0$ における推定値が 0 でない点の物理的解釈は困難である．したがって，漸近解法により得られる物理的意味のあるパラメータとしては，作図法と同様に λ_e である．（1）式は地下水流れによる熱移動（移流）を考慮していないが，作図法では試験実施時間が長く，地下水流れの影響が無視できない場合もある．上原・藤縄（2013）は，漸近解法で TRT 初期の伝導による熱移動が支配的な熱交換過程を解析することで，移流による熱移動の影響を排除できるともしている．

このように，ケルビンの線源関数の漸近解を用いると，試験初期の ΔT_avg を利用することができるため，48 時間以上の加熱が推奨されている TRT の実施時間（長野, 2010）を大幅に削減できる可能性がある．しかし厳密に

は U 字管は線源ではなく，TRT 初期には線源の仮定は成立しない．また，TRT 初期の熱交換は熱交換井内のグラウトの影響を受ける（Sanner, et al., 2005）．したがって TRT 実施時間をどの程度短縮できるかを検討するためには，異なる熱特性をもつグラウトを用いて TRT を実施し，異なる区間の ΔT_{avg} から λ_{e} を推定することが求められる．しかし，熱交換井の掘削にかかるコスト等の問題から容易ではなく，適切な数値解析法を用いた検討が不可欠である．そこで本論文は，数値解析法を用いて TRT 実施時間の短縮が λ_{e} の推定に与える影響を明らかにすることを目的とした．

本研究での数値解析では，U 字管の内径が U 字管長さと比べて十分に小さく，U 字管内の熱媒体の流れをすべて再現することは工学的な見地から過度であるとして，U 字管内の熱移動を一次元の移流と伝導による熱移動とした（田子, 2004a, 2004b; 黄, 2006; Schiavi, 2009; Christodoulides et al., 2012，斎藤ら, 2013）．そして，数値解析法により異なる熱伝導率 λ_{g} をもつグラウトを用いて TRT を実施し，ΔT_{avg} の計算結果から λ_{e} を推定した．漸近解法では異なる区間の ΔT_{avg} を用いて λ_{e} を推定し，作図法による λ_{e} との比較から TRT 実施時間の短縮の影響を明らかにした．具体的には，U 字管の形状に伴う誤差とグラウトによる誤差について求めた．作図法では十分な時間経過後の ΔT_{avg} を用いるため，正確解とみなして比較対象とした．最後に，堆積構造の大きく異なる 2 地点で実際に実施した現場 TRT の ΔT_{avg} を用いて λ_{e} を推定し，数値解析の結果と比較し，TRT 実施時間短縮の妥当性について考察した．

2. 方法

2.1 数値解析による λ_{e} の推定

本研究では，U 字管内を循環する熱媒体による熱移動については，以下に示す一次元の伝導および移流を考慮した基礎方程式を適用した．

$$C_{\mathrm{f}}\frac{\partial T_{\mathrm{f}}}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_{\mathrm{f}}\frac{\partial T_{\mathrm{f}}}{\partial z}\right)-C_{\mathrm{f}}u_{\mathrm{f}}\frac{\partial T_{\mathrm{f}}}{\partial z}+S_{\mathrm{f}} \tag{6}$$

ここに u_{f} は熱輸送に関わる流体，つまり熱媒体のフラックス［m s^{-1}］，S_{f} は単位体積当たりの熱の吸込み・湧出し項［J m^{-3} s^{-1}］，z は鉛直方向の座標［m］である．以降下付き文字 f は，熱媒体を表す．U 字管本体，グラウト内，地盤内の熱移動については，三次元の伝導による熱移動のみを考慮した次式を基礎方程式とした．なお，地下水流れについては考慮しなかった．

$$C_{\mathrm{i}}\frac{\partial T_{\mathrm{i}}}{\partial t}=\nabla\cdot(\lambda_{\mathrm{i}}\nabla T_{\mathrm{i}})+S_{\mathrm{i}} \tag{7}$$

下付き文字 i は地盤，グラウト，U 字管のいずれかを表し，以降それぞれ s，g，p を用いる．熱媒体から接触する U 字管本体への熱移動，また U 字管からの熱移動については，既往研究の中でいくつか異なる手法が用いられてきた．田子ら（2004b）は，伝導により境界面を通過する熱量と熱伝達により供給される熱量が釣り合うまで繰り返し計算を行う方法を適用した．Schiavi（2009）は，熱伝達による熱移動を熱フラックス境界条件として適用した．いずれの方法も熱媒体と U 字管との境界を移動する熱フラックスを用いる方法であるが，適切な境界条件の設定が容易ではない．一方 Christodoulides et al.（2012）は，熱媒体と U 字管本体間の熱移動が瞬時に起こり，それぞれの媒体内全体に瞬時に熱が伝導すると仮定し，吸込み・湧出し項 S の中で熱移動を扱った．一般に TRT の場合，対象とする領域の大きさに比べて U 字管の内径や厚さが十分に小さく，本研究でもこの仮定が成立すると判断して Christodoulides et al.（2012）の手法を用いた．

ニュートンの冷却則によると，温度 T_{p} の円管内を温度 T_{f} の流体が流れるとき，流体と円管の境界において流体から円管へ，あるいは逆の熱移動量はその温度差に比例し，その比例定数 h を熱伝達係数［W m^{-2} K^{-1}］と呼ぶ．h は，流体の熱伝導率 λ_{f} との比を取って無次元化したヌッセルト数 Nu を用いて次式で与えられる（日本機械学会, 2005）．

$$\mathrm{Nu}=\frac{hL_{\mathrm{H}}}{\lambda_{\mathrm{f}}} \tag{8}$$

ここに L_{H} は流体代表長さ［m］であり，円管の場合は内径 d_{p}［m］が用いられる．Nu は境界の形状，流速や流体の熱特性によって決まり，滑らかな円管内の乱流の場合，慣性力と粘性力の比を表すレイノルズ数 Re および流体の粘度と熱拡散率の比を表すプラントル数 Pr を用いて次の Dittus-Boelter 式で与えられる（日本機械学会, 2005）．

$$\mathrm{Nu}=0.023\cdot\mathrm{Re}^{0.8}\mathrm{Pr}^{n} \tag{9}$$

ここに，べき乗係数 n は流体の冷却時は 0.3，流体の加熱時は 0.4 となる．以上より，T_{f} が T_{p} より高いとき，境界面を通過する全熱量 Q_{H}［J s^{-1}］は，境界面積 A を用いて次式で与えられる．

$$\begin{aligned}Q_{\mathrm{H}}&=h\cdot A\left[T_{\mathrm{f}}-T_{\mathrm{p}}\right]\\&=\frac{\lambda_{\mathrm{f}}\cdot 0.023\cdot\mathrm{Re}^{0.8}\cdot\mathrm{Pr}^{0.3}}{d_{\mathrm{p}}}\cdot A\cdot\left[T_{\mathrm{f}}-T_{\mathrm{p}}\right]\end{aligned} \tag{10}$$

U 字管内を流れる熱媒体と U 字管の間の熱移動を（6）式や（7）式の吸込み・湧出し項 S で扱うために，全移動熱量 Q_{H} を単位体積当たりの熱量として与える．ここで，長さ dz，管内径 d_{p}，管厚さ T_{p} の U 字管を考える．熱媒体から U 字管への熱移動が生じる際には，単位体積

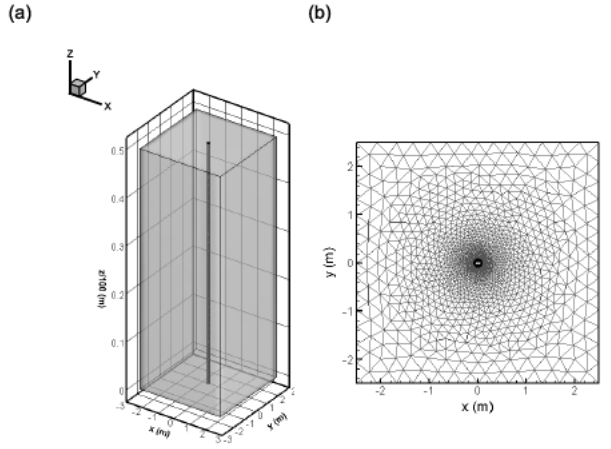


Fig. 1 地盤と U 字管に加えてグラウトを考慮した熱交換・熱移動の解析に用いた（a）三次元計算領域（b）上端面の有限要素メッシュ．
(a) Three dimensional domain for numerical analysis of heat exchange and heat transport when ground, grout and U-tube were considered and (b) finite element mesh of the top surface.

当たりの熱交換量は熱媒体では吸込みとして，また U 字管では湧出しとしてそれぞれ次式で与えられる．ただし t_p は d_p と比べて十分に小さいとする．

$$S_f = \frac{Q_H}{V_f} = \frac{A \cdot h\left[T_p - T_f\right]}{\pi\left(\frac{d_p}{2}\right)^2 dz} = \frac{\left(\pi d_p\right) \cdot dz \cdot h\left[T_p - T_f\right]}{\pi\left(\frac{d_p}{2}\right)^2 dz} = \frac{4h}{d_p}\left[T_p - T_f\right] \tag{11}$$

$$S_p = \frac{Q_H}{V_p} \approx \frac{A \cdot h\left[T_f - T_p\right]}{\left(\pi d_p\right) t_p \cdot dz} = \frac{\left(\pi d_p\right) \cdot dz \cdot h\left[T_f - T_p\right]}{\left(\pi d_p\right) t_p \cdot dz} = \frac{h}{t_p}\left[T_f - T_p\right] \tag{12}$$

U 字管の外壁が接している媒体であるグラウトについては，U 字管外壁からの熱移動が伝導により生じ，熱の吸込み・湧出し項は 0 とする．以上より，本研究では，地盤，グラウト，U 字管本体，熱媒体に適用する熱移動の基礎方程式をそれぞれ次のように与えた．

$$C_s \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\lambda_s \nabla T\right) \tag{13}$$

$$C_g \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\lambda_g \nabla T\right) \tag{14}$$

$$C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\lambda_p \nabla T\right) + \frac{h}{t_p}\left[T_f - T_p\right] \tag{15}$$

$$C_f \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_f \frac{\partial T}{\partial z}\right) - C_f u_f \frac{\partial T}{\partial z} + \frac{4h}{d_f}\left[T_p - T_f\right] \tag{16}$$

いずれの媒体においても，熱伝導率の異方性については無視できるものとした．これらの式は，汎用有限要素法プログラムである FlexPDE ソフトウェア（PDE Solutions Inc.）を用いて解いた．計算では，吸込み・湧出し項以外に熱媒体から U 字管への熱伝達が起こらないように，熱媒体の基礎方程式（(16) 式）に用いる未知数である温度 T と，地盤，グラウト，U 字管の基礎方程式（(13) ～ (15) 式）に用いる未知数の温度 T は異なる未知数とし，熱媒体を他の計算領域から独立させた．

Fig. 1 に，解析対象の計算領域と上端面の有限要素メッシュを示す．鉛直方向は U 字管長さの 50 m，x-y 平面上では 5.0 m × 5.0 m を対象とし，U 字管以外は熱交換井を充填しているグラウトと均一な地盤のみ考慮した．後述する実際の TRT の結果，熱交換井から 1 m 離れた観測井での最大温度上昇が 0.32 °C であったことから，平面上で 5.0 m 四方の計算領域で側面境界の影響は無視できるとした．U 字管は計算領域の中心に位置し，U 字管間隔および内径・外径，熱交換井の径については東京農工大学府中キャンパス（TAT）で実施した TRT を参考にした（Table 1）．有限要素メッシュは，U 字管の位置する中心付近では非常に小さく，境界に向かって大きくなる分布となっている．初期温度 T_i は，地盤・U 字管・熱媒体すべてにおいて，TAT での実測値より 17.0 °C とした．地盤の熱特性については TAT で実施した TRT の結果を参考にし，熱伝導率 λ_s を 2.22 W m^{-1} K^{-1}，体積熱容量 C_s を 3.1 MJ m^{-3} K^{-1} とした（斎藤ら, 2013）．

地盤の上端，側面は T_i で一定の温度境界条件とし，U

Table 1 数値計算に用いた各パラメータ値．
Input parameters used in numerical simulation.

	TAT	SU
Internal diameter of U-tube, d_p ［m］	0.026	0.037
U-tube thickness, t_p ［m］	0.003	0.003
U-tube separation distance, s_p ［m］	0.052	0.058
U-tube length, l_p ［m］	50	50
Fluid flow rate, U_f ［L m^{-1}］	9	13.5
Fluid velocity, u_f ［m s^{-1}］	0.15	0.21
Heat transfer coefficient, h ［W m^{-2} K^{-1}］	834.7	1038.1
Initial temperature, T_i ［K］	290.15	289.35
Inlet-outlet temperature difference, ΔT_o ［K］	4.5	3
Fluid density, ρ_f ［kg m^{-3}］	1000	1000
Fluid specific heat, c_f ［J kg^{-1} K^{-1}］	4182	4182
Fluid thermal conductivity, λ_f ［W m^{-1} K^{-1}］	0.58	0.58
HDPE density, ρ_p ［kg m^{-3}］	950	950
HDPE specific heat, c_p ［J kg^{-1} K^{-1}］	1800	1800
HDPE thermal conductivity, λ_p ［W m^{-1} K^{-1}］	0.51	0.51
Diameter of heat exchange well ［m］	0.178	0.178

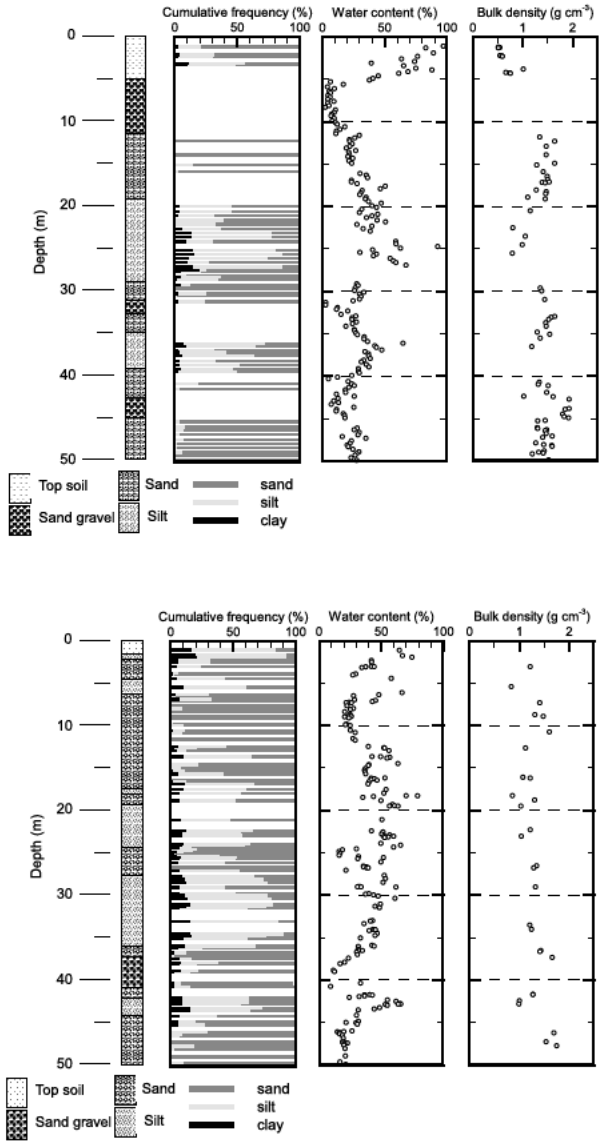


Fig. 2 (a) 東京農工大学 (TAT) および (b) 埼玉大学 (SU) での地質柱状図および，粒度，含水比，乾燥密度の分布．
Observed particle size distributions, water contents, and dry bulk densities from geological columns sampled at Tokyo University of Agriculture and Technology (TAT), and Saitama University (SU).

字管本体の上端についても T_i で一定の温度境界条件とした．下端の境界条件については，地盤および U 字管本体ともに断熱とした．熱媒体については，TRT を模すために，各時間ステップで U 字管入口温度 T_{in} が出口温度 T_{out} に一定加熱分の ΔT_o を加えた温度 $T_{out}+\Delta T_o$ となる温度境界条件とした．ΔT_o の値は， TAT で実施した TRT に倣って 4.5 °C とした．U 字管出口の熱媒体については，温度勾配ゼロ（$\partial T_{out}/\partial z = 0$）とした．計算時間は，TRT と同じ 48 時間（172,800 秒）とした．また，U 字管の下端は接続せず 2 本の鉛直な円管とし，U 字管を模すために，下端では両円管内の熱媒体の温度を同じとする温度境界条件を設定した．そのとき，U 字管下端の横方向の熱損失は無視できるとした．そのほか計算に用いたパラメータは，Table 1 の TAT 欄に示す通りである．熱媒体と U 字管本体（高密度ポリエチレン）の熱伝導率，比熱，密度などの熱特性については文献値を用いた（Christodoulides et al., 2012 など）．なお，熱媒体については，汎用的に用いられるプロピレングリコールの場合でも濃度が薄い場合，水と同じ熱特性をもつとみなせるため，水の熱特性を用いて解析した．

上記数値解析法を用いて異なる λ_g の下で ΔT_{avg} を求め，作図法および漸近解法より λ_e を推定した．作図法では ΔT_{avg} を時間の自然対数でプロットし，直線となる領域の傾きから λ_e を得て，漸近解法では任意の区間の ΔT_{avg} に対して（3）式の第 30 項まで考慮した漸近解を一般化簡約勾配法で回帰し λ_e を得た．通常，熱交換井は TRT 実施後に GSHP の熱交換井として利用される．したがって，グラウトが熱抵抗とならないように，熱伝導率が高い材質が使われることが望ましい．しかし，本研究では λ_g は λ_s よりも大きな値に加えて，λ_s より小さな値についても検討を行った．

2.2 現場熱応答試験（TRT）

東京農工大学府中キャンパス（TAT）および埼玉大学（SU）構内で実施した TRT データを用いて，線源関数より λ_e を推定し，前述の数値実験の結果と比較した．Fig. 2 に，TAT および SU の TRT 実施地点にて採取したボーリングコア試料に基づく土質柱状図および粒度分布，含水比，乾燥密度の分布を示す（Saito et al., 2014）．なお粒度分布については，有効粒径 2 mm 以上の礫分を除外した試料より得られた分布を示した．標高約 60 m の TAT は武蔵野段丘立川面に位置し，深さ 5 m ～ 11 m， 32 m ～ 34 m， 43 m ～ 45 m の 3 カ所に明瞭な砂礫層が存在する．これら砂礫層の平均礫含有率は，それぞれ 0.785 kg kg^{-1}，0.848 kg kg^{-1}，0.808 kg kg^{-1} である．なお，Fig. 2 の含水比分布では砂礫層において含水比の値が小さい．これは，ボーリングコア試料採取時に砂礫層からは間隙水の大部分が排水したためであり，いずれも地下帯水層である．沖積低地に位置する SU では，厚さ約 5 m の基底砂礫層が深さ 40 m に存在し，その上に砂層やシルト層が交互に堆積する構造となっている．不圧地下水の自由地下水面は TAT では地表面下 12 m，SU では 1 m に位置する．TAT における深度 33 m と 43 m に位置する帯水層内の地下水は深度 19 m から 28 m のシルト層で被圧されているが，この帯水層に接続した井戸内の水位は地表面下 25 m 付近であり，地表面には達していない．

TRT に用いた熱交換井は内径約 180 mm で深さ 50 m のボーリング抗で，坑内に厚さ 3 mm の高密度ポリエチレン（HDPE）からなる内径 26 mm の U 字管を設置した． 熱交換井はケーシング仕上げをせずに，U 字管を設置後，石英を主成分とする硅砂からなるグラウト材で隙間を充てんした．両地点ともに，U 字管を熱交換井内に二本直行させ挿入するクロス形式のダブル U 字管方式を採用した（田子, 2004b）．なお， TAT ではダブル U 字管

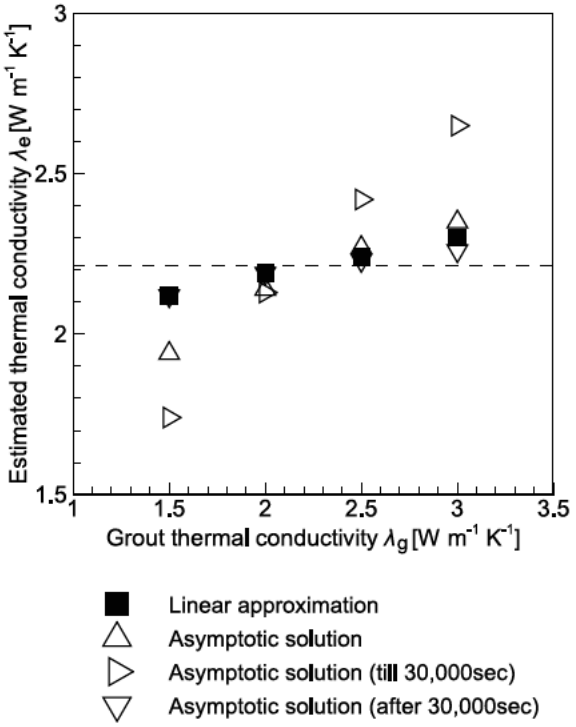


Fig. 3 地盤の熱伝導率 λ_s を 2.22 W m^{-1} K^{-1} とし，任意のグラウトの熱伝導率 λ_g を与え，数値解析より求めた ΔT_{avg} から作図法および漸近解法により推定された λ_e と λ_g の関係．漸近解法は TRT 全区間，開始 30,000 秒まで，開始 30,000 以降の ΔT_{avg} に対して適用した．
Estimated λ_e from numerically obtained ΔT_{avg} with 2.22 W m^{-1} K^{-1} ground thermal conductivity λ_s and a given grout thermal thermal conductivity λ_g as a function of λ_g. λ_e was estimated using a linear approximate solution and an asymptotic solution of Kelvin's line source function. The asymptotic solution was used to the entire ΔT_{avg}, to the first 30,000 sec ΔT_{avg}, and to ΔT_{avg} obtained after 30,000 sec.

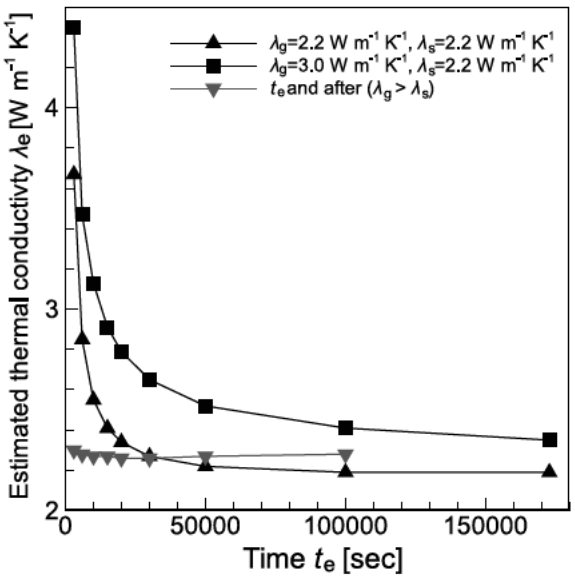


Fig. 4 λ_s と λ_g を同じとした場合と $\lambda_g > \lambda_s$ とした場合それぞれについて，数値解析より求めた ΔT_{avg} に対して，任意の時間 t_e までの ΔT_{avg} から漸近解法により推定された λ_e と t_e との関係，および $\lambda_g > \lambda_s$ とした場合に任意の時間 t_e 以降の ΔT_{avg} から漸近解法により推定された λ_e と t_e との関係．
Estimated λ_e as function of a given time t_e at which simulated ΔT_{avg} prior to this time were used to estimate λ_e from the asymptotic solution of Kelvin's line source function. ΔT_{avg} were obtained with numerical simulation under two different conditions: $\lambda_g = \lambda_s$ and $\lambda_g > \lambda_s$. λ_e were also estimated with ΔT_{avg} obtained after t_e for the case $\lambda_g > \lambda_s$.

Table 2 熱応答試験の実験条件．
Parameters for the thermal response test.

	TAT	SU
Heating power［kW］	2.5	2.5
Flow rate［L min^{-1}］	4.5	13.5
Operation time ［h］	48	48
Average heat exchange rate ［W m^{-1}］	28.2	56.4

のうち一方のみを，SU では両 U 字管を用いて TRT を実施した．熱媒体としては，TAT ではプロピレングリコールを濃度約 20 % に調整した不凍液を用い，SU では水を用いた．

本研究では，加熱器（容量 2.5 kW）により一定熱量で加熱した熱媒体を U 字管内に循環ポンプを用いて一定時間，一定流量で循環させ，T_{in} と T_{out} を観測した．そして，ΔT_{avg} に対してケルビンの線源関数を適用して λ_e を求めた． TAT および SU での試験条件は，Table 2 にまとめた．

3. 結果と考察

3.1 ΔT_{avg} の区間が λ_e の推定に与える影響：数値実験

ここでは，異なる λ_g に対して 2.1 節で示した数値実験を行い，様々な区間の ΔT_{avg} から λ_e を推定した結果を示す．Fig. 3 は，作図法および漸近解法より推定した λ_e と λ_g の関係である．図中の破線は，計算に用いた λ_s の値（= 2.22 W m^{-1} K^{-1}）を示す．作図法では試験開始後 30,000 秒以降の ΔT_{avg} を用い，漸近解法では，全区間，30,000 秒まで，30,000 秒以降の 3 区間の ΔT_{avg} を用いた．30,000 秒までの ΔT_{avg} に漸近解を適用した場合，λ_g の影響を大きく受け，λ_g と λ_s の差が大きくなるにつれて，作図法による λ_e の推定値との差が大きくなった．30,000 秒以降の ΔT_{avg} を用いた場合，作図法と漸近解法で λ_g に関わらず λ_e に大きな違いは生じなかった．そのとき λ_e は λ_g と共に大きくなり，λ_g の影響を含んだみかけ熱伝導率が正確に評価できたと考えられる．全区間の ΔT_{avg} に対して漸近解を適用した場合は，λ_g を大幅に小さくした場合（= 1.5 W m^{-1} K^{-1}）を除き，30,000 秒以降の ΔT_{avg} を用いた場合と大きな差はなかった．このように試験初期の ΔT_{avg} のみを用いて λ_e を推定する場合，一定時間経過後の ΔT_{avg} を含む場合と比較して λ_g による影響を大きく受ける．したがって，短縮可能な試験時間は，用いるグラウトに依存する．

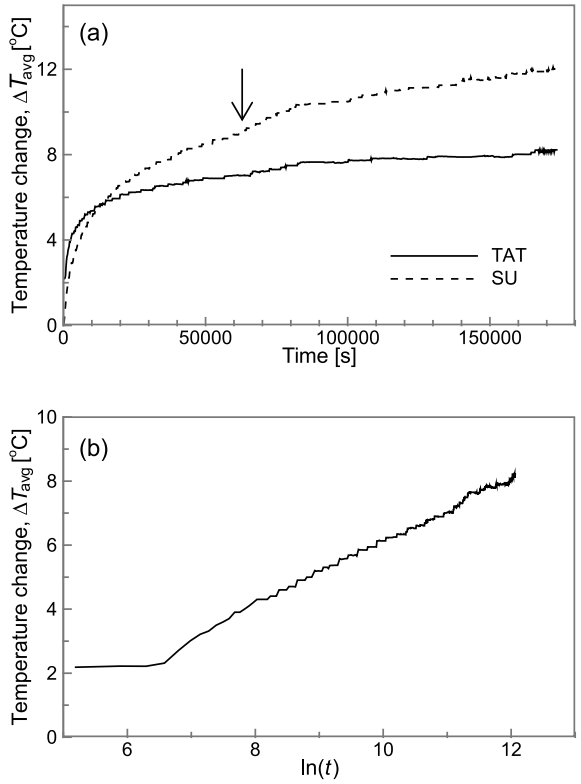


Fig. 5 （a）TAT および SU で TRT 実施期間中に測定された熱媒体平均温度 T_{avg} の変化量 ΔT_{avg}（b）TAT での ΔT_{avg} と時間の自然対数の関係．（a）の図中に示す矢印は，SU において ΔT_{avg} が急激に上昇する時間を示す．
(a) Changes in average fluid temperature ΔT_{avg} at inlet (T_{in}) and outlet (T_{out}) of the U-tube during thermal response test (TRT) at TAT and SU. (b) Changes in average temperature ΔT_{avg} versus natural logarithmic to of time for TAT. An arrow shown in (a) points the time at which ΔT_{avg} suddenly increased.

一方，漸近解法で試験初期の ΔT_{avg} を含む場合，λ_e の推定に与える影響がどの程度 U 字管の形状に由来するものなのか，あるいはグラウトの存在によるものなのか明らかでない．そこで，λ_s を 2.2 W m^{-1} K^{-1}，λ_g を λ_s と同じ 2.2 W m^{-1} K^{-1} としたとき（$\lambda_g = \lambda_s$）と，石英含有率の高い Accusand 飽和試料の熱伝導率（約 2.8 W m^{-1} K^{-1}; 鴨志田ら, 2013）よりも大きな 3.0 W m^{-1} K^{-1} としたとき（$\lambda_g > \lambda_s$）について，ΔT_{avg} を数値解析より求めた．Fig. 4 は，漸近解法により任意の時間 t_e までの ΔT_{avg} を用いて推定した λ_e と t_e の関係をである．いずれの場合も，TRT の非常に初期の ΔT_{avg} を用いると，λ_e は大きく推定される傾向があった．$\lambda_g = \lambda_s$ のときの結果から，TRT 開始後 10,000 秒までの ΔT_{avg} を用いた場合，漸近法による推定では作図法と比べて誤差が 15.9 % と大きくなった．これは U 字管の形状に由来する誤差で，試験初期には線源の仮定から大きく逸脱していることが示された．一方 30,000 秒までの ΔT_{avg} を用いた場合，誤差は 3.2 % と十分小さくなり，50,000 秒までの ΔT_{avg} を含めた場合は作図法の結果とほぼ一致し，線源の仮定が妥当と判断できた．

$\lambda_g > \lambda_s$ のときは，10,000 秒までの ΔT_{avg} からの推定では，作図法と比べて誤差は大きく 36.1 % となり，30,000 秒までの ΔT_{avg} を含めても誤差は 15.2 % であった．これは，30,000 秒までの ΔT_{avg} であれば十分線源とみなせても，グラウトの影響により誤差が大きくなっていることを示している．このように λ_g と λ_s に大きな違いがある場合は，より長い試験実施区間が必要となる．この例の場合，作図法との誤差を 5 % 以内とするためには，70,000 秒までの ΔT_{avg} を含める必要があった．Fig. 4 に比較のため，$\lambda_g > \lambda_s$ のとき t_e から TRT 終了時（172,800 秒）までの ΔT_{avg} に対して漸近解法より λ_e を推定した結果も示す．TRT 開始後から t_e までの ΔT_{avg} を用いた場合と比較して，用いる ΔT_{avg} 区間の影響は小さく，TRT 初期のデータを多少含んでいても t_e によらずほぼ同じ λ_e が得られ，作図法の結果と一致した．

以上より，グラウトと地盤がほぼ同じ熱特性を持つ均一な媒体であっても TRT 初期は U 字管の形状により U 字管を線源とはみなせず，λ_e を過大評価することが示された．一方，$\lambda_g > \lambda_s$ のときは，均一な媒体の場合と比べて長時間経過した ΔT_{avg} を用いることが必要である．しかし，熱伝導率が極端に大きなグラウトの場合であっても，少なくとも 70,000 秒までの ΔT_{avg} を含めることで，均一な媒体とみなすことができて作図法と比較して誤差 5 % 以内とすることができた．これは TRT での実施時間を 70,000 秒，すなわち 19.4 時間とすれば十分であり，これまでの推奨加熱期間である 48 時間や 72 時間より大きく削減することが可能であることを示している．

3.2 現場 TRT データ解析

ここでは，実際に TAT および SU で実施した現場 TRT 試験の ΔT_{avg} を用いた解析結果を示す．Fig. 5（a）に TAT および SU での ΔT_{avg} の時間変化を示す．熱媒体は地表の加熱器で一定加熱されているが，U 字管循環中に地盤に熱移動が生じ，ΔT_{avg} の上昇が抑制されている．Fig. 5（b）に TAT での ΔT_{avg} を時間の自然対数を用いて示す．$\ln(t)$ が 8 から 12 まではほぼ直線の関係が得られており，この傾き m から TAT での λ_e として 2.22 W m^{-1} K^{-1} が得られた．同様に，SU での λ_e は 1.71 W m^{-1} K^{-1} となった．Fig. 6 に，TAT および SU で ΔT_{avg} に対して（3）式の第 30 項まで考慮した漸近解を回帰した結果を示す．全区間の ΔT_{avg} に加えて，TRT 開始後 30,000 秒までの ΔT_{avg} と，TRT 開始 30,000 秒経過後の ΔT_{avg} に対して回帰した．Table 3 に，それぞれ回帰による λ_e および r^2C をまとめた．r^2C については，TAT, SU ともに上原・藤縄（2013）による値と比較して 1 ～ 2 オーダー小さくなったが，前述の通りその物理的解釈は難しく，本論文ではその詳細な議論は行わない．TAT および SU において全区間および 30,000 秒以降の ΔT_{avg} から得られた λ_e は，前節の数値実験で示した通り，作図法より得られた λ_e に対する誤差は 5 % 以内となった．一方 TRT 開始 30,000 秒までの ΔT_{avg} を用いた場合，TAT では作図法とほぼ同じ結果となったが，SU では λ_e が 2.28 W m^{-1} K^{-1} と作図法よりも大きな値となった．これは，TAT では λ_g と λ_s がほぼ同じ値なのに対して，SU では λ_g が λ_s より大きいことを示している．

Table 3 ケルビンの線源関数の漸近解を用いた逆解析による最適値.
Optimized thermal properties using an asymptotic solution of Kelvin's line source function.

	TAT	SU
Effective thermal conductivity, λ_e, when the entire data were used ［W m^{-1} K^{-1}］	2.28	1.83
r^2C when the entire data were used ［W s m^{-1} K^{-1}］	15.15	78.62
Effective thermal conductivity, λ_e, when first 30,000 sec data were used［W m^{-1} K^{-1}］	2.27	2.28
r^2C when first 30,000 sec data were used ［W s m^{-1} K^{-1}］	15.05	65.40
Effective thermal conductivity, λ_e, when data from 30,000 sec were used ［W m^{-1} K^{-1}］	2.20	1.64
r^2C when data from 30,000 sec were used ［W s m^{-1} K^{-1}］	16.9	81.59

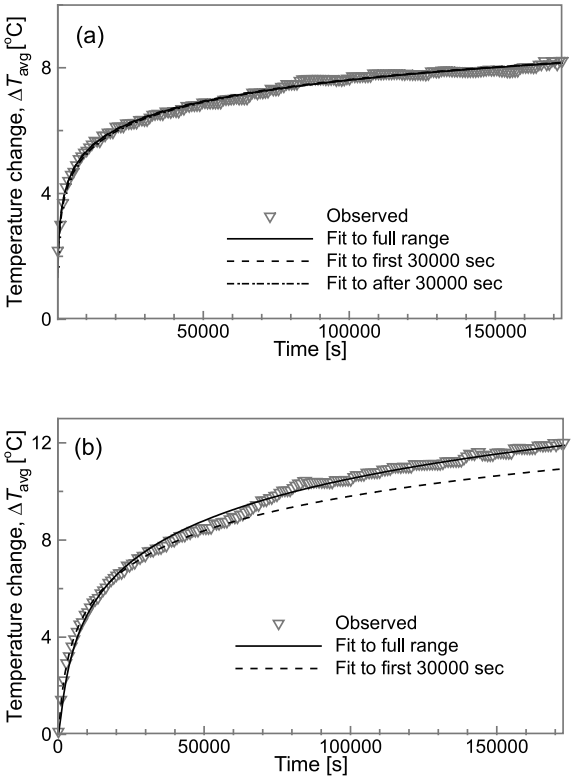


Fig. 6 （a）TAT および（b）SU で TRT 時の流出熱媒体温度の実測値と，ケルビンの熱源関数の漸近解により同定された有効熱伝導率 λ_e および r^2C による計算値．全区間のデータ（実線）および TRT 開始後 30,000 秒（破線）まで，と 30,000 秒（一点鎖線）以降のデータを用いて同定を行った．
Observed fluid temperature at outlet of the U-tube at (a) TAT and (b) SU fit with a recently developed, asymptotic solution to Kelvin's line source theory. In addition to the full data (solid line), data collected during the first 30,000 sec (dashed line) of TRT and those after 30,000 sec (dot dashed line) were used.

SU では，前節数値実験では誤差が十分に小さくなった 70,000 秒までの ΔT_{avg} に対して漸近解法を適用しても，λ_e は 2.13 W m^{-1} K^{-1} となり，作図法との誤差が十分小さくならなかった．Fig. 7 に SU での λ_e と t_e の関係を示す．SU では，Fig. 3 に示すように λ_e が t_e とともに滑らかに減少するのではなく，70,000 秒以降急激に減少した．これは SU で Fig. 5（a）の矢印で示す時間付近で ΔT_{avg} が一段と上昇することに由来すると考えられるが，この温度上昇の原因は不明であり，今後さらに解析が必要である．

TAT および SU で得られた結果を検証するために，2.1 に示した数値解法を用いて，TRT の順解析を行った．計算に用いたパラメータは TAT，SU それぞれ Table 1 に示す．両地点にて地下水流速は 10^{-5} cm s^{-1} のオーダーで，実施時間が 48 時間の TRT では移流による熱移動は無視できると仮定した．Fig. 8 に，TAT および SU で λ_g と λ_s のいずれにも作図法による λ_e を適用したとき（$\lambda_g = \lambda_s$）の T_{out} の計算値（実践）を，実測値（シンボル）とともに示す．Cs（(14) 式）には，TAT，SU ともに熱交換井掘削時に採取した不かく乱試料より探針型熱パルスプローブ（デカゴン社 KD2Pro）を用いて得られた平均値の 3.1 MJ m^{-3} K^{-1} を用いた．グラウトの体積熱容量 C_g は，地盤の C_s を参考に 3.0 MJ m^{-3} K^{-1} を与えた．TAT において計算値と実測値はよく一致し，λ_g と λ_s はほぼ同じとした本節の解析結果は妥当であるといえる（Fig. 8（a））．一方，SU では T_{out} を過大評価し，結果として TRT 時の正味熱交換量を過小評価した（Fig. 8（b））．先の解析より，SU では $\lambda_g > \lambda_s$ である可能性が示された．SU では地下水面が地表面下 1m に位置し，熱交換井内グラウトは全層でほぼ飽和している．そこで λ_g を鴨志田ら（2013）による飽和 Accusand の熱伝導率と同じ 2.8 W m^{-1} K^{-1} とし，λ_s については作図法による λ_e と同じ値とした．この条件による計算の結果，TRT 初期も一定時間経過後も T_{out} の再現性が飛躍的に向上した（Fig （8），破線）．このように漸近解法の結果に基づいた順解析から，TAT および SU で T_{out} を再現することができた．これは，本論文での TRT データの解析に一定の信頼性を与えるものであり，今後試験時間の短縮を検討する際に参考とすることができる．なお，実際の地盤は堆積構造をなし，本解析のような均一な地盤ではない．今後は堆積構造の影響や地下水流れの影響について同様の解析をする必要がある．

4. まとめ

本研究では上原・藤縄（2013）によるケルビンの線源関数の漸近解を適用することで，TRT 実施時間を大幅に削減できる可能性について，数値実験を通して検討することを目的とした．そこで，異なる条件下で TRT を模し，解析に用いるデータ区間が推定される地盤のみかけ熱伝導率に与える影響を明らかにした．本論文の数値解析では U 字管内の熱媒体の流れを一次元とみなし，U

字管内については移流による熱移動を考慮し，それ以外の U 字管本体，地盤，熱交換井内グラウトについては，移流を考慮せず三次元の伝導のみで熱移動が起こるとした．熱媒体から U 字管本体への熱移動については，U 字管が非常に薄いため各時間ステップで瞬時に起こると仮定し，設定の容易さから吸込み・湧出し項の中で扱った．

実施時間を短縮すると，U 字管を線源とはみなせず，グラウトにより均一な媒体とみなせないため，実施時間が長く線源と十分みなせる条件下での作図法と比べて誤差が大きくなる．そこで，様々な λ_g に対して TRT 時の ΔT_{avg} を数値解析法より求め，作図法や漸近解法を適用し λ_e を推定し比較した．漸近解法で，λ_g と λ_s に大きな違いがない場合（$\lambda_g = \lambda_s$），上原・藤縄（2013）により提案されている TRT 開始 30,000 秒までの ΔT_{avg} を用いれば，作図法と比べて誤差 5 % 以内で λ_e を評価できることが分かった．一方 λ_g と λ_s が大きく異なる場合（$\lambda_g > \lambda_s$）でも，70,000 秒までの ΔT_{avg} を含めれば誤差が十分小さくなり，均一な媒体とみなせ，試験実施時間を推奨の 48 時間から大幅に削減可能であることが示しされた．

また，実際に TAT および SU で実施した現場 TRT の ΔT_{avg} を用いて，漸近法により λ_e を評価した．その結果，TAT では 30,000 秒までの ΔT_{avg} で推定した λ_e は作図法と変わらず，λ_g と λ_s がほぼ同じであることが示された．一方 SU では λ_g と λ_s が大きく異なることが示めされ，数値解法を用いた順解析でも同様の結果が示された．

本研究では，漸近解法を用いることで，TRT 試験実施時間を 20 時間以内に大幅に削減しても，48 時間以上の試験時間が必要とされる作図法と比較して誤差 5 % 以内でみかけ熱伝導率を評価できることが分かった．一方，本研究では地盤の堆積構造や地下水流れなど今回考慮しなかったが，今後はこれらの影響を考慮した解析も必要となる．

謝辞

本研究は科学技術振興機構の CREST 研究課題「地圏熱エネルギー利用を考慮した地下水管理手法の開発（代表：小松登志子）」の一環として行った研究である．本研究の実施に当たっては，森谷滋宙氏（現弘前大学）にご協力頂いた．謝意を表します．熱応答試験の際には，（株）アグリクラスターの山下栄二氏にご協力いただいた．深く感謝いたします．また，閲読者，千葉克己編集委員，取出伸夫編集委員長には建設的な指摘を多くいただいた．深く感謝いたします．

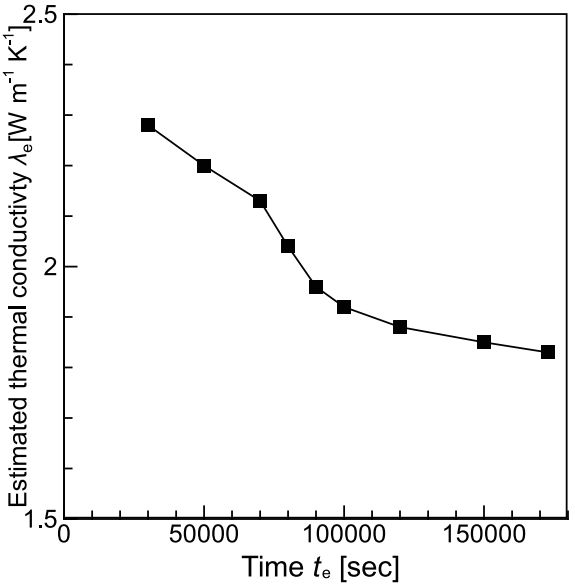


Fig. 7 SU において実測の ΔT_{avg} に対して，任意の時間 t_e までの ΔT_{avg} から漸近解法により推定された λ_e と t_e との関係．

Estimated λ_e as function of a given time t_e at which observed ΔT_{avg} prior to this time were used to estimate λ_e from the asymptotic solution of Kelvin's line source function at SU.

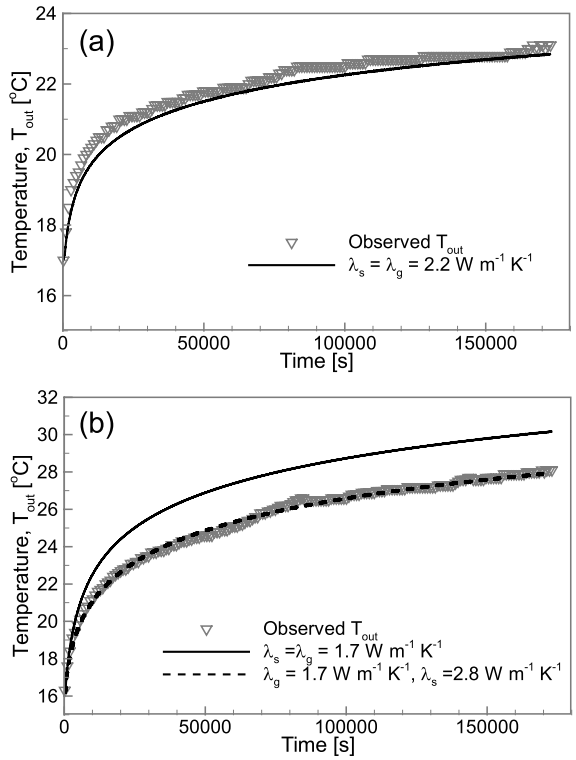


Fig. 8 （a）TAT および（b）SU において TRT 時の流出熱媒体温度 t_{out} の実測値と（13）式から（16）式による計算値．

Observed and simulated (using Eq. (13) – (16)) T_{out} during TRT at (a) TAT and (b) SU.

引用文献

Carslaw, H.S. and Jaeger, J.C. (1959): Conduction of heat in solids. Claremore Press, Oxford, UK.

Christodoulides, P., Georgios, F., Pouloupatis, P., Messaritis, V. and Lazari, L. (2012): Ground heat exchanger modeling developed for energy flows of an incompressible fluid. World Academy of Science, Engineering and Technology, 63: 479–483.

藤井　光, 駒庭義人 (2011): 地下熱利用技術 7. サーマルレスポンス試験の原理と解析方法, 調査事例. 地下水学会誌, 53 (4): 391– 400.

藤縄克之 (2011): 地下熱利用技術 1. はじめに. 地下水学会誌, 53(1): 81–82.

藤縄克之, 富樫　聡 (2012): 地下熱利用技術 9. 地下熱利用のための数値解析技術. 地下水学会誌, 54(1): 39–52.

北海道大学地中熱利用システム工学講座 (2007): 地中熱ヒートポンプシステム. オーム社, 東京.

黄　錫鎬, 大岡龍三, 南　有鎮, 関根賢太郎, 嶋脇與助 (2006): 地中熱空調システムのための地中採・放熱量予測モデルの開発 : 第 1 報　—　モデルの構築と簡易な土壌物性値推定法の提案. 空気調和・衛生工学会論文集, 108: 1–10.

Ingersoll, L.R., Adler, F.T., Plass, H.J. and Ingersoll, A.C. (1954): Heat conduction with engineering, geological, and other applications. McGraw-Hill, New York.

鴨志田剛久, 濱本昌一郎, 川本　健, 榊　利博, 小松登志子 (2013): 異なる水分条件を有する砂の熱特性: 粒子の粒径・形状, および石英含有率の影響. 土壌の物理性, 124: 11–16.

長野克則 (2010): ボアホール型地中熱交換器に対する加熱法による熱応答試験の標準試験方法 Ver. 2.0. (財) ヒートポンプ・蓄熱センター, 地下熱利用とヒートポンプシステム研究会編, IEA ECES (蓄熱実施協定)ANNEX21, 16p.

日本機械学会 (2005): 伝熱工学. 丸善出版, 東京.

落藤　澄 (2002): 地下熱利用と地下蓄熱の現状と課題. 日本地熱学会誌, 24(4): 315–327.

斎藤広隆, 武藤　啓, Thuyet, D.Q., 向後雄二 (2013): 地盤熱応答の数値解析. 第 10 回環境地盤工学シンポジウム論文集, 27–32.

Saito, T., Hamamoto, S., Mon, E.E., Takemura, T., Saito, H., Komatsu, T. and Moldrup, P. (2014): Thermal properties of boring core samples from the Kanto Area, Japan: Development of predictive models for thermal conductivity and diffusivity. Soils and Foundations, 54:116–125.

Sanner, B., Hellstrom, G., Spitler, J. and Gehlin, S. (2005): Thermal Response Test — Current Status and World-Wide Application. in Proceedings World Geothermal Congress 2005, Antalya, Turkey.

Schiavi, L. (2009): 3D simulation of the thermal response test in a U-tube borehole heat exchanger. in Proceedings of the COMSOL Conference 2009, Milan, Italy.

柴　芳郎 (2011): 地下熱利用技術 4. 地下熱ヒートポンプ. 地下水学会誌, 53(2): 219–227.

申　東傑, 南　有鎮, 大岡龍三 (2010): 数値シミュレーションによる地下水採放熱が地下環境に与える影響の検討. 日本建築学会大会学術講演梗概集, 北陸, 1457–1458.

新堀雄一 (2005): 講座「地中熱ヒートポンプ利用システム」巻頭言　本講座をはじめるにあたり. 日本地熱学会誌, 27(4): 259–262.

田子　真, 盛田耕二, 菅原征洋, 藤田　忠, 馬渡慎吾 (2004a): シングル U 字管型地中熱交換器の熱抽出特性. 日本地熱学会誌, 26(2): 107–120.

田子　真, 盛田耕二, 菅原征洋, 藤田　忠, 岩指　匠 (2004b): ダブル U 字管型地中熱交換器の熱抽出特性. 日本地熱学会誌, 26(4): 317–331.

内田洋平, 桂木聖彦 (2011): 地下熱利用技術 3. クローズド方式およびオープン方式の地下熱利用技術. 地下水学会誌, 53(2): 207–218.

上原健人, 藤縄克之 (2013): ケルビンの線源関数の高精度漸近解とパウエルの共役傾斜法を用いた熱応答試験関連パラメータの逆解析法とその適用. 地下水学会誌, 55(3): 253–268.

Wagner, R. and Clauser, C. (2005): Evaluating thermal response tests using parameter estimation for thermal conductivity and thermal capacity. Journal of Geophysics Engineering, 2: 349–356.

要　　旨

地盤熱応答試験（TRT）で，ケルビンの線源関数の近似解からみかけ熱伝導率 λ_e を推定する場合，48 時間以上の試験時間が推奨されている．近年線源関数の漸近解を用いて試験初期のデータを用いた解析が提案され，試験時間の大幅な短縮の可能性が示された．本研究では数値解析を用いて，解析に用いるデータ区間が λ_e の推定に与える影響明らかにし，試験時間短縮の可能性について検討した．三次元の熱伝導方程式に一次元の移流熱移動方程式を組み合わせ，熱媒体から U 字管本体への熱移動については吸込み・湧出し項の中で扱った．異なる条件下で熱媒体温度を求め，線源関数の近似解と漸近解を用い，みかけ熱伝導率を推定した．漸近解を用いることで，グラウトの熱特性が地盤と大きく異なる場合でも，誤差 5 % 以内で試験時間を 20 時間以内に短縮できた．また，現場 TRT データの解析により，上記結果の正当性が評価できた．

キーワード：熱移動，地中熱利用，熱応答試験，みかけ熱伝導率，数値解析，グラウト熱伝導率