



并联管数对跨季节土壤储热系统直埋套管式换热器热性能与管间热干扰的影响

汪建辉, 王海涛, 董冰妍

(安徽建筑大学环境与能源工程学院, 安徽 合肥 230601)

摘要: 本文以跨季节土壤储热系统直埋套管式换热器为研究对象, 在总埋管长度 400 m、系统总质量流量 1.24 kg/s、最小相邻钻孔中心距 3 m 及直径 15 m 布管区域约束下, 建立套管式换热器—回填材料—土壤三维非稳态传热模型, 对并联管数为 1~8 根的方案蓄取热性能和蓄热/取热阶段温度响应进行比较, 并采用有限线热源 (FLS) 模型分析土壤侧热响应及管间热干扰。结果表明, 取热效率随并联管数增加呈先升高后降低趋势, 由 S1 的 22.31% 提高至 S6 的 34.39%, 随后在 S8 下降至 32.78%。S6 至 S8 的等效热影响半径仅由 7.279 m 增至 7.359 m, 增幅为 1.10%, 表明高管数阶段水平空间覆盖的边际收益趋于饱和。长时间 FLS 平均无量纲响应指标 $g_{FLS,ss}$ 由 7.579 增至 15.359, 热干扰比例同步增大; S6 至 S8 期间 $g_{FLS,ss}$ 仍增加 2.54%, 而取热效率下降 1.611 个百分点, 说明更强的土壤侧理论响应并不必然转化为更高的实际热回收。水力趋势与工程实施分析表明, 在总流量固定条件下, 增加并联支路使单支路地下直埋套管的沿程阻力趋势降低, 但同时增加孔口、接口和调试需求。综合热回收、有效土壤利用、热干扰、水力趋势与工程实施因素, S6 可视为本文固定资源约束下的合理转折方案, 而非适用于所有场地的普适最优值。研究结果可为固定总埋管长度和总流量条件下跨季节地下储热系统的并联支路数量筛选提供参考。

关键词: 直埋套管式换热器; 跨季节土壤储热; 并联管数; FLS-g 函数; 热干扰

doi: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2026.0637

中图分类号: TK 52

文献标志码: A

文章编号: 2095-4239 (XXXX) XX-1-17

Effects of the Number of Parallel Vertical Coaxial Heat Exchangers on Thermal Performance and Inter-Borehole Thermal Interference in a Seasonal Soil Thermal Storage System

WANG Jianhui, WANG Haitao, DONG Bingyan

(School of Environment and Energy Engineering, Anhui Jianzhu University, Hefei 230601, Anhui, China)

Abstract: This study investigates vertical coaxial heat exchangers used in a seasonal soil thermal storage system. Under the constraints of a total installed borehole length of 400 m, a total system mass flow rate of 1.24 kg/s, a minimum center-to-center spacing of 3 m between adjacent boreholes, and a circular layout area with a diameter of 15 m, a three-dimensional

收稿日期: XXXX-XX-XX; 修改稿日期: 2026-09-02。

基金项目: 安徽省教育厅自然科学重点项目 2024AH050233。

第一作者: 汪建辉 (2002—), 男, 硕士研究生, 研究方向为储能技术, E-mail: wjh@stu.ahjzu.edu.cn; 通信作者: 王海涛, 教授, 主要从事储能技术方面的研究, E-mail: wht@ahjzu.edu.cn。

引用本文: 汪建辉, 王海涛, 董冰妍. 并联管数对跨季节土壤储热系统直埋套管式换热器热性能与管间热干扰的影响[J]. 储能科学与技术, XXXX, XX(XX): 1-17.

Citation: WANG Jianhui, WANG Haitao, DONG Bingyan. Effects of the Number of Parallel Vertical Coaxial Heat Exchangers on Thermal Performance and Inter-Borehole Thermal Interference in a Seasonal Soil Thermal Storage System[J]. Energy Storage Science and Technology, XXXX, XX(XX): 1-17.

transient heat-transfer model coupling the coaxial heat exchangers, backfill material, and surrounding soil was developed. The heat injection and extraction performance, together with the temperature responses during the heat-injection and heat-extraction stages, were compared for eight parallel configurations containing one to eight VCHEs. A finite line-source (FLS) model was further employed to characterize the ground-side thermal response and inter-borehole thermal interference. The results show that the heat-extraction efficiency first increases and then decreases with increasing number of parallel branches, rising from 22.31% for S1 to a maximum of 34.39% for S6 and subsequently decreasing to 32.78% for S8. From S6 to S8, the equivalent thermal influence radius increases only from 7.279 to 7.359 m, corresponding to an increase of 1.10%, indicating that the marginal benefit in horizontal ground coverage approaches saturation at higher branch numbers. The long-time average dimensionless FLS response indicator, $g_{\text{FLS,ss}}$, increases from 7.579 to 15.359, accompanied by an increase in the thermal-interference ratio. From S6 to S8, $g_{\text{FLS,ss}}$ still increases by 2.54%, whereas the heat-extraction efficiency decreases by 1.611 percentage points, demonstrating that a stronger theoretical ground-side thermal response does not necessarily translate into greater practical heat recovery. The hydraulic-trend and engineering-implementation analyses indicate that, under a fixed total flow rate, increasing the number of parallel branches leads to a decrease in the relative frictional-resistance trend of each underground VCHE branch, while simultaneously increasing the number of borehole connections, interfaces, and commissioning requirements. Considering heat recovery, effective ground utilization, thermal interference, hydraulic trends, and engineering implementation, S6 can be regarded as a rational turning-point configuration under the prescribed resource constraints rather than a universally optimal solution for all sites. These findings provide a reference for selecting the number of parallel branches in seasonal underground thermal storage systems subject to fixed total borehole length and total flow rate constraints.

Keywords: vertical coaxial heat exchanger; seasonal soil thermal storage; number of parallel branches; FLS-g function; thermal interference

在“双碳”目标和能源系统低碳转型背景下，提高可再生热能利用比例和热能跨时段调配能力，是建筑供热和区域能源系统节能降碳的重要方向。跨季节热储能可将非供暖季富余热量储存于水体、土壤或岩体等介质中，并在供暖季释放利用，从而缓解热能供需时间错配问题^[1-2]。随着可再生能源比例提高，大规模热储能在提升能源系统灵活性、降低供热侧碳排放和改善能源消纳能力方面的作用逐渐凸显^[3]。其中，钻孔热能储存系统（borehole thermal energy storage, BTES）具有占地隐蔽、运行稳定和工程适应性较强等特点，在建筑供热、区域能源系统和地下热储能工程中受到广泛关注^[4-5]。

跨季节地下储热技术已逐渐应用于建筑供热、

热泵系统和工业热利用等场景。Wang等^[6]建立了太阳能耦合土壤源热泵跨季节蓄热干燥系统模型，并对系统蓄热效率和能耗进行了分析，表明跨季节土壤储热可为工业干燥过程提供低碳热源。徐德厚等^[7]针对新型地下跨季节复合储热系统开展研究，指出储/释热质量流量、地埋管数量、层间距和土壤热导率等参数均会影响储热体温度、储/释热量和热损失。冯国会等^[8]研究了运行参数及间歇启停策略对地埋管蓄热性能的影响，表明流速、入口温度和运行策略对地埋管蓄热效率及土壤热积累具有重要作用。因此，地下储热系统设计不仅应关注单管换热能力，还需综合考虑储热体空间尺度、管群热干扰和长期热量保持能力。

围绕太阳能跨季节土壤储热和地埋管群构型优

化,已有研究从系统设计、管路连接方式和运行参数等方面开展了较多探索。王春林等^[9]对大规模太阳能跨季节土壤储热系统进行设计优化,指出储热体尺寸、埋管布置和运行方式会影响系统储热效果。刘艳峰等^[10]研究了分区串并联式太阳能-地源热泵跨季节蓄热组合系统,表明合理分区和管路组织方式有助于改善系统运行性能。邓军涛等^[11]从管径和埋深角度分析了地埋管换热器换热性能。王洋等^[12]建立了考虑地下水渗流和地质分层的三维传热-渗流耦合模型,说明地下介质条件会影响埋管群温度场和换热特性。陈尚沅等^[13]采用多因素回归方法研究了垂直U型地埋管换热量的影响因素。上述研究为地埋管结构参数优化、管群布置和地下储热系统运行调控提供了参考。

从钻孔换热器阵列角度看,管间距、钻孔数量和管群布置是影响系统储热效率和长期稳定性的重要参数。Cai等^[14]对深埋管换热器阵列长期运行性能进行模拟,指出土壤热物性和系统布置方式会显著影响管群长期换热能力。Brown等^[15]研究发现,增加钻孔数量虽可提高总换热能力,但管间热相互作用会削弱部分钻孔的有效换热性能。Zhang等^[16]建立了多钻孔换热器降维数值模拟方法,说明管群布置对钻孔间热干扰和计算结果具有重要影响。Alaie等^[17]基于FLS-STRCM模型分析了钻孔间距和布置对浅层钻孔群热相互作用及出口流体温度的影响,指出减小钻孔间距会增强孔间热相互作用。Cheng等^[18]对浅深混合钻孔换热器阵列进行研究,指出合理的阵列布置有利于改善建筑供冷供热系统的季节性运行稳定性。Heim等^[19]比较了不同模拟工具在钻孔换热器场优化运行中的适用性,认为管群运行策略和布置方式会明显影响换热器场长期性能。Kvalsvik等^[20]通过实测与模拟研究了高温BTES系统热损失和热屏障效果,进一步说明储热体边界热损失是影响系统长期效率的重要因素。

除管群布置外,回填材料和土壤热物性也是影响地埋管换热器与周围储热体耦合传热的重要因素。Javadi等^[21]通过实验与数值方法评估了适用于钻孔换热器和BTES系统的新型回填材料,结果表明提高回填材料导热性能有助于强化钻孔换热。Cao等^[22]研究了相变材料回填对能量桩热性能的影响,结果表明相变材料能够改善局部储热特性。Trigui等^[23]指出,相变复合材料可提高热储能过程

中的传热能力,但其导热性能和相变温度需要与系统运行温度范围相匹配。Zhang等^[24]研究了相变材料回填直埋套管储能体的换热特性,发现钻孔间距、钻孔深度、钻孔数量和回填材料均会对储能效率产生影响。

与传统U型管相比,竖直同轴套管式地埋管换热器具有内外管同轴布置、流动路径明确和单位占地换热能力较高等特点,在中深层地热取热和地下储热系统中具有一定应用潜力。Pokhrel等^[25]通过现场试验和数值模拟研究了井下同轴换热器的地热取热性能,发现其换热能力受流量、井深和地层热物性影响明显。Chen和Tomac^[26]对同轴深井换热器进行了技术综述,指出同轴换热器在中深层地热利用中具有较好的应用前景,但其长期运行性能和结构参数优化仍需进一步研究。吴昶等^[27]研究了蓄热工况下同轴套管式地埋管换热器周围土壤温度变化规律,表明蓄热运行会改变换热器周围土壤温度分布特征。Luo等^[28]提出分层分段有限线源方法,用于模拟多层地层中同轴钻孔换热器的动态热响应。Huang等^[29]和Ma等^[30]分别从运行模式和储热运行特性角度分析了中深层钻孔换热器的换热与储热性能,为同轴地埋管换热器在地下储热系统中的应用提供了理论基础。

有限线源模型和g函数是评价钻孔换热器长期热响应和管间热干扰的重要方法。Cimmino等^[31]基于有限线源方法对g函数求解进行了研究,为钻孔换热器群热响应计算提供了理论基础。对于小场地跨季节地下储热系统而言,随着并联支路数变化,单支路长度、支路流速、土壤受热范围和管间热干扰会同步变化,仅依据单周期换热量或取热效率难以全面解释不同构型的性能差异。因此,有必要将实际蓄取热性能与土壤侧热响应指标相结合,对不同并联管数方案进行综合评价。

综上,已有研究已从钻孔间距、钻孔数量、布置方式、运行策略和回填材料等方面对BTES系统进行了较多分析,但仍存在两方面不足。其一,许多研究将钻孔数量、管间距或流量作为独立变量讨论,而在实际小场地工程中,总埋管长度和系统总流量通常受到场地面积、钻孔施工和设备能力共同限制,并联支路数变化会同步改变单管长度、支路流速、土壤受热范围和管间热干扰强度。其二,现有评价多侧重单周期换热量或取热效率,对并联构

型变化引起的土壤侧热响应、管间热干扰及其与实际取热效率之间的耦合关系讨论仍不充分。因此，并联管数方案筛选不能简单等同于增加或减少埋管数量，而应从蓄取热性能、土壤热影响范围和管间热干扰之间的匹配关系出发进行综合评价。

基于此，本文在总埋管长度、总质量流量、最小相邻管中心距和布管空间固定条件下，对1~8根直埋套管式换热器并联方案进行三维非稳态模拟，并引入FLS-g函数从土壤侧热响应与热干扰角度解释取热效率的非单调变化；进一步结合地下直埋套管水力趋势与工程实施因素识别管数转折。所识别的构型转折方案仅适用于本文给定边界条件，其主要价值在于揭示固定工程资源约束下“空间利用增益—单支路流体侧换热弱化—管间热干扰增强”之间的竞争机制。

1 传热解析与模型构建

1.1 换热器结构与并联管数方案

本文研究对象为跨季节地下储热系统中的地下直埋套管式换热器（vertical coaxial heat

exchanger, VCHE）。S1~S8均布置在直径15 m的钻孔布置区域内。系统总埋管长度和总质量流量分别固定为400 m和1.24 kg/s；多管方案采用对称布置，最小相邻钻孔中心距 $s=3$ m。总长度和总流量按支路数 N 等分，即 $H_N = 400/N$ 、 $\dot{m}_i = 1.24/N$ 。因而改变 N 会同时改变单支路深度、流量、流速、热源空间分布及管间相互作用，本文比较的是固定资源约束下的管场构型，而非孤立的“管数效应”。

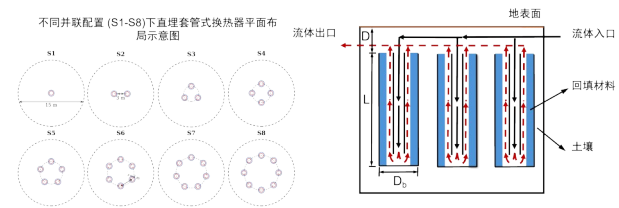


图1 直埋套管式换热器布置及流动路径示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the layout and flow paths of parallel vertical coaxial heat exchangers

不同并联管数方案见表1。各方案保持总埋管长度和总质量流量一致，以比较固定资源在不同支路数量下产生的热—流动—空间耦合差异。

表1 不同并联管数下直埋套管式换热器方案

Table 1 Configurations of vertical coaxial heat exchangers with different numbers of parallel branches

方案编号	并联管数	单管管长/m	总埋管长度/m	支路质量流量/(kg/s)	内管平均流速/(m/s)
S1	1	400.0	400.0	1.240	0.80
S2	2	200.0		0.620	0.40
S3	3	133.3		0.413	0.27
S4	4	100.0		0.310	0.20
S5	5	80.0		0.248	0.16
S6	6	66.7		0.207	0.13
S7	7	57.1		0.177	0.11
S8	8	50.0		0.155	0.10

1.2 基本假设

为兼顾计算精度和计算效率，结合直埋套管式地埋管土壤储热过程的传热特点，本文作如下假设：

(1) 土壤、管材及回填材料均视为各向同性、均匀连续介质，其热物性参数不随温度变化；

(2) 忽略土壤内部水分迁移、相变及地下水渗流影响，土壤和回填材料中的传热仅考虑导热过程；

(3) 假定管壁与回填材料、钻孔壁与土壤之间接触良好，忽略接触热阻；

(4) 管内循环流体视为不可压缩流体，各运行阶段入口流速保持恒定；

(5) 忽略地表短期气象波动对深层土壤温度场的影响，初始土壤温度均匀分布，模型外边界不受短期运行扰动影响。

上述假设用于在统一介质条件下的并联管数比较。实际土壤热物性受温度、含水率和孔隙结构影响，高温蓄热时的水分迁移与局部干燥可能改变近管区等效导热能力；循环水黏度等物性也随温度变化。因此，恒物性假设可能影响局部温度峰值、绝对换热量及低流速工况的流动换热量级，但在所有

构型采用同一物性设置时，仍可用于分析受控条件下的相对变化。因此，温变物性可能改变不同构型绝对换热性能，并使性能转折点的具体管数发生一定偏移；本文所得S6转折特征主要用于本文统一物性和边界条件下的相对比较，而不作为其他土壤与运行条件下的固定设计值。

1.3 控制方程

直埋套管式换热器的蓄热和取热过程包括管内流体对流换热、管壁与回填材料导热以及土壤非稳态热扩散。固体区域包括管壁、回填材料和周围土壤，其传热过程以非稳态导热为主，控制方程为：

$$\frac{\partial(\rho_s c_s T_s)}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_s \nabla T_s) \quad (1)$$

式中： ρ_s 为土壤或回填材料密度， kg/m^3 ； c_s 为比热容， $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ ； λ_s 为导热系数， $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ； T_s 为固体区域温度， K ； t 为时间， s 。

管内循环流体以对流换热为主，同时考虑流体导热作用，其能量守恒方程为：

$$\rho_f c_f \left(\frac{\partial T_f}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla T_f \right) = \nabla \cdot (\lambda_f \nabla T_f) \quad (2)$$

式中： ρ_f 、 c_f 、 λ_f 分别为流体密度、比热容和导热系数，单位分别为 kg/m^3 、 $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 和 $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ； $\mathbf{u}$ 为流体速度矢量， m/s ； T_f 为流体温度， K 。

为说明同轴流道之间的传热路径，可进一步将换热器分为内管流体和环腔流体两个区域。以下一维能量关系用于解析说明，实际CFD计算仍由上述三维守恒方程离散求解。

内管流体能量守恒方程：

$$\frac{\partial T_{f1}}{\partial t} + \mathbf{v}_{f1} \cdot \frac{\partial T_{f1}}{\partial \mathbf{z}} = \frac{k_1(T_{f2} - T_{f1})}{\rho_f A_{cp} c_{p1}} \quad (3)$$

式中： T_{f1} 为内管流体温度， $^{\circ}\text{C}$ ； $\mathbf{v}_{f1}$ 为内管流体流速， m/s ； T_{f2} 为环腔流体温度， $^{\circ}\text{C}$ ； k_1 为内管流体与环腔流体之间的单位长度总传热系数， $\text{W}/$

$(\text{m}\cdot\text{K})$ ； ρ_f 为流体密度， kg/m^3 ； c_{p1} 为流体比热容， $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ ； A_{cp} 为内管横截面积， m^2 。

内管流体与环腔流体之间的单位长度总传热系数为：

$$k_1 = \frac{1}{\frac{1}{2h_{r1}\pi r_1} + \frac{1}{2\pi\lambda_p} \ln \frac{r_2}{r_1} + \frac{1}{2h_{r2}\pi r_2}} \quad (4)$$

式中： h_{r1} 为内管流体与内管壁之间的对流换热系数， $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ； h_{r2} 为环腔流体与内管外壁之间的对流换热系数， $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ； λ_p 为内管导热系数， $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ； r_1 和 r_2 分别为内管内半径和外半径， m 。

环腔流体能量守恒方程：

$$\frac{\partial T_{f2}}{\partial t} + \mathbf{v}_{f2} \cdot \frac{\partial T_{f2}}{\partial \mathbf{z}} = \frac{k_2(T_g - T_{f2})}{\rho_f A_{an} c_{p2}} + \frac{k_1(T_{f1} - T_{f2})}{\rho_f A_{an} c_{p2}} \quad (5)$$

式中： $\mathbf{v}_{f2}$ 为环腔流体流速， m/s ； k_2 为环腔流体与回填材料之间的单位长度总传热系数， $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ； T_g 为回填材料温度， $^{\circ}\text{C}$ ； A_{an} 为环腔横截面积， m^2 。

环腔流体与回填材料之间的单位长度总传热系数为：

$$k_2 = \frac{1}{\frac{1}{2h_{r2}\pi R_1} + \frac{1}{2\pi\lambda_R} \ln \frac{R_2}{R_1} + \frac{1}{2\pi\lambda_g} \ln \frac{\sqrt{R_b^2 + R_2^2}}{\sqrt{2} R_2}} \quad (6)$$

式中： λ_R 为外管导热系数， $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ； λ_g 为回填材料导热系数， $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ； R_1 和 R_2 分别为外管内半径和外半径， m ； R_b 为钻孔半径， m 。

1.4 初始条件与材料参数设置

系统全年划分为蓄热期、过渡期、取热期和恢复期4个阶段，如图2所示。其中蓄热和取热为主动换热阶段，逐时计算时长均为2880 h；过渡和恢复阶段停止主动循环。各阶段末温度场作为下一阶段初始条件，从而实现跨季节循环模拟。

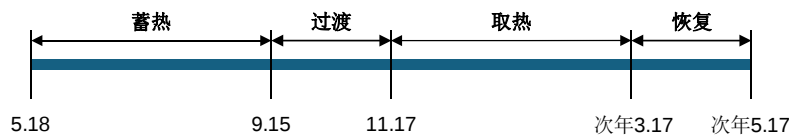


图2 跨季节地下储热系统年度运行阶段划分

Fig. 2 Annual operation stage division of the seasonal underground thermal energy storage system

模型初始土壤温度为 18°C 。蓄热阶段入口温度为 80°C ，流体由内管进入、环腔返回；取热阶段入口温度为 7°C ，流向反转。主动阶段采用速度

入口和压力出口，过渡与恢复阶段停止主动流动并保留导热过程；土壤上表面绝热，侧边界和底部保持 18°C 。主动换热阶段各支路入口速度均根据对

应支路质量流量及实际入口流通面积换算，其中蓄热阶段采用内管入口速度，取热阶段采用环腔入口速度，以保证两阶段各支路质量流量与表 1 保持一致。

钻孔直径 150 mm。外管为镀锌钢，外径 90

mm、内径 85 mm；内管为耐高温聚乙烯（PE-RT），外径 50 mm、内径 45 mm，两者壁厚均为 2.5 mm；循环介质为常压水。材料热物性参数见表 2。

表 2 材料物性参数
Table 2 Thermophysical properties of the materials

材料	密度 ρ /(kg/m ³)	比热 c /[J/(kg·K)]	导热系数 λ /[W/(m·K)]
耐高温聚乙烯管 (PE-RT)	958	1900	0.42
镀锌钢管	7850	460	45
土壤	1600	1660	1.97
回填材料	1900	1145	3.7
水	971.8	4195	0.674

数值模型采用 ANSYS Fluent 2022 R2 压力基瞬态求解器和标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型。在本文恒定水物性设置（动力黏度 3.55×10^{-4} Pa·s）下，S1~S8 内管 Re 约为 12354~98830，环形流道 Re 约为 4118~32943，均高于 4000，因此各构型采用统一湍流闭合。需要强调的是，该 Re 判断仅对应本文数值物性设置；低温取热阶段真实水黏度升高时，高管数低流速方案的实际流态可能偏离充分湍流状态，因此恒物性及统一湍流模型会对绝对换热量及转折点位置带来一定不确定性。

压力—速度耦合采用 PISO 算法，压力项采用二阶离散，动量和能量方程采用二阶迎风格式，时间离散采用二阶隐式格式。连续性和动量方程残差收敛阈值取 10^{-3} ，能量方程取 10^{-6} ；同时监测出口流体温度和系统能量平衡，当出口温度迭代变化小于 0.01 K 且相对能量不平衡小于 0.5% 时判定该时间步收敛。

1.5 数值模型验证

模型可信度从三个层面评价：网格和时间步长独立性用于检验数值离散影响；吴暄等^[27]和 Li 等^[32]的同轴套管试验分别用于土壤温度响应和出口流体温度响应的单管直接定量验证；Qi 等^[33]、Cai 等^[34]和 Yang 等^[35]的多管/季节性实验或工程监测用于关键物理规律的外部一致性检验。在我们检索到的公开文献中，尚未获得与本文浅层同轴、多管并联及完整跨季节边界同时匹配的公开数据，后者不作为一一对应的直接实验验证。

1.5.1 网格独立性验证

以 S4 方案为代表构型，以蓄热期结束时压力出口流体平均温度和土壤体积平均温度为评价指标，对 9 种网格划分方案开展独立性验证，网格方案见表 3，结果如图 3 所示。

表 3 网格划分方案
Table 3 Mesh division scheme

网格划分方案	网格数量/万
M1	192
M2	205
M3	237
M4	355
M5	428
M6	509
M7	622
M8	669
M9	775

由图 3 可知，随着网格数量增加，蓄热期结束时压力出口流体平均温度和土壤平均温度逐渐趋于稳定。当网格数量增加至约 237 万及以上时，继续加密网格对主要评价指标的影响较小，土壤平均温度稳定在 29.33℃ 左右。综合计算精度与计算效率，后续各构型采用 M3 对应的全局网格尺度和局部加密策略，实际单元数量随构型几何变化。

1.5.2 时间步长验证

在 S4 代表构型下设置 9 种时间步长，并以蓄热期结束时压力出口流体平均温度和土壤体积平均温度为评价指标，结果如图 4 所示。

由图 4 可知，各时间步长下出口流体平均温度

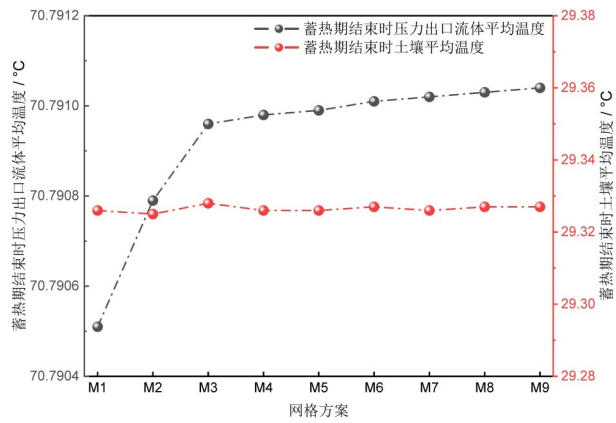


图3 不同网格划分方案下蓄热期结束时压力出口流体与土壤平均温度

Fig. 3 Average temperatures of the fluid at the pressure outlet and the soil at the end of the heat injection period under different mesh division schemes

和土壤平均温度变化规律基本一致。当时间步长取3600 s时，计算结果已趋于稳定，继续减小时间步长对主要评价指标影响较小。综合考虑计算精度和计算效率，本文后续模拟时间步长取3600 s。

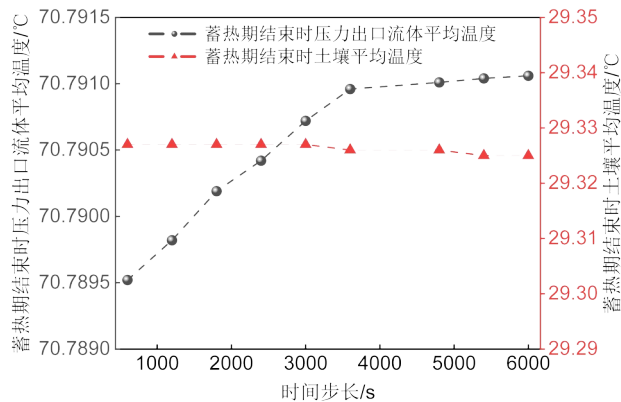


图4 不同时间步长下蓄热期结束时压力出口流体与土壤平均温度

Fig. 4 Average temperatures of the fluid at the pressure outlet and the soil at the end of the heat injection period under different time-step sizes

1.5.3 模型准确性验证

为验证数值模型的传热可靠性，首先采用吴珲等^[27]同轴套管试验中的土壤平均温度数据进行对比，结果如图5(a)所示。模拟结果与试验数据变化趋势基本一致，最大相对误差为4.86%，表明模型能够较好描述土壤侧非稳态热响应。

为进一步验证模型对同轴套管内部流动及流固

耦合传热过程的预测能力，补充采用Li等^[32]开展的80 m垂直同轴地埋管取热试验进行独立验证。依据Li等^[32]公开的几何参数、材料热物性及运行边界建立验证模型，并根据文献公开温度曲线数字化提取瞬态入口和出口温度，其中入口温度用于构建瞬态边界条件，出口温度用于独立对比验证。模拟出口温度与文献试验结果对比如图5(b)所示。0~12 h内，模拟值与试验值总体吻合较好，决定系数 R^2 、均方根误差RMSE、平均绝对误差MAE和平均相对误差MRE分别为0.905、0.685℃、0.412℃和3.28%，表明模型能够较好预测同轴套管出口流体的动态温度响应。

需要说明的是，两组验证均针对单根同轴换热器，主要用于检验本文所采用的基本流动与传热模型，而不能等同于对1~8根并联套管跨季节运行的直接实验验证。多管热相互作用及季节性运行规律进一步通过公开实验、工程监测结果及FLS解析模型进行交叉检验。

1.5.4 多管并联及跨季节规律的外部一致性检验

在我们检索到的公开文献中，尚未获得与本文1~8根同轴套管、固定总理管长度和总流量条件完全一致的跨季节实验数据，本文进一步结合已有多孔及季节性运行研究对主要物理规律进行外部一致性检验。

Qi等^[33]通过实际地源热泵系统中3个竖直钻孔的串、并联实验及数值研究表明，连接方式和流量分配会显著影响多孔系统换热性能，可为本文并联支路分析提供外部依据。Cai等^[34]利用实际工程一个完整供热季的监测数据验证了多孔钻孔换热器模型，并表明孔间热相互作用会影响地层及出口流体温度响应。Yang等^[35]通过季节性地下储热实验与三维模拟揭示了蓄热、过渡和取热阶段温度场的连续演化特征，为本文跨季节运行规律提供了实验佐证。

此外，本文采用FLS解析模型对不同并联管数下的自响应和孔间互响应进行分解，以独立表征管间热干扰变化。由此形成“单管同轴换热器土壤温度与出口流体温度双指标直接定量验证—多管及季节性规律外部一致性检验—FLS理论交叉分析”的分层验证框架。上述外部研究主要用于检验关键物理规律的一致性，并不作为本文多管同轴系统的直接定量实验验证。

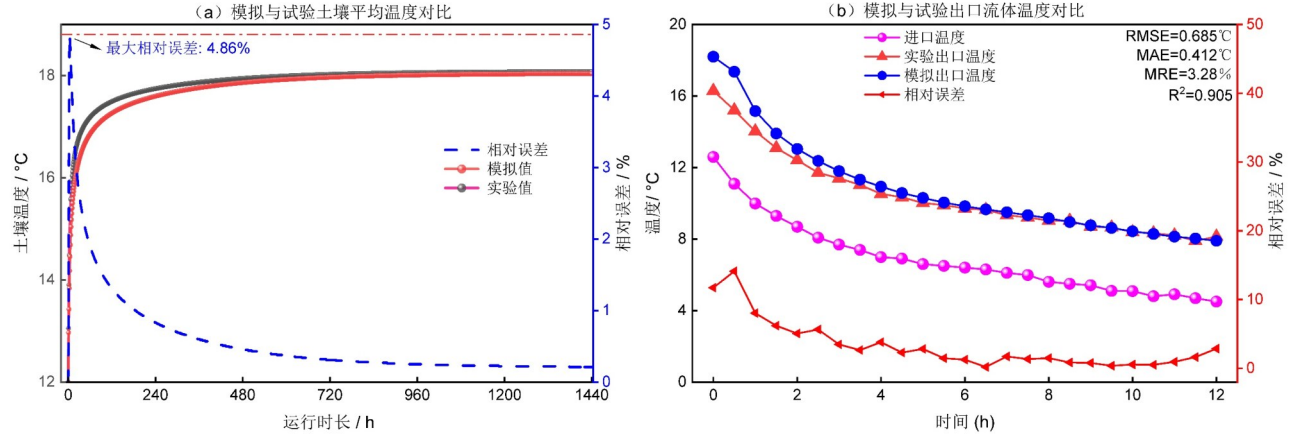


图5 数值模型验证: (a) 模拟与试验土壤平均温度对比; (b) 试验进口温度、模拟与试验出口温度及相对误差

Fig. 5 Validation of the numerical model: (a) comparison of simulated and experimental average soil temperatures; (b) experimental inlet temperature, simulated and experimental outlet temperatures, and relative error

2 评价指标与方法

为定量评价不同并联管数方案下系统蓄热、取热及土壤热响应特性, 本文基于逐时进出口温度、土壤温度场及几何参数计算单位埋深换热量、累计蓄取热量、取热效率、等效热影响半径、FLS无量纲热响应及热干扰比例, 并辅以地下直管阻力趋势与工程实施因素分析。

2.1 单位埋深换热量

单位埋深换热量用于表征地埋管单位长度的换热能力。第*i*根地埋管的单位埋深换热量及系统平均单位埋深换热量分别为:

$$q_i = \frac{c_i m_i |\Delta T_i|}{L_i} \quad (7)$$

$$\bar{q} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n q_i \quad (8)$$

式中: q_i 为第*i*根地埋管的单位埋深换热量, W/m; $|\Delta T_i|$ 为第*i*根地埋管的进出口温差的绝对值, K; L_i 为第*i*根地埋管长度, m; $\bar{q}$ 为平均单位埋深换热量, W/m; n 为地埋管数量。

2.2 蓄热量、取热量与取热效率

地埋管在蓄热阶段通过高温流体向土壤注入热量, 在取热阶段通过低温流体从升温后的土壤中提取热量。蓄热量和取热量分别为:

$$Q_{\text{inj}} = 10^{-9} \int_{t_{\text{start}}}^{t_{\text{end}}} c_i m (T_{\text{in}} - T_{\text{out}}) dt \quad (9)$$

$$Q_{\text{ext}} = -10^{-9} \int_{t_{\text{start}}}^{t_{\text{end}}} c_i m (T_{\text{in}} - T_{\text{out}}) dt \quad (10)$$

式中: Q_{inj} 为蓄热阶段换热器向地下介质传递的累计注热量, GJ; Q_{ext} 为取热阶段循环流体从地下介质获得的累计取热量, GJ; t_{start} 和 t_{end} 分别为计算起止时间, s; dt 为时间步长, s。

取热效率用于表征一个运行周期内从地下储热体回收的热量相对于前期注入热量的比例, 其计算式为:

$$\eta = \frac{Q_{\text{ext}}}{Q_{\text{inj}}} \times 100\% \quad (11)$$

式中, η 为取热效率, %。需要说明的是, 本文 η 实质上表征地下储热体在一个蓄取热周期内的热回收比, 仅反映 $Q_{\text{ext}}/Q_{\text{inj}}$, 不包含循环泵功耗、辅助设备效率及其他系统能耗。

2.3 土壤温度统计指标与热影响半径

为分析不同并联管数方案下土壤热响应差异, 本文统计蓄热结束时各方案计算土壤域的体积平均温度、最高温度、最低温度及温差。由于不同管数对应单支路深度不同, 各构型土壤域深度和总体积也随之变化, 因此体积平均温度仅用于描述各自计算域内的总体温度水平, 不作为土壤总蓄热量或构型排序的直接依据。土壤温差定义为:

$$\Delta T_s = T_{\text{max}} - T_{\text{min}} \quad (12)$$

式中, ΔT_s 为温差, °C; T_{max} 和 T_{min} 分别为统计区域内土壤最高和最低温度, °C。

以初始土壤温度 $T_0=18^\circ\text{C}$ 为基准, 将蓄热结束时温升不小于 1°C 的区域定义为有效热影响区:

$$\theta_s = T_s^* - T_0 \quad (13)$$

$$A_h = \{A | \theta_s \geq 1^\circ\text{C}\} \quad (14)$$

为比较水平空间覆盖，以 18°C 初始温度为基准，将蓄热结束时温升 $\geq 1^\circ\text{C}$ 的三维受热区域投影到水平面并积分面积。所有方案采用相同阈值、时刻、坐标体系和积分程序；因多管温度场并非规则圆形，采用等效面积法计算热影响半径：

$$R_h = \sqrt{\frac{A_h}{\pi}} \quad (15)$$

式中， θ_s 为土壤温升， $^\circ\text{C}$ ； T_s^* 为蓄热结束时土壤温度， $^\circ\text{C}$ ； R_h 为等效热影响半径，m； A_h 为温升 $\geq 1^\circ\text{C}$ 区域的水平投影面积， m^2 。该指标表征水平受热范围，不等于整个三维土壤域的储热体积。

2.4 FLS-g 函数与热干扰评价

有限线热源（FLS）模型用于描述钻孔周围土壤的导热温度响应。参考相关理论[31]，各支路采用等热流有限线源表示，并通过响应叠加得到管场平均无量纲响应。需要说明的是，等热流假设用于构建统一的土壤侧理论响应尺度，并不意味着 CFD 计算中不同空间位置支路的实际换热负荷完全相同。FLS 不显式包含同轴套管内流动、管壁/回填热阻和水力过程，因此本文将作为土壤侧理论响应指标，而不等同于实际换热性能。钻孔壁温度可表示为：

$$T_b = T_k - \frac{q'(t)}{2\pi\lambda_s} g\left(\frac{t}{t_s}, \frac{r_b}{H}, \frac{D}{H}\right) \quad (16)$$

式中， T_b 为钻孔壁平均温度， $^\circ\text{C}$ ； T_k 为远场土壤初始温度， $^\circ\text{C}$ ； $q'(t)$ 为理论线热源单位埋深热流， W/m ； λ_s 为土壤导热系数， $\text{W/(m}\cdot\text{K)}$ ； r_b 为钻孔半径，m； H 为钻孔或等效支路长度，m； D 为为钻孔顶端埋深，m。特征时间 t_s 定义为：

$$t_s = \frac{H^2}{9\alpha_s} \quad (17)$$

其中， α_s 为土壤热扩散率， m^2/s ，可由下式计算：

$$\alpha_s = \frac{\lambda_s}{\rho_s c_s} \quad (18)$$

式中， ρ_s 为土壤密度， kg/m^3 ； c_s 为土壤比热容， $\text{J/(kg}\cdot\text{K)}$ 。

在 FLS 理论分析中，每根并联支路被等效为有限长度线热源。对于由 N 根并联支路组成的管群，其理论 g 函数可通过各支路之间的空间叠加获得：

$$g_{\text{FLS,field}} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N g_{\text{FLS}}\left(\frac{t}{t_s}, \frac{r_{ij}}{H}, \frac{D}{H}\right) \quad (19)$$

其中：

$$r_{ij} = r_b \quad (20)$$

$$r_{ij} = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2}, i \neq j \quad (21)$$

式中， (x_i, y_i) 和 (x_j, y_j) 分别为第 i 和第 j 根并联支路的平面坐标。 r_{ij} 为两支路之间的水平距离。该处理主要用于分析土壤侧理论热响应和管间热干扰，不涉及同轴套管内部流动、管壁热阻及流体侧换热细节。

本文总埋管长度保持不变，即：

$$L_{\text{tot}} = 400 \text{ m} \quad (22)$$

当并联管数为 N 时，单支路等效长度为：

$$H_N = \frac{L_{\text{tot}}}{N} \quad (23)$$

总埋管长度固定为 400 m， $H_N = \frac{400}{N}$ ；同时 s/H_N 和 r_b/H_N 及支路相对位置均随 N 变化。因此，FLS 结果反映固定总长度约束下的构型整体土壤响应，而非单一参数效应。

为使不同单支路长度的构型能够在统一尺度上

比较，引入无量纲时间 $\tau_N = \ln\left(\frac{t}{t_{s,N}}\right)$ 。对每个构型，

以 $\Delta\tau = 0.5$ 计算 FLS 响应相对变化率 $\delta_{g,N} = \frac{|g_{N(\tau_m)} - g_{N(\tau_m - \Delta\tau)}|}{g_{N(\tau_m)}} \times 100\%$ 。当 $\delta_{g,N}$ 连续 10 个采样点

低于 0.5% 时，认为该构型进入长时间低变化阶段。S1~S8 中最晚进入该阶段的是 S8，起点为 $\tau = 2.75$ ，因此所有构型统一采用 $\tau \in [2.75, 4.50]$ 作为平均区间；采样间隔 $\Delta\tau_{\text{samp}} = 0.05$ ，共 $M=36$ 个采样点。该公共无量纲时间窗口避免了人为选择不同区间造成的比较偏差。

$$g_{\text{FLS,ss},N} = \frac{1}{M} \sum_{m=1}^M g_{\text{FLS},N,m} \quad (24)$$

在上述公共窗口内的平均值记为 $g_{\text{FLS,ss}}$ ；下标 ss 仅表示本文定义的长时间低变化统计区间，不表示严格意义上的稳态（steady state）。由于不同 H_N 对应不同特征时间，相同 τ 并不代表完全相同的实际工程运行时长，因此 $g_{\text{FLS,ss}}$ 应解释为归一化的长时间理论土壤响应指标，而非相同实际时间后的系统性能，也不是无限时间“稳态值”。

为反映管间热干扰程度，本文将 FLS 理论响应

矩阵分解为对角自响应项和非对角相互响应项。其中，对角项表示各支路自身单位热流引起的温度响应，非对角项表示其他支路对目标支路产生的附加温度响应。支路自身热响应项和支路间相互热响应项分别表示为：

$$g_{\text{self},N} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N g_{ii} \quad (25)$$

$$g_{\text{inter},N} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^N g_{ij} \quad (26)$$

$$G_N^* = \frac{g_{\text{inter},N}}{g_{\text{self},N} + g_{\text{inter},N}} \quad (27)$$

式中， G_N^* 为热干扰占比； $g_{\text{self},N}$ 为支路自身热响应项； $g_{\text{inter},N}$ 为支路间相互热响应项。

2.5 水力趋势与工程实施评价方法

为回应并联支路数量增加可能带来的管路阻力、水泵功耗及施工复杂度变化，本文在不引入具体地区造价参数的前提下，增加水力趋势与工程实施比较。为仅比较支路长度和流速变化所导致的相对水力趋势，本文定义相对沿程阻力指标 I_h 。该指标未显式考虑摩阻系数随 Re 变化的影响，因此仅用于构型间趋势比较，不代表实际系统压降或循环泵功率。

$$I_{h,i} = \frac{L_i \cdot v_i^2}{L_1 \cdot v_1^2} \quad (28)$$

式中， L_i 和 v_i 分别为第 i 种并联管数方案的单支路长度和代表性流速。 I_h 以 $S1$ 为基准，仅用于比较并联支路沿程阻力的相对趋势，不包含分集水器、阀门、弯头及连接管等局部阻力；因此本文不根据 I_h 推算实际循环泵功率。

工程实施方面，各方案总埋管长度均为 400 m，按长度计价的主体钻孔和埋管工程具有共同基准，但按孔或支路计取的成孔固定项、孔口施工、分集水器接口、阀件、地表连接管及调试工作量会随 N 增加。为避免使用缺乏现场报价支撑的绝对造价，本文以 $S6$ 为基准定义新增支路的实施规模代理指标 $C_{\text{aux}}^* = \frac{N}{6}$ ，为便于表征 $S6$ 以后继续增加支路所对应的附加实施规模，以 $S6$ 作为归一化基准；该基准仅用于相对尺度表达，不参与 $S6$ 方案的热性能筛选。该指标仅反映支路数量增加的相对规模，不代表实际工程成本或施工复杂度与 N 呈线性关系；并以相邻方案取热效率增量 $\Delta\eta_i = \eta_i - \eta_{i-1}$ 评价新增支路的边际热收益。该比较不是全寿命周

期经济分析；完整经济性仍需结合地区钻井报价、设备价格、局部阻力、泵效率、电价和维护费用。

3 结果与讨论

3.1 并联管数对蓄热与取热性能的影响

图6对比了不同并联管数方案的累计蓄取热量和平均单位埋深换热量。由于各方案的总埋管长度、总质量流量及运行时长均保持一致，两类指标变化趋势相同，分别反映系统总体换热能力和单位长度换热强度。为直观区分蓄热与取热方向，图6(a)中取热量以负值形式绘制；式(10)、式(11)及正文分析中的 Q_{ext} 均表示取热量的正值。

由图6(a)和图6(b)可知，蓄热性能随并联管数增加呈先下降、后小幅回升的变化。 $S1$ 累计蓄热量约为 740 GJ，平均单位埋深蓄热量约为 179 W/m； $S4 \sim S5$ 降至约 650 GJ 和 157~158 W/m，降幅约为 12%。其原因是总流量固定时支路流量与流速下降，流体侧对流换热减弱；当管数增至 6~7 根后，更分散的热源扩大土壤参与范围，部分抵消该不利影响。 $S8$ 未继续提高，表明低流速与热影响区重叠开始限制空间扩展收益。

取热性能则随并联管数增加呈先提高后下降的趋势。 $S1$ 累计取热量约为 160 GJ，平均单位埋深取热量约为 40 W/m； $S6 \sim S7$ 提高至约 230 GJ 和 56~57 W/m，较 $S1$ 提高约 40%。多支路扩大了可参与释热的土壤范围，但 $S8$ 再次下降，说明新增空间覆盖已有限，低支路流速和管间热干扰逐渐占主导。

图7采用连续日历小时表示年度运行进程，虚线标示首年与次年的时间分界，因此跨年取热阶段在横坐标上延续至 8760 h 之后。图7进一步揭示了 $S1$ 、 $S6$ 和 $S8$ 的动态换热特征。蓄热和取热阶段的单位埋深换热率均表现为运行初期较高、随后快速衰减并逐渐趋稳。蓄热初期，入口流体与初始土壤之间温差较大，传热驱动力较强；随着管周土壤温度升高，局部热积累导致有效传热温差减小，换热过程逐步由流体—管壁间强换热转变为受土壤径向热扩散控制。取热初期，埋管附近储热区温度较高，可迅速向低温流体释放热量；随着近管区域热量被消耗，后期取热逐渐依赖远场土壤向管周区域的导热补充，因此换热率持续下降。

不同构型曲线的差异表明， $S1$ 具有较强的局

部蓄热能力，但取热阶段受热量空间分布集中限制；S6和S8能够使更大范围的土壤参与储热与释热，取热阶段整体换热率高于单根管方案，但S8并未表现出相对于S6的持续优势。由此可见，并

联管数方案对系统性能的影响由流体侧换热强度与土壤侧空间利用程度共同决定，S6在两者之间表现出较均衡的动态响应。

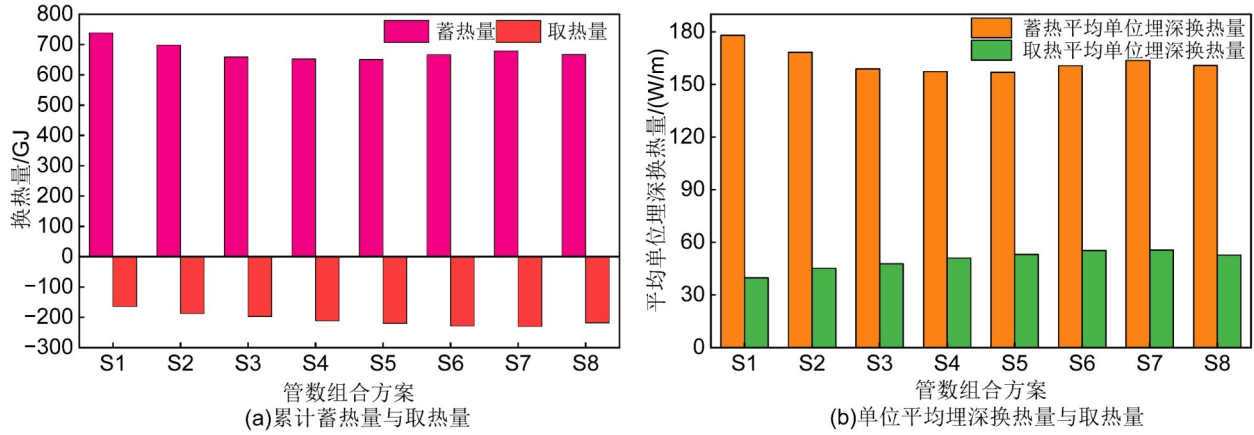


图6 不同并联管数方案换热器蓄、取热性能

Fig. 6 Heat injection and heat extraction performance of the heat exchangers under different numbers of parallel branches

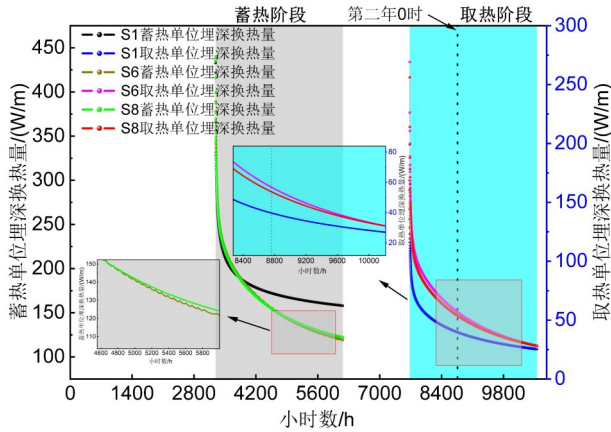


图7 典型并联管数方案蓄热与取热阶段逐时单位埋深换热热量

Fig. 7 Hourly heat transfer rates per unit borehole length during the heat-injection and heat-extraction stages for representative parallel-branch configurations

3.2 不同并联管数下的跨季节动态温度响应

为进一步体现跨季节运行特征，图8给出了S1~S8各方案在蓄热和取热阶段的土壤平均温度动态变化。各方案在蓄热阶段持续升温，在取热阶段持续降温，并联管数明显影响土壤温升及降温速率。过渡与恢复阶段不施加主动流动，其阶段末温度场连续传递至下一运行阶段，从而保证全年蓄热—过渡—取热—恢复过程的热状态连续性。

蓄热阶段，随着并联管数增加，土壤平均温度整体升高，表明分散布置的热源能够提高土壤参与储热的空间范围。其中，S1温升最缓，而S6~S8温升较为明显。结合等效热影响半径结果可知，S6至S8的等效热影响半径仅增加1.10%，说明高管数阶段新增支路带来的空间扩展已趋于饱和，土壤平均温度进一步升高更多表现为已有热影响区内的温度叠加，而非形成等比例增加的新储热空间。

取热阶段，各方案土壤平均温度均随运行时间持续下降。高管数方案由于取热开始时具有较高的土壤温度和较大的参与换热范围，初期释热驱动力较强，因而温度下降较快；随着近管区域热量不断释放，不同方案之间的温度差逐渐缩小，并在取热中后期表现出明显的收敛和交叉趋势。S8虽然蓄热结束时土壤平均温度最高，但其较低的单支路流量及更强的管间热干扰限制了热量向流体侧的有效传递，因此较高的土壤平均温度并未转化为最高的取热效率。值得注意的是，各方案取热阶段初始平均温度均低于蓄热阶段结束值，表明在无主动流动的过渡阶段，储热体仍通过土壤导热发生热扩散与温度衰减；高温方案的过渡期降温更为明显。

综合蓄、取热阶段的动态响应可见，并联管数对系统性能的影响并非单纯由储热体温升决定，而是土壤空间利用、支路换热能力及管间热干扰共同

作用的结果。需要说明的是,由于不同管数方案的土壤计算域深度及总体积存在差异,图8中的平均温度主要用于表征各方案自身的阶段性温度演化特

征,不作为不同构型总储热量大小的直接比较依据。

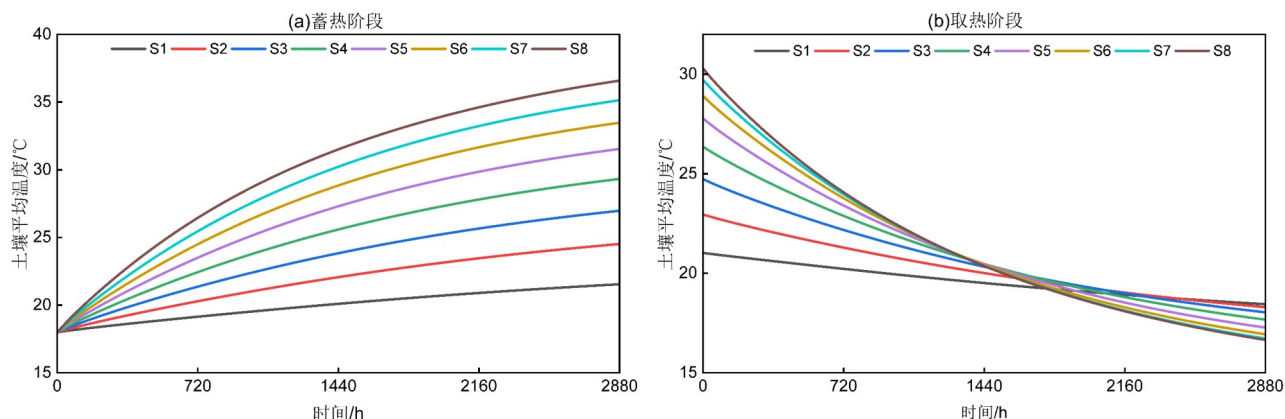


图8 不同并联管数方案蓄热与取热阶段土壤平均温度动态变化

Fig. 8 Dynamic average soil temperatures during the heat-storage and heat-extraction stages under different numbers of parallel branches

3.3 并联管数对取热效率的影响

图9给出了不同并联管数组合下系统取热效率的变化规律。图9表明,取热效率 η 随并联管数先升后降:由S1的22.312%升至S5的33.863%和S6的34.386%,随后S7、S8分别降至33.974%和32.775%。因此,在总埋管长度和总质量流量固定时,增加支路并不能持续提高热回收。

该变化取决于土壤储热空间利用程度与单支路换热能力之间的匹配。S1虽具有较高支路流速和局部换热强度,但储热集中于管周,远场土壤参与不足;S2~S6随热源数量增加,土壤储热范围扩大,取热效率持续提高。

S7~S8阶段,单支路流量进一步降低且相邻热影响区重叠增强,新增支路更多抬升已有储热区温度,而非形成新的可回收空间。因此,S6在空间利用、支路换热能力和热干扰之间形成较好的平衡。

3.4 土壤温度场分布与土壤热影响半径分析

为解释取热效率差异,表4统计了蓄热结束时各并联管数构型的土壤温度指标和等效热影响半径:有效热影响区定义为相对18°C初始温度升高 $\geq 1^\circ\text{C}$ 的区域。

由表4可知,随着并联支路数由1增加至8,土壤平均温度由21.543°C升高至36.590°C,等效热影响半径由6.135 m增大至7.359 m,但扩展呈

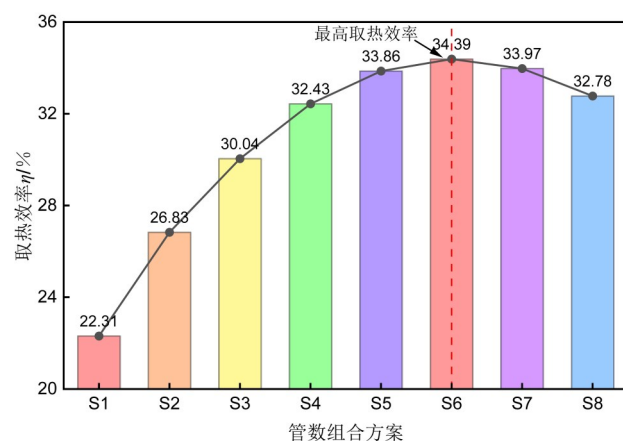


图9 不同并联管数方案下系统取热效率对比

Fig. 9 Comparison of system heat extraction efficiency under different numbers of parallel branches

明显边际递减: S1至S6增加18.65%; S6至S8仅增加1.10%。这表明6根以后新增支路主要强化已有热影响区内的温度叠加,而非显著扩展新的有效储热空间。

从温度峰值看,最高土壤温度由S1的57.135°C升至S5的65.147°C,随后小幅降至S8的64.282°C。说明中等管数阶段局部热积累增强,而继续增加支路后,热源更分散且单支路流动减弱,局部峰值不再上升。

图10进一步显示,S1高温区集中;S6各热影

响区相互连接,形成较连续储热区;S8虽平均温度更高,但 R_h 仅比S6增加1.10%,且热重叠更明显。由此,“土壤升温更多”并不等同于“热回收更高”,S6具有更协调的土壤侧—流体侧匹配。

表4 不同并联管数方案下蓄热结束时土壤温度统计结果
Table 4 Statistical results of soil temperature at the end of the heat injection period under different numbers of parallel branches

管数组 合方案	土壤平均 温度/℃	最高温 度/℃	最低温 度/℃	温差/℃	热影响 半径/m
S1	21.543	57.135	18.012	39.123	6.135
S2	24.519	60.747	18.031	42.716	6.752
S3	26.973	63.551	18.077	45.474	6.986
S4	29.327	64.559	18.121	46.438	7.130
S5	31.540	65.147	18.142	47.005	7.217
S6	33.476	64.942	18.191	46.751	7.279
S7	35.140	64.324	18.207	46.117	7.324
S8	36.590	64.282	18.111	46.171	7.359

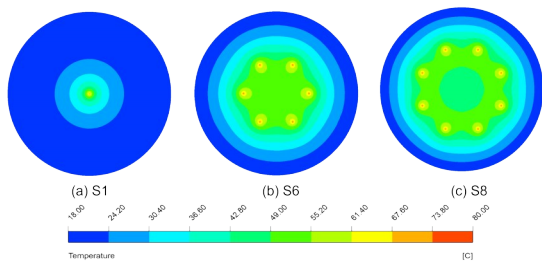


图10 三种典型并联管数方案蓄热结束时土壤温度场及热影响区对比

Fig. 10 Comparison of the soil temperature field and thermal influence zone at the end of the heat injection period for three representative parallel-branch schemes

3.5 基于FLS-g函数的热响应与管间热干扰机制分析

基于S1~S8实际平面布置、土壤热物性和支路间距矩阵计算FLS响应,并按2.4节得到 $g_{FLS,ss}$ 。该指标仅描述土壤导热侧理论响应,因此与CFD得到的取热效率和 R_h 联合分析,用于区分“理论响应增强”与“实际可回收热量提高”两个概念。

由于总埋管长度固定为400 m, N 增加会同步改变单支路深度、 s/H_N 及支路空间关系,因此 $g_{FLS,ss}$ 反映构型整体响应,不能解释为单一 s/H_N 或单一管数效应。

由表5和图11(a)可知, $g_{FLS,ss}$ 由S1的7.579增至S8的15.359,同时无量纲热干扰占比 G_N^* 由0增

至0.642。高管数阶段理论响应增幅明显收窄:S6至S8的 $g_{FLS,ss}$ 仅由14.978增至15.359,增幅2.54%,而 G_N^* 由0.614增至0.642。结合图11(b)可知,同期等效热影响半径仅由7.279 m增至7.359 m,说明新增支路扩大新受热区域的能力已趋于饱和,更多体现为已有受热区内的响应叠加。

取热效率与FLS理论响应呈现不同变化规律。S1至S6阶段,取热效率由22.312%提高至34.386%;继续增加至S7和S8后分别降至33.974%和32.775%。从S6到S8, $g_{FLS,ss}$ 增加2.54%,但取热效率下降1.611个百分点,说明更强的土壤温度响应已不能转化为更高的有效热回收。其物理机制是:一方面,热影响区扩展的边际收益趋近饱和;另一方面,单支路流量和流速继续降低,且管间温度场重叠增强,使流体侧有效换热温差及远场土壤补热能力同时受到限制。

综合周期热回收比、等效热影响半径、FLS热干扰和工程实施因素,S6取得最高取热效率34.386%,且 $R_h=7.279$ m已达到S8(7.359 m)的98.91%;继续增加至S7、S8后,空间覆盖增益很小而热干扰继续增强。因此,S6更适合作为本文受控边界下的构型转折点,而不是通过人为固定权重定义的“绝对最优”。

表5 不同并联管数方案下FLS-g函数、热干扰占比及取热效率

Table 5 FLS-g-function, thermal interference ratio, and heat extraction efficiency under different numbers of parallel branches

管数	单支路长度 /m	s/H_N	$g_{FLS,ss}$	热干扰 占比 G_N^*	取热效率 $\eta/\%$
1	400.00	0.0075	7.579	0.000	22.312
2	200.00	0.0150	10.104	0.319	26.834
3	133.33	0.0225	12.129	0.466	30.043
4	100.00	0.0300	13.508	0.542	32.434
5	80.00	0.0375	14.417	0.586	33.863
6	66.67	0.0450	14.978	0.614	34.386
7	57.14	0.0525	15.271	0.631	33.974
8	50.00	0.0600	15.359	0.642	32.775

注: $g_{FLS,ss}$ 为长时间FLS平均无量纲响应指标; G_N^* 为热干扰占比,二者均为无量纲指标。

3.6 水力趋势与工程实施因素分析

表6给出了不同并联管数方案的边际热收益、水力阻力相对趋势和工程实施因素分析。 I_h 由S1的1.000快速降至S6的0.0046和S8的0.0020,这

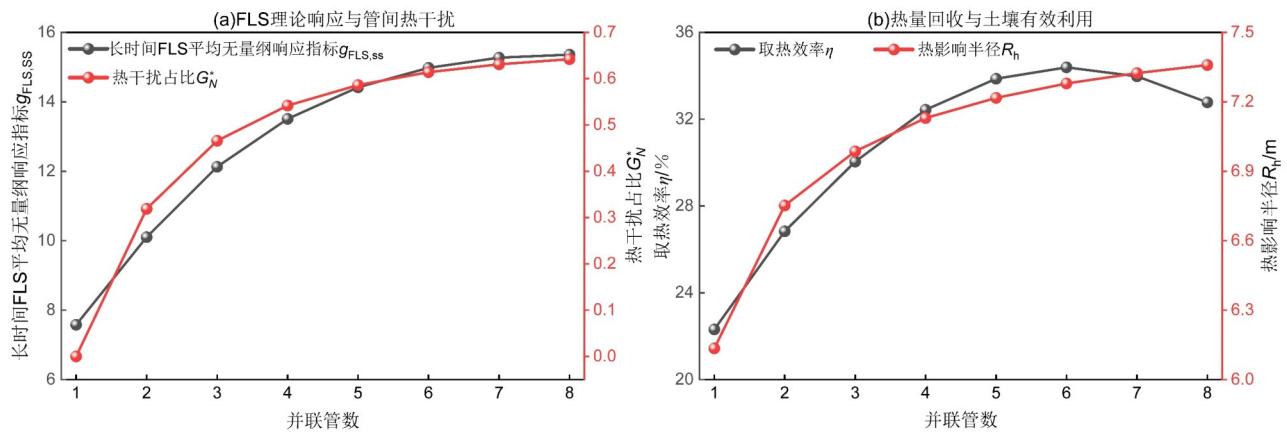


图 11 长时间 FLS 理论响应、管间热干扰、等效热影响半径与取热性能的耦合变化

Fig. 11 Coupled variation of long-time FLS response, inter-borehole interference, equivalent thermal-influence radius, and heat-extraction performance

表明，在相同管径、总流量固定的理想并联条件下，支路长度和单支路流量同时下降，使沿程阻力趋势降低。但实际系统压降还包含分集水器、阀门、三通、弯头及地表连接管等局部损失，而这些部件会随支路数增加，故不能直接换算实际压降或泵功。

工程实施因素方面，各方案总埋管长度均为 400 m，因此按长度线性计价的主体钻孔/埋管部分具有共同基准；随着并联支路增加，还会增加分集水器接口、阀件、连接管及施工调试等附加实施项。由于缺少现场报价，本文不进一步判断各项成本的实际占比。相较 S6，S7 和 S8 的实施规模代理指标分别提高 16.7% 和 33.3%，同时还增加孔口、接口、阀件及调试工作量，而取热效率下降 0.412 和 1.611 个百分点。同时，相邻方案的取热效率增量 $\Delta\eta$ 由 S2 的 +4.522 个百分点逐步衰减至 S6 的 +0.523 个百分点，并在 S7、S8 转为负值。由此可见，在本文约束下，6 根以后新增支路未获得热回收收益，却增加孔口、阀件、接口和调试工作量。由于缺少真实价格和完整水力数据，本文仅讨论实施因素与边际收益，不作绝对经济性或全寿命周期成本比较。

3.7 适用范围与局限性

本文旨在研究固定总埋管长度、固定总质量流量、最小相邻钻孔中心距 3 m 及既定布管区域条件下，并联管数变化及其伴随资源重新分配所产生的整体热响应差异，因此所得“6 根较优”并非可直接推广至所有场地、土壤类型和布管形式的普适最

表 6 不同并联管数方案的水力趋势与工程实施因素比较

Table 6 Comparison of hydraulic trends and engineering implementation factors among different parallel-branch schemes

方案	取热效率/%	相邻方案 $\Delta\eta$ /百分点	阻力趋势 I_h	实施规模代理指标 C_{aux}^*
S1	22.312	—	1.0000	0.167
S2	26.834	+4.522	0.1250	0.333
S3	30.043	+3.209	0.0370	0.500
S4	32.434	+2.391	0.0156	0.667
S5	33.863	+1.429	0.0080	0.833
S6	34.386	+0.523	0.0046	1.000
S7	33.974	-0.412	0.0029	1.167
S8	32.775	-1.199	0.0020	1.333

优值。不同管间距、不同平面布置、总流量控制方式和总埋管长度均可能改变热影响区重叠程度及流体侧换热。因此“S6 较合理”不应外推为普适最优。

模型仍存在四类主要局限。第一，土壤和循环水采用恒物性，未考虑土壤温湿耦合、地下水渗流以及水黏度随温度变化；对 S1 等较深支路，统一 18℃ 初始土壤温度也未包含实际地温梯度；此外，本文采用绝热地表边界，未考虑地表与大气之间的季节性换热。由于高管数方案的单支路埋深较浅，该简化对浅层构型的影响可能相对更明显，从而影响绝对热损失及性能转折点的具体位置。第二， R_h 采用 1℃ 阈值的水平投影面积，尚未开展 0.5、1.0 和 2.0℃ 等阈值敏感性检验。第三，现有验证已形成“单管同轴换热器土壤温度与出口流体温度双指

标直接定量验证—多管/季节性公开实验外部一致性检验—FLS理论交叉分析”的证据链，但仍缺少与本文同尺度、同几何和同跨季节边界的多管长期实测。第四，本文采用理想等流量并联分配，未显式模拟分集水器、阀件及支路水力失衡；仅表征地下直管段沿程阻力相对趋势，实际系统仍需结合完整管网及平衡调节进行水力设计。上述因素主要限制绝对预测精度和普适性，本文结果更适合用于统一假设下的相对比较和机理识别。

此外， I_h 仅为并联支路沿程阻力的相对趋势指标，工程实施比较也未包含完整局部阻力、泵效率、电价和地区报价，故不报告绝对泵功或成本。因此，本文结果更适合用于方案筛选和机理判断，而不应替代具体工程的详细水力设计、投资估算或普适构型优化。后续研究将重点开展多管跨季节实测试验验证，并考虑温湿耦合土壤、地下水渗流、不同布管形式与间距、多周期运行及全寿命周期经济评价。

4 结 论

在总埋管长度 400 m、最小相邻管中心距 3 m、总质量流量 1.24 kg/s 及直径 15 m 圆形布管区域约束下，对 S1~S8 的蓄取热性能、跨季节动态温度、土壤热影响范围、FLS-g 函数响应以及水力与工程实施因素进行了对比分析，主要结论如下：

(1) 并联数增加会同步降低单支路深度、流量和流速，并改变热源分布及管间相互作用，因此热回收呈非单调变化。本文比较的本质是固定地下资源在不同管场构型间的分配，而非孤立的管数效应。

(2) S6 至 S8 的等效热影响半径仅由 7.279 m 增至 7.359 m (+1.10%)，表明高管数阶段新增支路扩大新受热区域的边际收益已接近饱和。

(3) 统一无量纲窗口 $r \in [2.75, 4.50]$ 内， $g_{FLS,ss}$ 由 S1 的 7.579 增至 S8 的 15.359， G_N^* 由 0 升至 0.642。S6 至 S8 的 $g_{FLS,ss}$ 仍增加 2.54%，而取热效率由 34.386% 降至 32.775%，说明理论土壤响应增强不等同于实际热回收提高。

(4) 取热效率由 S1 的 22.312% 提高至 S6 的 34.386%，随后 S7、S8 降至 33.974% 和 32.775%。S6 的 R_h 已达到 S8 的 98.91%，继续增加支路后热回收边际收益转为负值，因此 S6 是本

文受控边界下空间覆盖、支路换热与热干扰竞争的构型转折点。

(5) 并联数增加使地下并联支路的沿程阻力相对趋势指标 I_h 降低，但全系统水力性能仍受内外流道摩擦、分集水器及局部阻力等因素控制；高管数同时增加孔口、接口、阀件和调试需求。相较 S6，S7 和 S8 实施规模代理指标分别提高 16.7% 和 33.3%，同时还增加孔口、接口、阀件及调试工作量，取热效率却下降 0.412 和 1.611 个百分点。从本文热性能边际收益、水力趋势及工程实施因素的相对比较来看，S6 可视为较合理的构型转折方案，但不代表考虑实际泵耗和全寿命周期成本后的经济最优。

本研究的价值在于揭示有限场地和固定工程资源条件下并联管数增加所产生的“土壤空间利用增益—流体侧换热弱化—管间热干扰增强”竞争机制，为跨季节地下直埋套管储热系统的支路数量筛选提供依据。需要指出的是，本文结论具有明确工况边界；未来将进一步考虑土壤温湿耦合与地下水渗流、不同管间距和布管形式、多周期长期运行及实测试验验证，并结合泵效率、设备投资、运行维护费用开展全寿命周期经济优化，以提升工程推广价值。

参 考 文 献

- [1] YANG T, LIU W, KRAMER G J, et al. Seasonal thermal energy storage: A techno-economic literature review[J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2021, 139: 110732. DOI:10.1016/j.rser.2021.110732.
- [2] MARUF M N I, MORALES-ESPAÑA G, SIJM J, et al. Classification, potential role, and modeling of power-to-heat and thermal energy storage in energy systems: A review[J]. *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, 2022, 53: 102553. DOI:10.1016/j.seta.2022.102553.
- [3] SIFNAIOS I, SNEUM D M, JENSEN A R, et al. The impact of large-scale thermal energy storage in the energy system[J]. *Applied Energy*, 2023, 349: 121663. DOI: 10.1016/j.apenergy.2023.121663.
- [4] SADEGHI H, JALALI R, SINGH R M. A review of borehole thermal energy storage and its integration into district heating systems[J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2024, 192: 114236. DOI:10.1016/j.rser.2023.114236.
- [5] WANG X, ZHANG H, CUI L, et al. Borehole thermal energy storage for building heating application: A review[J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2024, 203: 114772. DOI: 10.1016/j.rser.2024.114772.

- [6] WANG H T, LI S Q, LEI K K, et al. Performance analysis of cross seasonal thermal storage solar soil source heat pump drying system[J]. *Renewable Energy*, 2025, 241: 122202. DOI:10.1016/j.renene.2024.122202.
- [7] 徐德厚,周学志,徐玉杰,等. 新型地下跨季节复合储热系统性能规律[J]. *储能科学与技术*, 2021, 10(5): 1768-1776. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2021.0334.
XU D H, ZHOU X Z, XU Y J, et al. Performance law of a new composite seasonal underground thermal storage system[J]. *Energy Storage Science and Technology*, 2021, 10(5): 1768-1776.
- [8] 冯国会,卢伟东,王茜如,等. 运行参数及间歇启停策略对地埋管蓄热性能的影响[J]. *储能科学与技术*, 2025, 14(10): 3785-3795. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2025.0373.
FENG G H, LU W D, WANG X R, et al. Influence of operational parameters and intermittent start-stop strategy on thermal storage performance of ground heat exchangers[J]. *Energy Storage Science and Technology*, 2025, 14(10): 3785-3795.
- [9] 王春林,郭放,朱永利,等. 大规模太阳能跨季节土壤储热系统设计优化[J]. *太阳能学报*, 2021, 42(4): 320-327. DOI: 10.19912/j.0254-0096.tynxb.2019-1432.
WANG C L, GUO F, ZHU Y L, et al. Design and optimization of large-scale seasonal borehole thermal energy storage system for solar energy[J]. *Acta Energiae Solaris Sinica*, 2021, 42(4): 320-327.
- [10] 刘艳峰,宋梦瑶,周勇,等. 分区串并联式太阳能-地源热泵跨季节蓄热组合系统性能研究[J]. *太阳能学报*, 2021, 42(12): 71-79. DOI: 10.19912/j.0254-0096.tynxb.2020-0063.
LIU Y F, SONG M Y, ZHOU Y, et al. Research on performance of subarea series-parallel solar assisted ground source heat pump system[J]. *Acta Energiae Solaris Sinica*, 2021, 42(12): 71-79.
- [11] 邓军涛,王娟娟,郑建国. 不同管径和埋深地埋管换热器换热性能分析[J]. *太阳能学报*, 2021, 42(9): 416-421. DOI: 10.19912/j.0254-0096.tynxb.2019-0890.
DENG J T, WANG J J, ZHENG J G. Analysis on thermal performance of ground heat exchanger with various diameters and depths[J]. *Acta Energiae Solaris Sinica*, 2021, 42(9): 416-421.
- [12] 王洋,张丰收,鲁克文,等. 大型地埋管群地源热泵三维传热-渗流耦合模拟[J]. *太阳能学报*, 2024, 45(4): 302-310. DOI: 10.19912/j.0254-0096.tynxb.2022-1859.
WANG Y, ZHANG F S, LU K W, et al. Three-dimensional heat transfer-seepage coupling simulation of large-scale buried pipe cluster ground source heat pump system[J]. *Acta Energiae Solaris Sinica*, 2024, 45(4): 302-310.
- [13] 陈尚沅,李媛媛,邸莎,等. 影响垂直U型地埋管换热量的多因素回归分析[J]. *工程热物理学报*, 2024, 45(2): 351-358.
CHEN S Y, LI Y Y, DI S, et al. Multifactor regression analysis of heat transfer rate of vertical U-type ground heat exchanger[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2024, 45(2): 351-358.
- [14] CAI W, WANG F, CHEN C, et al. Long-term performance evaluation for deep borehole heat exchanger array under different soil thermal properties and system layouts[J]. *Energy*, 2022, 241: 122937. DOI:10.1016/j.energy.2021.122937.
- [15] BROWN C S, KOLO I, FALCONE G, et al. Investigating scalability of deep borehole heat exchangers: Numerical modelling of arrays with varied modes of operation[J]. *Renewable Energy*, 2023, 202: 442-452. DOI:10.1016/j.renene.2022.11.100.
- [16] ZHANG F, FANG L, JIA L, et al. A dimension reduction algorithm for numerical simulation of multi-borehole heat exchangers[J]. *Renewable Energy*, 2021, 179: 2235-2245. DOI: 10.1016/j.renene.2021.08.028.
- [17] ALAIE O, MADDADHAN R, HEIDARINEJAD G. Investigation of thermal interaction between shallow boreholes in a GSHE using the FLS-STRCM model[J]. *Renewable Energy*, 2021, 175: 1137-1150. DOI:10.1016/j.renene.2021.05.073.
- [18] CHENG N, ZHOU C, LUO Y, et al. Thermal behavior and performance of shallow-deep-mixed borehole heat exchanger array for sustainable building cooling and heating[J]. *Energy and Buildings*, 2023, 291: 113108. DOI:10.1016/j.enbuild.2023.113108.
- [19] HEIM E, STOFFEL P, DÜBER S, et al. Comparison of simulation tools for optimizing borehole heat exchanger field operation[J]. *Geothermal Energy*, 2024, 12: 24. DOI: 10.1186/s40517-024-00303-8.
- [20] KVALSVIK K, RAMSTAD R, HOLMBERG H, et al. Measurements and simulations of high-temperature borehole thermal energy storage in Drammen, Norway: Evaluation of thermal losses and thermal barrier[J]. *Geothermics*, 2025, 125: 103192. DOI:10.1016/j.geothermics.2024.103192.
- [21] JAVADI H, URCHUEGUÍA J F, BADENES B, et al. Laboratory and numerical study on innovative grouting materials applicable to borehole heat exchangers (BHE) and borehole thermal energy storage (BTES) systems[J]. *Renewable Energy*, 2022, 194: 788-804. DOI:10.1016/j.renene.2022.05.152.
- [22] CAO Z, ZHANG G, LIU Y, et al. Influence of backfilling phase change material on thermal performance of precast high-strength concrete energy pile[J]. *Renewable Energy*, 2022, 184: 374-390. DOI:10.1016/j.renene.2021.11.100.
- [23] TRIGUI A, ABDELMOULEH M. Improving the heat transfer of phase change composites for thermal energy storage by adding copper: Preparation and thermal properties[J]. *Sustainability*, 2023, 15(3): 1957. DOI:10.3390/su15031957.
- [24] ZHANG J J, WANG H T, CHENG Z D, et al. Study on heat transfer characteristics of directly buried casing energy storage body backfilled with phase change material[J]. *Journal of Energy Storage*, 2025, 114: 115857. DOI:10.1016/j.est.2025.115857.
- [25] POKHREL S, SASMITO A P, SAINOKI A, et al. Field-scale experimental and numerical analysis of a downhole coaxial heat exchanger for geothermal energy production[J]. *Renewable Energy*, 2022, 182: 521-535. DOI:10.1016/j.renene.2021.10.038.
- [26] CHEN H, TOMAC I. Technical review on coaxial deep borehole heat exchanger[J]. *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, 2023, 9: 120. DOI:10.1007/s40948-023-00659-4.

- [27] 吴珉,潘亚楠,侯正芳,等. 蓄取热工况下同轴套管式地埋管换热器周围土壤温度变化规律[J]. 流体机械, 2023, 51(6): 46-52+75. DOI: 10.3969/j.issn.1005-0329.2023.06.008.
- WU X, PAN Y N, HOU Z F, et al. Temperature variation of soil surrounding a coaxial casing-type ground heat exchanger under heat storage and extraction conditions[J]. Fluid Machinery, 2023, 51(6): 46-52, 75.
- [28] LUO Y, XU G, CHENG N. Proposing stratified segmented finite line source method for dynamic simulation of medium-deep coaxial borehole heat exchanger in multiple ground layers[J]. Renewable Energy, 2021, 179: 604-624. DOI: 10.1016/j.renene.2021.07.086.
- [29] HUANG S, ZHU K, DONG J, et al. Heat transfer performance of deep borehole heat exchanger with different operation modes[J]. Renewable Energy, 2022, 193: 645-656. DOI: 10.1016/j.renene.2022.05.055.
- [30] MA J, WANG H, LI Y, et al. Heating and storage of medium-deep borehole heat exchangers: Analysis of operational characteristics via an optimized analytical solution model[J]. Journal of Energy Storage, 2024, 90: 111760. DOI:10.1016/j.est.2024.111760.
- [31] CIMMINO M, BERNIER M, ADAMS F. A contribution towards the determination of g-functions using the finite line source[J]. Applied Thermal Engineering, 2013, 51(1/2): 401-412. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2012.07.044.
- [32] LI W, XU J, CHEN Y, et al. Heat transfer performance and optimal design of shallow coaxial ground heat exchangers[J]. Applied Thermal Engineering, 2024, 250: 123571. DOI:10.1016/j.applthermaleng.2024.123571.
- [33] QI D, PU L, MA Z, et al. Effects of ground heat exchangers with different connection configurations on the heating performance of GSHP systems[J]. Geothermics, 2019, 80: 20-30. DOI:10.1016/j.geothermics.2019.02.002.
- [34] CAI W, WANG F, CHEN S, et al. Analysis of heat extraction performance and long-term sustainability for multiple deep borehole heat exchanger array: A project-based study[J]. Applied Energy, 2021, 289: 116590. DOI:10.1016/j.apenergy.2021.116590.
- [35] YANG W, ZHANG Y, WANG F, et al. Experimental and numerical investigations on operation characteristics of seasonal borehole underground thermal energy storage[J]. Renewable Energy, 2023, 217: 119365. DOI:10.1016/j.renene.2023.119365.