

文章编号: 1671-6612 (2026) 02-233-07

土壤导热系数的 二维有限长线热源模型计算方法及应用

李春晓¹ 薄博² 郭文嘉¹ 刘植坚¹ 郑万冬³ 李鹏翔³

(1. 国网冀北电力有限公司廊坊供电公司 廊坊 065099;

2. 国网冀北电力有限公司 北京 100054;

3. 天津大学环境科学与工程学院 天津 300354)

【摘要】 地源热泵是以地下岩土作为冷热源的能源利用技术,其换热性能和经济效益与设计时的土壤导热系数紧密相关。目前,土壤导热系数的估算多采用无限长线热源模型。该模型将埋管视为无限长的线热源,难以准确描述钻孔外土壤的实际温度分布。为提升土壤导热系数的计算精度,提出了一种土壤导热系数的二维有限长线热源反演方法。通过虚拟热源法推导的解析解计算钻孔壁的面积平均温度,并引入无量纲函数进行描述。研究基于在天津某地开展的现场热响应试验,对提出方法在实际工程应用中的有效性进行了分析。结果表明:埋管单位井深换热量与流体平均温度高度线性相关($R^2=0.9985$);应用本方法计算得到的土壤导热系数为 $1.56\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$,可为土壤源热泵系统设计提供一定借鉴。

【关键词】 地源热泵;热响应试验;二维有限长线热源模型;土壤导热系数;数值模拟
中图分类号 TU83 文献标志码 A

Calculation Method and Application of a Two-dimensional Finite-length Line Heat Source Model for Soil Thermal Conductivity

Li Chunxiao¹ Bo Bo² Guo Wenjia¹ Liu Zhijian¹ Zheng Wandong³ Li Pengxiang³

(1.State Grid Jibei Electric Power Co.,Ltd, Langfang Power Supply Company, Langfang, 065099;

2.State Grid Jibei Electric Power Co., Ltd, Beijing, 100054;

3.School of environmental science and engineering, Tianjin University, Tianjin, 300354)

【Abstract】 Ground source heat pumps utilize underground rock and soil as heat sources and sinks. Their heat exchange performance and economic efficiency are closely tied to the soil thermal conductivity coefficient specified during design. Currently, the infinite-length line heat source model is predominantly employed for estimating soil thermal conductivity. This model treats buried pipes as infinitely long linear heat sources, making it difficult to accurately describe the actual temperature distribution of soil outside the borehole. To enhance the calculation accuracy of soil thermal conductivity, this paper proposes a two-dimensional finite-length linear heat source inversion method for soil thermal conductivity. The integral mean temperature of the borehole wall is calculated using an analytical solution derived from the virtual heat source method and described by introducing a dimensionless function. Based on field heat response tests conducted at a site in Tianjin, this study analyzes the effectiveness of the proposed

基金项目: 国家电网冀北电力有限公司廊坊供电公司科技项目(B3010525Z016)

作者简介: 李春晓(1985.09-),女,硕士研究生,高级工程师, E-mail: chunxiaoli2100@126.com

通讯作者: 郑万冬(1986.09-),男,博士研究生,教授, E-mail: wdzheng@tju.edu.cn

收稿日期: 2025-11-14

method in practical engineering applications. Results indicate: the heat exchange rate per unit well depth of the buried pipe exhibits a high linear correlation with the average fluid temperature ($R^2=0.9985$); the soil thermal conductivity calculated using this method is $1.56\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, providing valuable reference for the design of ground source heat pump systems.

【Keywords】 Ground source heat pump; Thermal response test; Two-dimensional finite-length line heat source model; Soil thermal conductivity; Numerical simulation

0 引言

能源是维系人类社会生存与发展的基础性要素,同时也是保障国家安全的战略资源^[1]。在过去的能源消费结构中,不可再生的化石燃料长期处于主导地位,但其过度使用加剧了全球气候变化与环境污染问题^[2]。在此背景下,建筑供暖领域正积极推广可再生能源的应用。地源热泵技术因其高效性与可再生性,被公认为 21 世纪最具发展前景的可再生能源技术之一。地源热泵系统借助埋管,使其中循环的传热介质与周围岩土进行热量交换。因此,埋管换热器的设计直接影响整个系统性能,是其工程设计中的核心环节^[3]。

在地源热泵系统的实际工程设计中,土壤导热系数是决定埋管换热器设计合理性的关键参数。若所采用的导热系数值与实际情况存在偏差,可能造成换热器设计时容量偏大,以及材料浪费和钻孔成本上升,显著增加初投资^[4],换热器的设计容量不足亦是可能的后果之一。这不仅会使系统的供热或制冷需求难以得到保障,还会对热泵机组产生不利的运行影响。埋管换热器的设计容量在设计时常超出实际需要的 10%~30%,而土壤导热系数若有 10% 的误差,将引起埋管长度设计出现约 5% 的偏差。因此,精确的土壤导热系数测定方法对推进地源热泵技术的科学应用至关重要^[5]。

目前,土壤导热系数的计算方法有无限长线热源模型、数值模拟方法和经验公式方法^[6]。其中,数值模拟方法基于有限元法、有限差分法构建三维热传导模型,反演精度高,但该方法依赖大量参数输入,计算耗时久,需专业软件操作,难以满足工程设计需求。经验公式法计算快捷,但适用范围窄,经验系数缺乏普适性。无限长线热源模型通过假设埋管为无限长,且热量仅沿径向一维传导,忽略轴向导热和边界效应,使得其模型求解简单、计算量小,在工程中得到广泛应用。但埋管的长度有限,一维模型无法准确描述钻孔外土壤的实际温度分布。综上,三种方法均存在一定的局限性。因此,

本文提出了一种土壤导热系数的二维有限长线热源反演方法,用于更精确地计算土壤导热系数。通过现场热响应试验,利用提出的二维有限长线热源反演方法计算了土壤导热系数,为实际工程应用提供借鉴。

1 土壤导热系数的二维有限长线热源反演方法

1.1 二维有限长线热源模型

二维有限长线热源模型于 1987 年被建立^[7]。随后,该模型的解析表达式通过虚拟热源法得以推导^[8]:

$$T(r, z, t) - T_0 = \frac{q}{4\pi\lambda} \int_0^H \left[\frac{\text{erfc}(r^+ / \sqrt{4at})}{r^+} - \frac{\text{erfc}(r^- / \sqrt{4at})}{r^-} \right] ds \quad (1)$$

$$r^+ = \sqrt{r^2 + (z-s)^2} \quad (2)$$

$$r^- = \sqrt{r^2 + (z+s)^2} \quad (3)$$

式中: r 为径向坐标, m ; z 为轴向坐标, m ; t 为时间, s ; T_0 为初始地温, K ; q 为换热量, W/m ; λ 为土壤导热系数, $W/(m\cdot K)$; H 为钻孔深度, m ; a 为土壤热扩散率, m^2/s ; s 为积分变量; erfc 为余误差函数:

$$\text{erfc}(z) = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z \exp(-u^2) du \quad (4)$$

为准确表征流体与土壤之间的热交换机制,本文将钻孔壁特征温度 $T_b(t)$ 作为一个关键参数纳入分析。在已有研究中, $T_b(t)$ 通常被设定为钻孔壁轴向中点处的温度,然而该处理方式可能造成孔壁温度的高估,而采用沿钻孔轴向的积分平均温度则更具合理性。本文将钻孔壁处的过剩温度表达为:

$$T_b(t) - T_0 = \frac{q}{2\pi\lambda} G(t^*, \beta) \quad (5)$$

$$t^* = t/t_s \quad t_s = H^2/9a \quad \beta = r_b/H \quad (6)$$

式中: G 为 G 函数; β 为无量纲钻孔半径; r_b 为钻孔半径; t^* 为无量纲时间。

针对钻孔壁积分平均温度 $T_b(t)$ 的计算, 其对应的 G 函数解析表达式如式 (7) - (10) 所示^[9]。

$$G(t^*, \beta) = \int_{\beta}^{\sqrt{\beta^2+1}} \frac{\operatorname{erfc}(\gamma z)}{\sqrt{z^2-\beta^2}} dz - \int_{\sqrt{\beta^2+1}}^{\sqrt{\beta^2+4}} \frac{\operatorname{erfc}(\gamma z)}{\sqrt{z^2-\beta^2}} dz - D_A - D_B \quad (7)$$

$$D_A = \sqrt{\beta^2+1} \operatorname{lerfc}(\gamma\sqrt{\beta^2+1}) - \beta \operatorname{erfc}(\gamma\beta) - \frac{e^{-\gamma^2(\beta^2+1)} - e^{-\gamma^2\beta^2}}{\beta\sqrt{\pi}} \quad (8)$$

$$D_B = \sqrt{\beta^2+1} \operatorname{lerfc}(\gamma\sqrt{\beta^2+1}) - 0.5 \left(\beta \operatorname{erfc}(\gamma\beta) + \sqrt{\beta^2+4} \operatorname{erfc}(\gamma\sqrt{\beta^2+4}) \right) - \quad (9)$$

$$\frac{e^{-\gamma^2(\beta^2+1)} - 0.5 \left(e^{-\gamma^2\beta^2} + e^{-\gamma^2(\beta^2+4)} \right)}{\beta\sqrt{\pi}}$$

$$\gamma = 3 / 2\sqrt{t^*} \quad (10)$$

由上述公式可知, G 函数为时间与空间的函数, 当给定 t^* 和 β , 就可计算 G 函数值。

本文根据 Eskilson^[7] 使用的瑞典典型数据计算不同时刻钻孔壁处的 G 函数值, 并与 Eskilson 的数值解进行了对比, 对比结果如图 1 所示。瑞典典型数据如表 1 所示。

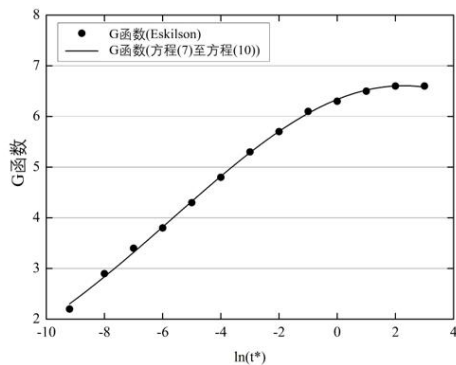


图 1 解析解与数值解的比较

Fig.1 Comparison of analytical and numerical solutions

表 1 瑞典典型数据

Table 1 Sweden typical data

参数	数值
钻孔深度	110m
绝热段深度	5m
钻孔半径	0.055m
土壤导热系数	3.5W/(m·K)
土壤热扩散率	1.62×10 ⁻⁶ m ² /s
初始地温	8°C
换热量	22W/m
钻孔热阻	0.1(m·K)/W

如图 1 所示, 本文选取方法的 G 函数值与 Eskilson 的解基本无偏差, 验证了本文计算 G 函数的准确性。

1.2 钻孔热阻计算

Claesson 等人^[9]提出了以无穷级数形式表达的钻孔热阻模型, 称为多级展开法, 其一阶表达式为:

$$R_b = \frac{1}{4\pi\lambda_s} \left[\ln \left(\frac{k_1 k_2^{1+4\sigma}}{2(k_2^2-1)^\sigma} \right) - \frac{k_3^2 (1 - (4\sigma / (k_2^4 - 1))^2)}{1 + k_3^2 (1 + (16\sigma / (k_2^2 - 1 / k_2^2)^2))} \right] \quad (11)$$

式中:

$$k_1 = \frac{r_b}{r_{po}} \quad k_2 = \frac{2r_b}{s'} \quad k_3 = \frac{r_{po}}{s'} = \frac{k_2}{2k_1} \quad (12)$$

$$\sigma = \frac{\lambda_g - \lambda_s}{\lambda_g + \lambda_s} \quad (13)$$

目前多款地源热泵设计工具中, 采用式 (11) 至式 (13) 所求得的钻孔热阻进行计算。例如地源热泵设计软件 Earth Energy Designer 和美国的 GLHEPRO 5.0。基于其公认的可信性, 本文在计算中也采用了 Claesson 的计算公式。

1.3 土壤导热系数计算

计算单位井深换热量的公式为:

$$q = \frac{mc_p (T_{in} - T_{out})}{H} \quad (14)$$

式中: q 为单位井深换热量, W/m; m 为流体的质量流量, kg/s; c_p 为流体的比热容, J/(kg·K); T_{in} 和 T_{out} 分别为地理管进、出口流体温度, K; H 为钻孔深度, m。

根据 G 函数的定义及式 (5), 可得:

$$R_s = \frac{G(t^*, \beta)}{2\pi\lambda} \quad (15)$$

式中: R_s 为钻孔外的土壤热阻, (m·K)/W; G 为钻孔壁处的无量纲 G 函数。

依据傅里叶定律, 单位井深换热量也可表示为:

$$q = \frac{T_f - T_0}{R_b + R_s} \quad (16)$$

式中: T_f 为流体进出口的算术平均温度, K。

把式 (15) 代入上式中, 可得:

$$q = \frac{2\pi\lambda_s}{G + 2\pi\lambda_s R_b} (T_f - T_0) \quad (17)$$

理论上, q 与 T_f 之间呈线性关系。因此, 可通过热响应试验获取多组 q 与 T_f 数据并进行线性拟

合。根据拟合直线的斜率，计算土壤导热系数：

$$\lambda_s = \frac{G\phi}{2\pi(1-\phi R_b)} \quad (18)$$

式中： ϕ 为拟合直线斜率。

2 现场热响应试验

2.1 现场地质条件

本次试验的地点位于天津市某港区，综合考量地貌形态与工程地质条件，可将该港区划分为四个区域。其中，I区、II区以素填土为主，夹杂部分杂填土；III区、IV区则以吹填形成的淤泥质亚粘土为主，其下广泛分布的海相沉积层土体颗粒较细，厚度较大，属海陆交互沉积成因。

该港区的第四系地层厚度约为 400m，岩性主要为粘土、粉质粘土及淤泥质粘土。该地层包含四层地下水资源，其中第一含水组以咸水为主，底部埋藏深度约为 100m；其下方则有多个淡水承压层。在 20 至 25m 深度处存在一层黄褐色粉砂，其中赋存承压水，主要由海水补给。

基于综合地质勘察结果，港区工程地质剖面从表及里划分为七个层位：人工填土层、淤泥质粘土层、淤泥质粘土与砂性土交互层，淤泥质粘土层、粉质粘土层、粉土层和粉砂层。结合该区域地层的

物质组成、分布规律及各土层典型导热系数值，综合预估其土壤平均导热系数约为 1.5W/(m·K)。

2.2 钻孔配置及试验平台

2.2.1 钻孔配置

在测试场地内布置了两口规格一致的试验井，井深均为 100m，钻孔孔径为 200mm。成孔后埋设 DN32 双 U 型高密度聚乙烯管，并采用 60%石英砂与 40%原状土混合料进行回填。高密度聚乙烯管和回填材料的物性参数如表 2 所示，其中高密度聚乙烯管的物性参数由厂家提供，回填材料的物性参数由非稳态热探针测得。

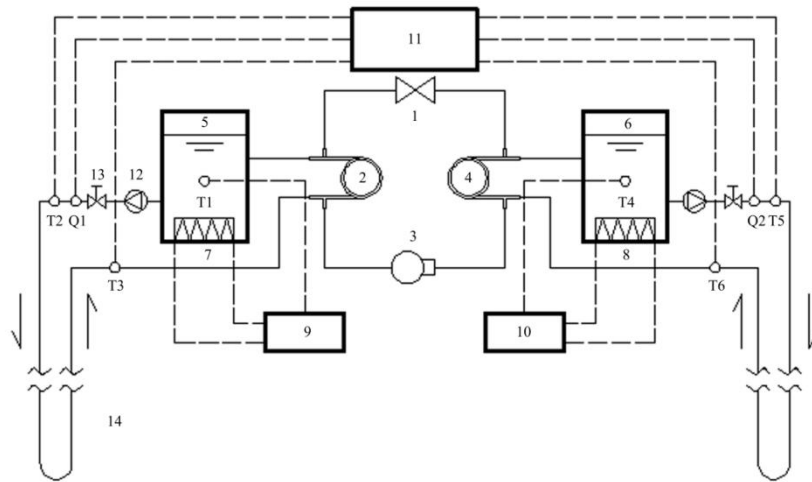
表 2 高密度聚乙烯管和回填材料的物性参数

Table 2 Physical properties parameters of high-density polyethylene pipes and backfill materials

材料	参数	数值
高密度聚乙烯管	外径	32mm
	内径	25.7mm
	密度	949.3kg/m ³
	导热系数	0.4W/(m·K)
回填材料	导热系数	1.65W/(m·K)

2.2.2 试验平台

在试验开展前，搭建了热响应试验系统，采用水源热泵作为冷/热源，其示意图如图 2 所示。



1-膨胀阀；2-蒸发器；3-压缩机；4-冷凝器；5-冷却水箱；6-加热水箱；7、8-电加热器；

9、10-PID 调节器；11-数据采集器；12-循环水泵；13-球阀；14-地埋管换热器；T1~T6-热电偶；Q1~Q2-流量计

图 2 热响应试验系统示意图

Fig.2 Schematic diagram of thermal response test system

热响应实验系统由水源热泵机组、冷却水箱和加热水箱、循环水泵、PID 温控系统、数据采集系统、热电偶、流量计和球阀等组件构成。其中，水

箱内均匀布置了三个不同功率（1kW、2kW、3kW）的电加热器，通过 PID 温控系统控制水箱和地埋管入口水温，水箱和 PID 温控系统如图 3 所示。数据

采集系统主要用于采集温度、流量、耗电量等运行数据, 其中包括地埋管进、出口的水温, 地埋管进、出口的水流量, 循环水泵、热泵机组和电加热器的耗电量, 现场热响应试验如图 4 所示。



图 3 水箱和 PID 温控系统

Fig.3 Water tank and PID temperature control system



图 4 现场热响应实验系统

Fig.4 In-situ thermal response test system

2.3 试验分析

2.3.1 初始地温测定

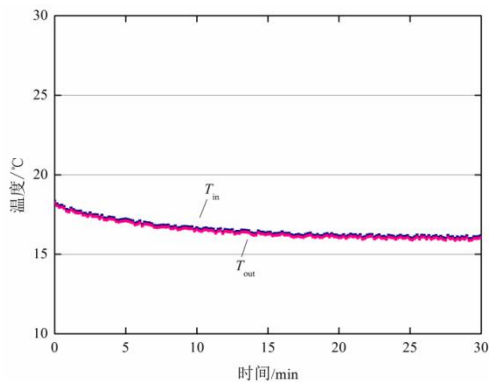


图 5 流体温度变化趋势

Fig.5 Trend of fluid temperature changes

为降低钻孔及回填作业对土壤原始温度场的扰动, 回填施工结束后静置 6 天, 方才开始测试。试验初期阶段, 先将地埋管与热响应试验设备连

接, 此时不开启加热设备, 保持换热流体在地埋管内循环流动, 持续采集地埋管的进口水温与出口水温数据, 图 5 为选取的其中 30 分钟换热流体温度变化趋势。

由图 5 可知, 流体温度在 20 至 25 分钟的区间内趋于稳定, 对稳定之后的流体温度进行平均计算, 得到结果为 16.1°C, 据此将 16.1°C 作为试验区域土壤初始地温。

2.3.2 热响应试验设计与实施

文中的热响应试验采用热响应试验系统开展两组吸热与两组放热试验。四次试验方法基本一致, 仅进口温度设定存在差异: 第一次放热和吸热分别为 35°C 和 6°C; 第二次放热与吸热分别为 30°C 和 8°C。整个试验期间, 传热流体流量恒定维持在 0.215kg/s。其中进口水温通过恒温水箱进行控制, 恒温水箱采用 PID 温控系统调节水箱内温度, 进而调节地埋管入口水温在不同测试工况下维持恒定。

四次试验的结果如图 6 至图 9 所示。

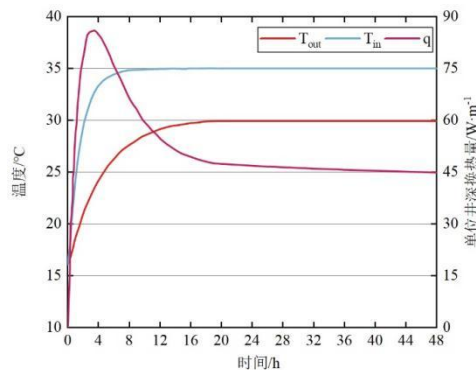


图 6 测试第一次放热试验 (放热端入口温度=35°C)

Fig.6 Test of the first exothermic experiment (exothermic end inlet temperature is 35°C)

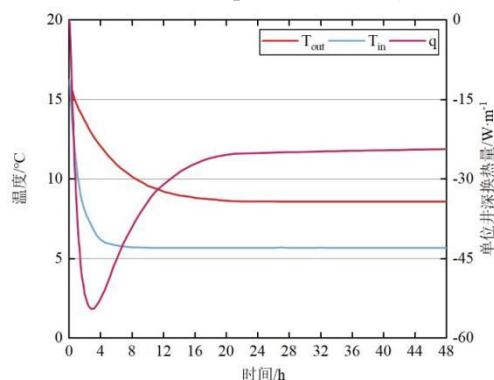


图 7 测试第一次取热试验 (取热端入口温度=6°C)

Fig.7 Test of the first heat extraction experiment (heat extraction inlet temperature is 6°C)

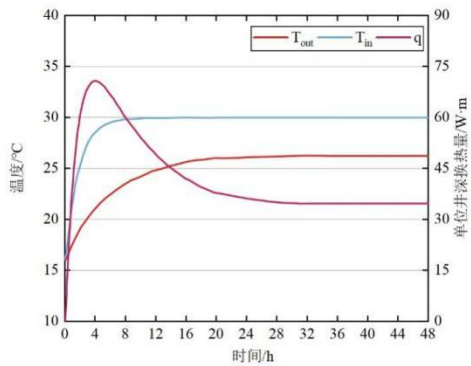


图 8 测试第二次放热试验 (放热端入口温度=30°C)

Fig.8 Test of the second exothermic experiment (exothermic end inlet temperature is 30°C)

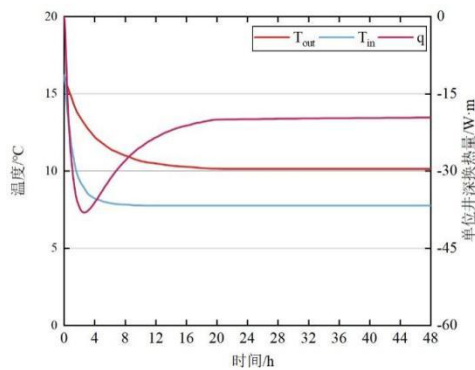


图 9 测试第二次取热试验 (取热端入口温度=8°C)

Fig.9 Test of the second heat extraction experiment (heat extraction inlet temperature is 8°C)

2.3.3 试验结果分析

由图 6~图 9 分析可知, 试验初始时段地埋管出口温度 T_{out} 及单位井深换热量 q 波动较为明显, 之后变化幅度逐步减小, 约 17 小时后基本稳定。

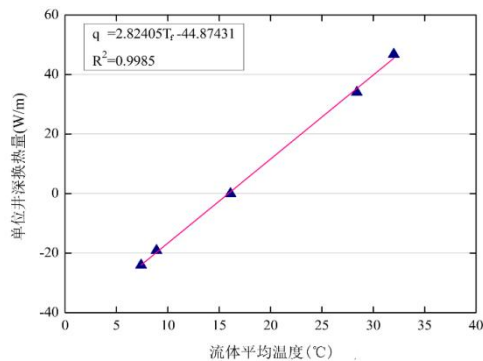


图 10 单位井深换热量与流体平均温度关系

Fig.10 Relationship between heat exchange per unit well depth and average fluid temperature

如图 10 所示, q 与 T_f 拟合得到残差的平方和 R^2 为 0.9985 的线性关系。拟合所得直线斜率为

2.82, 通过二维有限长线热源模型中土壤导热系数的计算方法, 如式 (18) 所示, 计算得到土壤导热系数为 $1.56\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。此外, 由放热试验数据计算得到的土壤导热系数为 $1.68\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$; 由取热试验数据计算得到的土壤导热系数为 $1.43\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。本次热响应试验最终得到的数据有: 初始地温 16.1°C , G 函数值 1.32, 钻孔热阻 $0.22(\text{m}\cdot\text{K})/\text{W}$, 土壤导热系数 $1.56\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。

计算结果表明, 仅使用放热试验或取热试验得到的数据来计算土壤导热系数是不够准确的, 对土壤的换热能力的确定均有偏差。通过放热试验数据计算得到的土壤导热系数要比取热试验数据得到的土壤导热系数要高。这一差异的原因在于放热试验中发生的自然对流效应。放热试验中, 钻孔内的水分受热后密度减小, 由此产生的浮升力驱动流体形成竖直向上的对流。该现象被称为“热虹吸效应”, 该过程强化了钻孔周围的换热, 最终造成导热系数的测量结果高于真实值。

本文采用吸热试验与放热试验两种方式计算土壤导热系数, 避免了仅计算单一取热或放热试验造成的土壤导热系数不准的问题。在实际试验中, 可以依据拟合直线得到的 R^2 确定测试阶段。当 R^2 低于 0.95 时, 可以补充测试阶段, 并保证阶段间设置足够的土壤温度恢复期, 以提升测试数据的准确性与代表性。

3 结论

本文提出了一种土壤导热系数的二维有限长线热源反演方法, 并进行了热响应试验, 通过分析使用放热、取热试验数据计算得到的土壤导热系数, 得出以下结论:

(1) 本文提出的二维有限长线热源模型相较于一维模型更精确地计算土壤导热系数。同时运用二维有限长线热源模型得到了天津市某港区的土壤导热系数为 $1.56\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 对于后续该地的地埋管设计具有指导意义。

(2) 放热试验所得的土壤导热系数高于取热试验。该差异与钻孔内发生的热虹吸效应有关, 其在加热工况下增强换热, 导致导热系数估值偏高。

(3) 本文的热响应试验综合考量了土壤的热响应与冷响应行为, 其得到的土壤导热系数能反映地埋管换热器实际运行时的热传递特性。

(4) 建议在实际工程应用中,可依据拟合残差平方和($R^2 \geq 0.95$)确定所需测试阶段数量,以提升测试数据的准确性。

参考文献:

- [1] 刘鸿渊,吴昊,彭新艳,等.加快规划建设新型能源体系:基本内涵、价值意蕴与践行路径[J].成都理工大学学报(社会科学版),2025,33(2):80-93.
- [2] 黄金囤,丁浩,陈小磊,等.地源热泵技术的开发应用研究[J].天津科技,2025,52(7):14-17.
- [3] 张伟兵,鲁杰,吴凯,等.水平及垂直地埋管换热器热响应试验研究[J].太阳能学报,2026,47(2):654-661.
- [4] 王静.基于土壤源热泵系统的岩土体热物性响应特征研究[D].北京:北方工业大学,2024.
- [5] 金栋.土壤源热泵系统热响应试验准确性影响因素研究[D].北京:北方工业大学,2022.
- [6] 刘凤云,罗怀瑞,万旭升,等.土壤导热系数预测模型评估及参数分析[J/OL].工业建筑,2024:1-14.
- [7] Eskilson P. Thermal analysis of heat extraction boreholes[D]. Sweden: Faculty of Engineering, University of Lund, 1987.
- [8] Zeng H Y, Diao N R, Fang Z H. A finite line - source model for boreholes in geothermal heat exchangers[J]. Heat Transfer-asian Research, 2010, 31(7).
- [9] Claesson J, Bennet J. Multipole method to compute the conductive heat flows to and between pipes in a composite cylinder[D]. Sweden: Faculty of Engineering, Lund Institute of Technology, 1987.
-
- (上接第 232 页)
- [3] Feustal H E, Allard F, Dorer V, et al. COMIS fundamentals [J]. 1990.
- [4] Dols W S, Polidoro B. CONTAM user guide and program documentation: version 3.2 [M]. US Department of Commerce, National Institute of Standards and Technology, 2015.
- [5] Chen Q, Lee K, Mazumdar S, et al. Ventilation performance prediction for buildings: model assessment [J]. Building and environment, 2010,45(2):295-303.
- [6] Tan G, Glicksman L R. Application of integrating multi-zone model with CFD simulation to natural ventilation prediction [J]. Energy and buildings, 2005,37(10):1049-1057.
- [7] Tan G. Study of natural ventilation design by integrating the multi-zone model with CFD simulation [D]. Massachusetts Institute of Technology, 2005.
- [8] Musser A. An analysis of combined CFD and multizone IAQ model assembly issues [J]. ASHRAE Transactions, 2001,107:371.
- [9] Yuan J, Srebric J. Improved prediction of indoor contaminant distribution for entire buildings [C]. ASME 2002 International Mechanical Engineering Congress and Exposition. American Society of Mechanical Engineers, 2002:111-118.
- [10] 曾艳华,韩通,李杰,等.基于列车活塞效应的多竖井铁路隧道自然通风网络解算分析[J].铁道学报,2021, 43(5):183-189.
- [11] 王天明,李宗翔,王欢.节点法中风机处理方法及通风网络建模[J].煤炭学报,2018,43(10):2817-2822.
- [12] 刘承思.通风网络计算原理[M].济南:山东科学技术出版社,1990.
- [13] 欧盛贤,毕海权,冯凌巍.深埋输水管道检修期污染物浓度分布特性研究[J].制冷与空调,2024,38(4):498-504.