考虑冻结管串并联的人工冻结壁发展数值模型[1]

张超[1,2,3,4,5]，王鸿飞[1,2]，罗珅[1,2]，刘铨鸿[6]，王翠霞[1,2,3,4,5]

(1.郑州大学 水利与交通学院,河南 郑州 450001；2.黄河实验室（郑州大学）,河南 郑州 450001；3.地下工程灾变防控省部共建协同创新中心，河南 郑州 450001；4.重大基础设施检测修复技术国家地方联合工程实验室，河南 郑州 450001；5.黄河实验室（河南），河南 郑州 450001；6.河南开放大学，河南 郑州 450008)

摘　要:【目的】探究冻结管串并联连接产生的管路拓扑效应及其对冻结壁发展的影响规律。【方法】基于冻土水-热耦合理论与非等温管流传质传热理论，提出了瞬态热质迁移与冻结管非等温管流耦合的数值分析方法，应用 COMSOL 建立了考虑冻结管管路拓扑效应的人工冻结法施工仿真模型。以河南省郑州市地铁 7 号线白庙站粉土-砂土复合地层的人工冻结法施工为例，研究了冻结管串并联连接方式对人工冻结壁发展过程的影响，提出了工程冻结管的优化连接方案。【结果】①人工冻结壁演变过程受地层因素影响显著，下部砂土平均降温速率约为上部细粒土的 2 倍，表现出明显的热力特性差异。②在足够的冻结强度下，饱和含水率θ_s=0.45 $m^3 \cdot m^{-3}$ 冻结壁交圈时间相比 0.35 $m^3 \cdot m^{-3}$ 提前 4 d，冻结壁厚度增大 0.4 m；同孔隙率下，流量 Q=100 $m^3 \cdot d^{-1}$ 交圈时间相比 5 $m^3 \cdot d^{-1}$ 提前 2 d，而冻结壁厚度增加不明显。③本文模型有效反映了冻结管空间热量沿程损失规律，能够准确计算串联冻结管进出口的冻结差异，提高冻结圈的径向与轴向异步冻结过程预测精度。④通过建立额定温度区间（ET）和次额定温度区间（CT）的核密度分布评价指标，提出了冻结管串并联拓扑结构合理性的评价方法，并以此优化了工程冻结管的串并联方案。【结论】采用冻土与串并联冻结管耦合的分析方法更有利于揭示冻结壁发展的发展规律，研究成果可为提高人工冻结法冻结效率和冻结管连接优化设计提供参考。

关键词:人工冻结壁;冻结管;管串并联;数值评价

中图分类号:U455.49　　**文献标识码**:A

人工冻结法（Artificial Ground Freezing, AGF）作为一种高效的地层加固技术，广泛应用于隧道、地铁及深基坑工程中。其核心在于通过冻结管循环冷媒，使土体形成渗透性低、强度高的稳定冻结壁，从而提供临时支护。如图 1 所示，冻结管幕是土体与冷液进行热交换的关键媒介。在成本控制与制冷机组负荷优化的双重约束下，工程实践中通常首先将 3~5 根冻结管串联连接，之后各串联组并联接入冻结机组，通过串并联结构的协同效应为周围土体持续提供冷量。

在冻土水-热-力耦合理论日益成熟的条件下[1-2]，人工冻结法（AGF）的温度场预测精度依赖于冻结管热交换过程的准确建模。FAN W H 和 YANG[3]通过构建三维数值模型揭示了冻结管道非均匀分布对温度场的影响规律，提出了热模型校准方法。LI X 等[4]采用 L8(27)正交试验，量化了对 8 个环境和工程参数对隧道热渗特性的敏感性。ZHANG S 等[5]研究了在渗流作用下冻结管的优化布局，得出渗流上游的冻结管与原设计冻结管段之间的最佳距离是动静环间距的 75%，上游一根管道的影响范围是冻结管道间距的 3~4 倍。LIU Y 等[6]提出了考虑冻结管斜向布置的冻结壁闭合判据。MARWAN A 等[7]基于水－热耦合模型，采用蚁群优化算法研究了全并联冻结管的最优空间布局。

收稿日期/Received:2025-09-30　　**修回日期**/Revised:2025-11-18

基金项目:国家自然科学基金资助项目(U2568213, 52178368);河南省重点研发专项项目(241111322700);河南省高校科技创新团队和人才培养计划项目(23IRTSTHN004, 23HASTIT007);中原英才计划—中原青年拔尖人才项目;河南省自然科学基金项目(242300421001)。

第一作者:张超(1984—),男,教授,博导,博士,从事工程修复材料的多尺度物理力学性能与提升、先进结构材料的设计与应用、冻土传质传热与致灾表征及其高聚物注浆防控理论与技术等方面的研究。E-mail:chao.zhang.zzu@outlook.com。

通信作者:王翠霞(1987—),女,副教授，硕导，博士,从事高聚物材料的物理力学性能、改性和应用、水输运微观形态和机理、纳米材料的动力学特性和纳米器件等方面的研究。E-mail:cuixia.wang@outlook.com。

WANG T 等[8]通过建立水－热耦合模型，研究了多圈冻结壁热物理参数不确定性，以及冻结管传热效率和人工冻结壁平均热流密度的统计分布特征。上述模型均基于冻结管恒温假设，忽略了冻结管沿程热交换导致的温度损失。冻结管与冻土耦合典型模型及其特点见表 1。ALZOUBI M A 等[9]和 YANG X 等[10]建立了考虑冻结管中流体温度动态变化的三维共轭传热模型，该模型通过耦合流体流动与热传递过程，能够准确预测冷却剂温度沿冻结管轴向的分布规律。然而，该模型假设冻结管系统为全并联布置方式，与实际工程中常见的串并联混合布置方式存在差异，可能影响模拟结果的准确性。SANGER F J 和 SAYLES[11]提出了分阶段模拟方法，将冻结过程划分为独立冻结和合并冻结两个阶段。虽然该方法简化了计算过程，但其假设相邻冻结管之间温度场独立发展的处理方式与实际情况存在偏差。ZHELNIN M 等[12]、ROUABHI A 等[13]和 VITEL M 等[14]开发了适用于人工地层冻结的降阶模型，通过引入对流换热边界条件，系统研究了冻结管边界与周围介质的换热过程。研究结果表明，冻结管内冷媒流动引起的热传递系数变化对地层中冻结锋面的演化具有决定性影响。该模型采用一维简化方法处理冻结管的传热问题，显著提高了计算效率，但其模拟结果的可靠性尚未通过实际工程数据验证。ALZOUBI M A 等[15]建立了基于计算流体力学（Computational Fluid Dynamics, CFD）的精细化模型，该模型能够详细描述冻结管内的流动特性。但该模型尚未完全考虑管壁传热特性与管内流体流动阻力对整体传热过程的影响，且由于计算资源需求较大，难以应用于大规模工程模拟。这些局限性在一定程度上制约了模型在实际工程中的应用价值。

综上，冻结壁的发育受温度场、渗流场及冻结管流场的复杂耦合作用影响，现有数值模型往往忽略管流流动热传导及管路拓扑结构的影响，导致预测精度不足，可能引发冻结壁交圈延迟或厚度不均等工程风险。为此，本文以郑州市轨道交通 7 号线一期工程 03 工区白庙站冷冻结清障项目为背景，建立地层温度、水分以及非等温管道流的全耦合瞬态分析模型，通过现场观测数据，验证本文模型的合理性。通过额定温度区间（Established Temperature, ET）和次额定温度区间（Collateral Temperature, CT）的核密度分布规律，研究冻结管的串并联拓扑结构对冻结壁发展的影响。

表 1　冻结管与冻土耦合典型模型及其特点

Tab.1　Typical models and their characteristics of freezing pipes coupled with frozen soil

模型	特点	局限性
并联模型[9-10]	管路温度均一	尚未考虑管路沿程热损
管-土单元模型[11]	分阶段冻结	缺乏管间温度场的相互影响
一维冻结管共轭降阶模型[12-14]	简化模型计算	串联传热特性未验证
精细化流体力学模型[15]	冻土与管路流体管耦合	难以用于大规模模拟

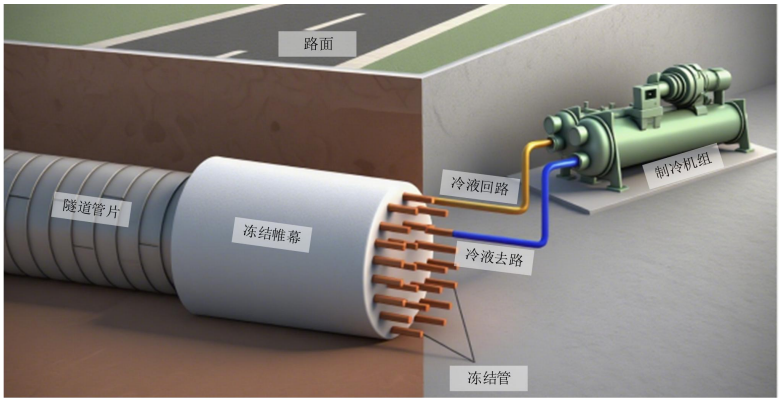


图 1　冻结法施工示意图

Fig.1　Schematic diagram of the freezing method construction

1　冻结管－冻土耦合模型

1.1　冻土水－热耦合模型

冻结土体假设为均质、连续和各向同性的多孔介质[16-18]。忽略渗流引起的对流传热项，则考虑水－冰相变潜热的冻土能量守恒方程为：

$$C_{\mathrm{v}}\frac{\partial T}{\partial t}=\lambda\nabla^2 T+L_{\mathrm{f}}\rho_{\mathrm{i}}\frac{\partial\theta_{\mathrm{i}}}{\partial t} \tag{1}$$

式中：T 为土温，°C；∇为微分算子；L_{f}为水冰相变潜热，取值为 334.5 kJ·kg^{-1}；ρ_{i}为冰的密度，900 kg·m^{-3}；θ_{i}为孔隙冰体积含量，m^3·m^{-3}；t 为时间，s；C_{v}、λ为冻土的有效体积热容以及导热系数。

饱和土体冻结过程中的λ、C_{v}可以由包含土体骨架、水和冰在内的导热系数和比热容通过体积平均近似计算[19]：

$$\lambda = \lambda_{\mathrm{p}}\theta_{\mathrm{p}} + \lambda_{\mathrm{l}}\theta_{\mathrm{l}} + \lambda_{\mathrm{i}}\theta_{\mathrm{i}} \tag{2}$$

$$C_{\mathrm{v}} = C_{\mathrm{p}}\theta_{\mathrm{p}} + C_{\mathrm{l}}\theta_{\mathrm{l}} + C_{\mathrm{i}}\theta_{\mathrm{i}} \tag{3}$$

式中：θ_{p}、θ_{l}、θ_{i}分别为土体骨架、水和冰的体积分数，$\mathrm{m^3\cdot m^{-3}}$；λ_{p}、λ_{l}、λ_{i}分别为土体骨架、液态水和冰的导热系数，$\mathrm{W\cdot(m\cdot{}^\circ C)^{-1}}$；$C_{\mathrm{p}}$、$C_{\mathrm{l}}$、$C_{\mathrm{i}}$分别为土体骨架、液态水和冰的体积比热容，$\mathrm{J\cdot(m^3\cdot{}^\circ C)^{-1}}$。

已有试验结果[20]表明，式(2)与式(3)随着冻土的温度降低而非线性变化。为提高大尺度三维模型的求解稳定性，赖远明等[21]提出C_{v}、λ简化计算方法：

$$C_{\mathrm{v}} = \begin{cases} C_{\mathrm{f}} & T < T_{\mathrm{f}} \\ \dfrac{L_{\mathrm{f}}}{2\Delta T} + \dfrac{C_{\mathrm{f}}+C_{\mathrm{u}}}{2} & T_{\mathrm{f}} \le T \le T_{\mathrm{t}} \\ C_{\mathrm{u}} & T > T_{\mathrm{t}} \end{cases} \tag{4}$$

$$\lambda = \begin{cases} \lambda_{\mathrm{f}} & T < T_{\mathrm{f}} \\ \lambda_{\mathrm{f}} + \dfrac{\lambda_{\mathrm{u}}-\lambda_{\mathrm{f}}}{2\Delta T}[T - T_{\mathrm{f}}] & T_{\mathrm{f}} \le T \le T_{\mathrm{t}} \\ \lambda_{\mathrm{u}} & T > T_{\mathrm{t}} \end{cases} \tag{5}$$

式中：T_{t}、T_{f} 分别为土壤冻结起始和冻结结束的温度，℃；ΔT为相变区间温度，℃；C_{u}、C_{f}分别为融土、冻土的体积比热容，$\mathrm{J\cdot(m^3\cdot{}^\circ C)^{-1}}$；$\lambda_{\mathrm{u}}$、$\lambda_{\mathrm{f}}$分别为融土、冻土的导热系数，$\mathrm{W\cdot(m\cdot{}^\circ C)^{-1}}$。

由于饱和土常温状态下θ_{l}为饱和含水率θ_{s}、$\theta_{\mathrm{i}}=0$，完全冻结状态下，$\theta_{\mathrm{l}}=0$、θ_{i}为饱和含水率θ_{s}，因此，λ_{u}、λ_{f}、C_{u}、C_{f}可表示为：

$$\lambda_{\mathrm{u}} = \lambda_{\mathrm{p}}(1-\theta_{\mathrm{s}}) + \lambda_{\mathrm{l}}\theta_{\mathrm{s}} \tag{6}$$

$$\lambda_{\mathrm{f}} = \lambda_{\mathrm{p}}(1-\theta_{\mathrm{s}}) + \lambda_{\mathrm{i}}\theta_{\mathrm{s}} \tag{7}$$

$$C_{\mathrm{u}} = C_{\mathrm{p}}(1-\theta_{\mathrm{s}}) + C_{\mathrm{l}}\theta_{\mathrm{s}} \tag{8}$$

$$C_{\mathrm{f}} = C_{\mathrm{p}}(1-\theta_{\mathrm{s}}) + C_{\mathrm{i}}\theta_{\mathrm{s}} \tag{9}$$

1.1.2 质量守恒方程

冻土中未冻水迁移可以广义达西定律来描述[22]。当不考虑盐分对水分迁移的影响下，根据Richards方程可建立考虑冰－水相变源项的质量守恒方程：

$$\rho_{\mathrm{w}}\left(\frac{C_{\mathrm{m}}}{\rho_{\mathrm{w}}g} + S_{\mathrm{e}}S_{\mathrm{p}}\right)\frac{\partial p}{\partial t} + \nabla\cdot\left(-k\left(\nabla p + \rho_{\mathrm{w}}\mathbf{g}\right)\right) = -\rho_{\mathrm{i}}\frac{\partial\theta_{\mathrm{i}}}{\partial t} \tag{10}$$

式中：p为土体的水压力，Pa；C_{m}为比水容量，$\mathrm{m^{-1}}$；S_{e}为等效饱和度，1；S_{p}为储水系数，$\mathrm{Pa^{-1}}$；$\boldsymbol{g}$为重力加速度矢量，以z轴负方向为正，其在z向分量值为9.81 $\mathrm{N\cdot kg^{-1}}$；k为渗透系数，$\mathrm{m\cdot s^{-1}}$。

应用Van Genuchten（简称VG）模型，引入冻土的水动力学参数[23]。其中，土中孔隙水成冰会降低土的渗透能力，可用体积含冰率相关的负指数函数对非饱和土渗透系数进行折减[24]。

1.1.3 冻结特征曲线

冻结特征曲线用于描述冻土中未冻水含量与负温的关系，是求解冻土水-热耦合的联系方程。假设冻融过程土体干密度的变化可忽略不计，则体积含冰率关于温度的显式表达[25]：

$$\theta_{\mathrm{i}} = \begin{cases} \left[1.1\left(\dfrac{T}{T_{\mathrm{f}}}\right)^{B} - 1\right]\theta_{\mathrm{u}}, & T < T_{\mathrm{f}} \\ 0, & T \ge T_{\mathrm{f}} \end{cases} \tag{11}$$

式中：θ_{i}为体积含冰率，$\mathrm{m^3\cdot m^{-3}}$；其他参数同上。

1.2 冻结管流模型

1.2.1 非等温管道流的传热控制方程

一维冻结管非等温管道流控制方程为：

$$\rho_{\mathrm{p}}AC_{\mathrm{p}}\frac{\partial T_p}{\partial t} + \rho_{\mathrm{p}}AC_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}}\mathbf{e_t}\cdot\nabla_{\mathrm{t}}T_{\mathrm{p}} = \nabla_{\mathrm{t}}\left(Ak_{\mathrm{p}}\nabla_{\mathrm{t}}T_{\mathrm{p}}\right) + Q_{\mathrm{f}} + Q_{\mathrm{wall}} \tag{12}$$

式中：T_{p}为管道流体的温度，℃；ρ_{p}为管道内流体的密度，$\mathrm{kg\cdot m^{-3}}$；A为管道截面积，$\mathrm{m^2}$；C_{p}为流体的定压热容，$\mathrm{J\cdot(kg\cdot{}^\circ C)^{-1}}$；$u_{\mathrm{p}}$为切向速度，$\mathrm{m\cdot s^{-1}}$；$\boldsymbol{e}_{\mathrm{t}}$为切向向量；$k_{\mathrm{p}}$为管壁导热系数，$\mathrm{W\cdot(m\cdot{}^\circ C)^{-1}}$；$Q_{\mathrm{f}}$为沿程热量损失，$\mathrm{W\cdot m^{-3}}$；$Q_{\mathrm{wall}}$为管壁传热，$\mathrm{W\cdot m^{-3}}$。

管道流沿程热量损失可由达西－威斯巴哈方程近似估算：

$$Q_{\mathrm{f}} = \frac{1}{2}f_{\mathrm{D}}\frac{\rho_{\mathrm{p}}A}{d_{\mathrm{h}}}\left|u_{\mathrm{p}}\right|u_{\mathrm{p}}^2 \tag{13}$$

式中：f_{D}为达西摩阻系数；d_{h}为冻结管直径，m。

在管道流动中，根据水力学沿程水头损失与局部损失计算理论，按冻结管的尺寸与材质（拉制钢管、长度为12 m、内径为89 mm，管内流量为5 $\mathrm{m^3\cdot d^{-1}}$、壁面粗糙度为0.001 5 mm，冷媒为盐水，流体密度为1 270 $\mathrm{kg\cdot m^{-3}}$，法兰串联接头阻力系数为0.5、180°弯头阻力系数为1.5），计算得到2根冻结管的沿程水头损失为3.22×10^{-4} m，局部水头损失为8.82×10^{-6} m，局部损失与沿程损失的比值约2.74%。在冻结管低流速、层流工况下，沿程损失是绝对的主导因素，局部水头损失可以忽略不计。因此，本文模型仅考虑管道流阻中的摩擦流阻。计算中采用Churchill摩擦模型[26]，摩擦系数计算为：

$$f_{\mathrm{D}} = 8\left[\left(\frac{8}{R_{\mathrm{e}}}\right)^{12} + (C_A + C_B)^{-1.5}\right]^{\frac{1}{12}} \tag{14}$$

$$C_{\mathrm{A}} = \left[-2.475\ln\left(\left(\frac{7}{R_{\mathrm{e}}}\right)^{0.9} + 0.27\left(\frac{e}{d_{\mathrm{h}}}\right)\right)\right]^{16} \tag{15}$$

$$C_{\mathrm{B}}=\left(\frac{37530}{R_{\mathrm{e}}}\right)^{16} \tag{16}$$

式中：R_{e}为雷诺数，1；C_{A}、C_{B}为摩擦因子相关系数，1；e为表面粗糙度，mm。

考虑冻结管管壁传热与管内部膜阻由傅里叶定律得管壁传热Q_{wall}：

$$Q_{\mathrm{wall}}=h_{\mathrm{z,eff}}\left(T-T_{\mathrm{p}}\right) \tag{17}$$

$$h_{\mathrm{z,eff}}=\frac{1}{\frac{1}{Z_0 h_{\mathrm{int}}}+\frac{1}{Z_1 T_{\mathrm{p}}}+\frac{\ln\left(\frac{r_1}{r_1-1}\right)}{2\pi k}} \tag{18}$$

$$h_{\mathrm{int}}=N_{\mathrm{u}}\frac{k}{d_{\mathrm{h}}} \tag{19}$$

$$N_{\mathrm{u}}=\max\left(N_{\mathrm{u,am}},N_{\mathrm{u,turb}}\right) \tag{20}$$

$$N_{\mathrm{u,turb}}=\frac{\frac{f_{\mathrm{D}}}{8}(R_{\mathrm{e}}-1000)P_{\mathrm{r}}}{1+12.7\sqrt{\frac{f_{\mathrm{D}}}{8}}\left(P_{\mathrm{r}}^{\frac{2}{3}}-1\right)} \tag{21}$$

式中：$h_{\mathrm{z,eff}}$为有效传热系数，W·(m·°C)$^{-1}$；T_{p}为管壁外部温度，°C；Z_0、Z_1分别为内壁周长、外壁周长，m；r_1为外壁半径，m；N_{u}为内部传热模型的努塞尔数，$N_{\mathrm{u,am}}$对于圆管取3.66；P_{r}为普朗特数。

1.2.2 串联冻结管流温度连续性方程

以河南省郑州市轨道交通7号线一期工程03工区白庙站人工冻结法施工段为例，冻结管管幕系统由多组串联配置的冻结管组成，并通过并联的方式连接至制冷机组，从而构成一个完整的冷媒循环回路。冻结管串并联连接示意图如图2所示。其中，图2（a）为冻结管构造，图2（b）为相邻冻结管连续条件，图2（c）为冻结方案的串并联方式。图2（c）采用蓝—红渐变表示串联冻结管的入口—出口温度上升的特征。从图2中不难发现，这种串—并联复合连接方式具有以下热力学边界特征：

所有串联支路入口的冷夜温度相同，均等于制冷机组冷液去路温度：

$$T_j^1=T_{\mathrm{cs}},j=1,2,3,\ldots \tag{22}$$

式中：T_j^1为第j条串联管支路的入口温度，°C；T_{cs}为总管冷液去路温度，°C。在入口处，管道流体温度：T_{P}=T_{cs}。

串联管中沿冻结管流动方向，冻结管入口温度与其前一根冻结管的出口温度相同，即：

$$T_i^1=T_{i-1}^2 \tag{23}$$

式中：T_i为串联支路中第i根冻结管的温度，°C；上标1、2为冻结管的入口和出口。

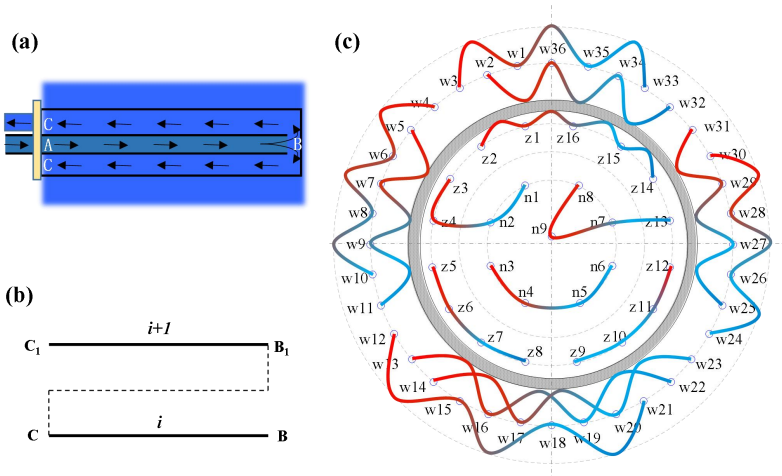


图2 冻结管连接方式示意图

Fig.2 Schematic diagram of freeze pipes connection method

1.3 耦合逻辑说明

区别于传统的人工冻结数值分析模型，本文模型中冻结管内外壁面的边界条件不应再被简化为固定的温度或热流密度，而应是动态的、由耦合计算自然得出的结果。具体地，通过第三类边界条件式(10)的方式实现冻结管内流体与管内壁的共轭传热。而在冻结管和土层间，则采用温度连续的方法，实现冻结管与土层耦合。

在COMSOL模型建立中，采用非等温管流单元模拟冻结管沿程热损以及管内流体与管内壁的热交换特征。继而通过广义拉伸算子，建立管内流体温度T_p与周围土体温度T的平衡关系，即温度连续性条件。

2 项目概况

白庙站隧道冻结段横断面冻结管布置如图3所示[27]。图3（a）为隧道冻结段截面地层条件，总设计冻结期为40 d，冻结壁平均温度低于−10 °C。图3（b）为冻结管布置图，隧道内外布置了61根直径为89 mm的冻结管。冻结期间对8个测温孔

位置实施温度监测（C1—C8），其中 C1—C4 用于监测形成完整冻结壁后冻结壁的发展情况；衬砌位于 W 圈与 Z 圈之间，C5 用于监测衬砌位置的温度，以判断该区域土体的冻结情况；C6—C8 均为内圈且分布于各圈层之间，主要用于观测内圈冻结帷幕的温度。

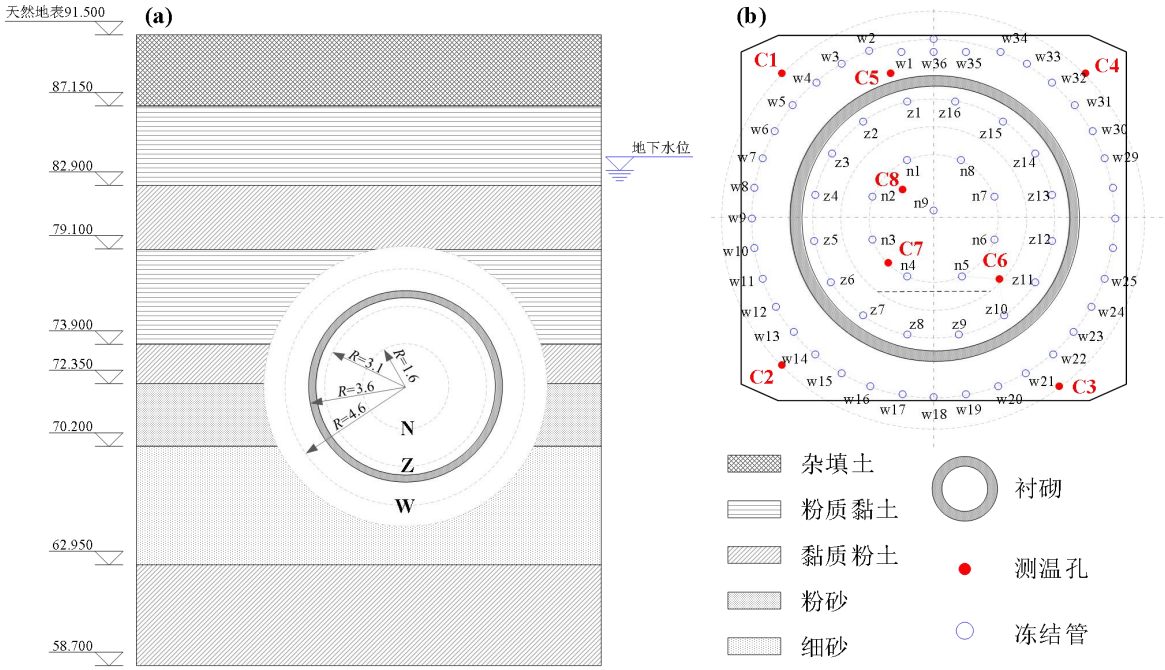


图 3　隧道冻结段截面地层条件与冻结管布置（单位：m）

Fig.3　Tunnel freezing section cross-section geological conditions and freezing pipes layout (unit: m)

3　人工冻结壁模型构建

3.1　地层简化及材料计算参数

由图 3（a）可知，冻结区域涉及粉质黏土、黏质粉土、粉砂和细砂 4 种地层。室内冻结参数试验结果见表 2。结果显示，粉质黏土与黏质粉土在水、热特征参数上差异不明显[28]。因此，为方便论述，本文模型以高程 z = 72.350 m 为界，分界以上称为细粒土层，以下称为砂土层。

表 2　土层水-热耦合计算参数

Tab.2　Soil water-heat coupling calculation parameters

土样		密度 ρ/（kg·m^{-3}）	导热系数λ/（W·(m·°C)$^{-1}$）	比热容 C/J·(kg·°C)$^{-1}$	冻结起始温度 T_t/°C	冻结结束温度 T_f/°C
粉质黏土	冻土	1 815	1.74	826.45	−0.04	−4.24
	融土		1.50	1 526.20		
黏质粉土	冻土	1 850	1.82	780.75	−0.22	−5.10
	融土		1.46	1 347.60		
粉砂	冻土	2 100	1.99	875.85	−1.29	−3.29
	融土		1.31	1 480.21		
细砂	冻土	2 156	2.06	544.10	−1.13	−3.15
	融土		1.29	1 383.60		

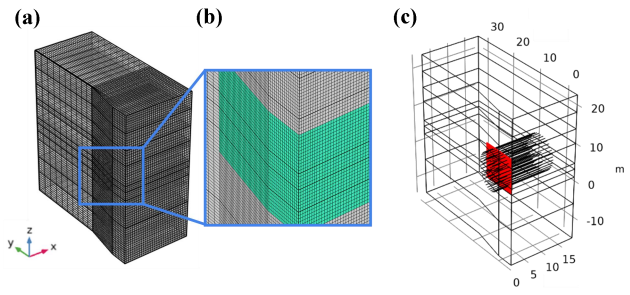
注：表中导热系数测定采用 DRE-2B 导热系数测定仪；质量比热容测定采用 BRR-3D 比热试验机；冻结温度测定仪器采用 MacroMR12－150H－Ⅱ型核磁共振测试系统。

3.2　有限元模型

模型长 35.6 m，宽 18.0 m，高 32.8 m，模型顶面为地面。模型采用映射和扫掠的方式进行划分网格（图 4（a）），加密模型核心计算部分（图 4（b）），完整模型统计共计单元数 54.81 万个，最小单元质量为 0.888 9，单元偏度均接近 1，整体网格质量划分良好。此外，将 x=4 m 界面作为观察截面（图 4（c））。

冻结管串并联位置图如图 2 所示，实际每组冻结管由入口管、中间管和出口管组成，中间管的数

量由每组冻结管用管数量确定，具体冻结管串并联连接次序如图 2（c）所示。



(a) 网格划分　　(b) 网格加密　　(c) 观察截面

图 4　有限元模型与观测截面选取

Fig.4　Finite element model and selection of observation cross sections

3.3　初始值与边界条件

3.3.1　温度场初始值与边界条件

计算过程中，假设地层温度分布均匀，且冻结管初始温度与地层温度一致，即土壤初始温度 $T|_{t=0}=T_0$，本文T_0取 10 ℃。

除模型右侧面，计算模型区域远大于冻结区域，故考虑为绝热边界，右侧面接近隧道右线，在土体冻结过程中，热传导被认为能量传递的主要机制，而对流传热相对于热传导的能量传递地道可以忽略不计[13-14]，故设为对流换热边界。计算时，传热系数h取 0.8 J·(kg·℃)$^{-1}$。

3.3.2　水分场初始值和边界条件

由地质报告知，该区域周围没有暗河或明流，隧道左右两侧地下水位线几乎一致，旁渗水对冻结过程的影响可忽略不计，因此，模型中设定的初始地下水位埋深为常数−10 m（z=81.5 m），且不考虑渗流对传热的影响。

3.3.3　冻结管流初始值与边界条件

冷液入管温度为−28 ℃，管出口压力为大气压。管中冷液流速为 5 m^3·d^{-1}，模型对 N_u 计算取值为 34.15。

3.3.4　耦合边界

采用装配体的形式单独划分冻结管为线单元，周围土体为体单元，利用广义拉伸的方法将冻结管的计算结果映射至同位置土体，以此实现冻结管与土层的温度耦合。

同理，根据式(24)、式(25)，应用线性拉伸的方法实现冻结管串联节点的温度连续边界条件。

3.4　求解过程

根据上述构建的冻结管−冻土耦合模型，引入各物理场初始值和边界条件以及所用模型参数，利用 COMSOL 有限元软件对其数值求解。计算过程分为两步：

（1）初始地温与地下水作用下的水、热稳态分析；

（2）水−热耦合的瞬态分析。瞬态初始时间步长为 1 s，最大时间步长为 1 min，计算总时间步长为 40 d。

4　结果分析

4.1　测温孔结果对比分析

图 5 绘制了 x=4 m 截面上 8 个观测点的温度模拟值与实测结果。首先，对称位置 C1/C4 与 C2/C3 的数据相近，验证了模型忽略渗流影响的合理性。整体上，模拟结果准确复现了各测点的温度变化趋势，尤其精准捕捉了冻结时刻及相变区（±2°C 内）的演化过程。除 C1、C4 外，其余 6 个测点均准确预测了相变起始时刻及温度平台期，表明本模型能可靠预测冻结壁交圈时间。在初始降温（T>5°C）与深度冻结（T<−5°C）阶段，计算与实测值存在偏差，这主要源于模型对地层的简化及未考虑地下水渗流的影响。

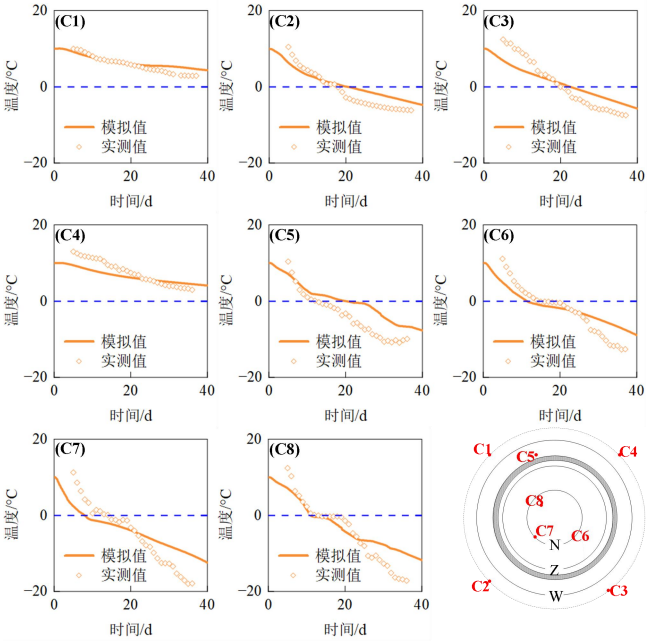


图 5　测温孔实测与模拟值对比

Fig.5　Comparison of measured and simulated values for monitoring boreholes

地层温度测点的空间分析表明，不同土层的冻结过程存在显著差异。位于细粒土层（粉质黏土、黏质粉土）的测孔 C1、C4、C5、C8 在主要相变区间（−2~0 ℃）内，计算与实测曲线均出现较长的温度平台，呈现典型的“平台效应”；而砂土层中的 C2、C3、C6、C7 平台期较短，表明其冻结更快。具体表现为：细粒土层的平均降温速率为 0.275 ℃·d^{-1}，40 d 后 C1、C4 仍处于正温；砂土层则为 0.55 ℃·d^{-1}，40 d 后 C2、C3 已冻结，冻结速

度约为细粒土层的两倍。这种异步性将导致砂土区冻结壁厚度显著大于细粒土区，若采用统一降温方案，不仅会降低冻结效率，更可能引起不均匀应力，威胁冻结帷幕的结构稳定。

冻结圈层分布进一步揭示了冷源配置的影响。N 圈上靠近串联冻结管入口（z8、z9）的 C7 测点温度最低（40 d 后实测−18.8 °C，模拟−16.3 °C）；而同在 N 圈但位于出口（n1、n2）附近的 C8 点温度略高（实测−18.2 °C，模拟−15.8 °C）。这说明当前串并联方式会加剧冻结壁的不均匀发育，而通过优化进出口位置与连接方式，则可有效补强薄弱区域。

4.2 冻结壁垂向厚度对比分析

不同冻结时期监测结果能够反映冻结壁的发展状态，采用瑞利波监测系统监测冻结壁发育情况[29]。图 6 绘制了冻结壁交圈后洞轴线上的竖向厚度（即过 n9 冻结管的 0 °C 等值线间竖向距离）随时间的变化情况。随着冻结时间的增加，冻结壁竖向厚度在冻结 10~20 d、20~35 d 和 35~40 d 表现为快速增大、后增速变缓并逐渐区域稳定的规律。在拟定的观测断面上，模型计算得到的结果与实测结果十分吻合，误差为±2%，表明本文模型对冻结壁发育厚度预测准确。

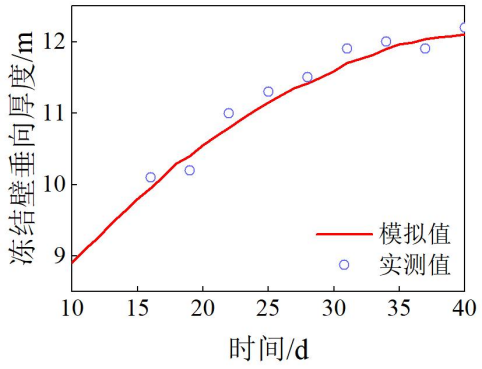


图 6 冻结壁垂向厚度瑞利波实测结果与模拟结果对比

Fig.6 Comparison of measured Rayleigh wave data with simulation results for vertical thickness of freezing wall

4.3 参数敏感性分析

为评价本文模型的适用性，选取对冻结壁形成影响较大的土层热参数与冻结管冷液流速作为可变参数进行单参数敏感性分析。根据依托工程中冻结区域土体θ_s（=0.39 $m^3 \cdot m^{-3}$），分别向上和向下取值 0.35 $m^3 \cdot m^{-3}$ 和 0.45 $m^3 \cdot m^{-3}$；此外，根据文献[14]中垂直冻结中冷液流量对冻结的影响，冷液流量 Q 取值分别为 5、50、100 $m^3 \cdot d^{-1}$。

4.3.1 饱和含水率对冻结壁厚度的影响

土层饱和含水率 θ_s 对冻结壁厚度的影响如图 7 所示。图 7 表明，θ_s 是控制冻结壁发展速度与最终厚度的关键因素。冻结壁厚度与θ_s 呈显著正相关：冻结 40 d 后，θ_s=0.45 的土层其冻结壁厚度较 θ_s=0.35 的土层增厚约 0.4 m，且其交圈时间提前了 4 d。机理在于，更高的θ_s 意味着更大的单位体积含水量与相变潜热，为完成相变需传递更多冷量，这减缓了冰锋面推移速度，从而形成更厚的冻结壁。长期来看，高θ_s 土体因总需冷量更大，达到极限厚度所需时间更长。因此，在高孔隙率地层施工需预留更长的积极冻结期。

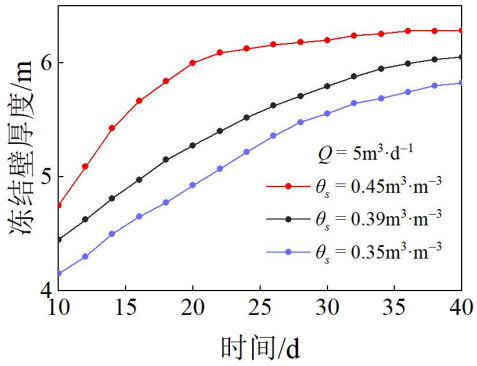


图 7 θ_s 对冻结壁厚度的影响

Fig.7 The effect of θ_s on the thickness of the freezing wall

4.3.2 冻结管冷液流量对冻结壁厚度的影响

图 8 揭示了冻结壁厚度随冷液流速增加而增大的规律，且其演化均呈现“线性增长-增速放缓-渐趋稳定”的三阶段特征。冻结初期，高流速（100 $m^3 \cdot d^{-1}$）可迅速克服土体热惰性，促使冻结壁快速增长；而低流速（5 $m^3 \cdot d^{-1}$）下则因供冷强度有限，发展缓慢。冻结 40 d 后，流速为 5、50、100 $m^3 \cdot d^{-1}$ 对应的冻结壁厚度分别为 6.02、6.13、6.18 m。与低流速条件相比，100 $m^3 \cdot d^{-1}$ 使交圈时间提前了 1.5~2 d，并使稳定生长速率提前 6~10 d 达成。值得注意的是，当流速提升至较高水平（如 50~100 $m^3 \cdot d^{-1}$），其对厚度的促进效应呈边际递减，后期厚度差值远低于低流速区间（如 5~50 $m^3 \cdot d^{-1}$）。这表明，过高的流速对最终厚度的提升有限，但会显著增加能耗，故存在一个兼顾效率与经济性的最优流速区间。

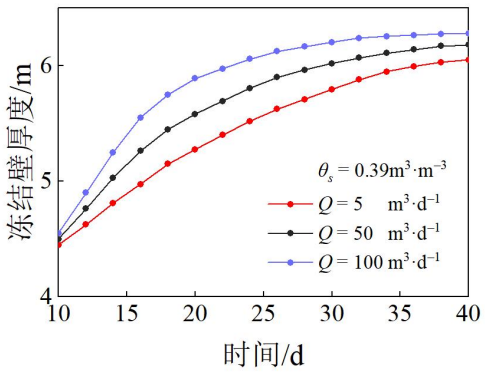


图 8　Q 对冻结壁厚度的影响

Fig.8　The effect of Q on the thickness of the freezing wall

4.4　冻结壁均匀性分析

为探究冻结管分布方式对冻结壁均匀性的影响，选取 x=4 m 横截面，绘制了串并联组合方案下 10、20、30、40 d 的温度场核密度热图及其边际分布（图 9）。图中红色与蓝色区域分别代表高温与低温，黄色等值线（0 ℃）标示冻结锋面。边际分布图则定量展示了水平与竖直方向上−10~0 ℃（红）与−28~−10 ℃（蓝）两个温度区间的分布情况。

图 9 清晰揭示了冻结过程的非均匀特性：在冻结管进口处首先形成多个离散的低温区，随后逐渐向外扩展并连接。然而，冻结 30 d 时（图 9（c）），尽管平均温度已降至−12.3 ℃，细粒土层中 N 圈与 Z 圈之间仍存在明显的未冻结区域。这一结果表明，仅凭平均温度或少量观测孔数据，难以准确评估冻结壁的完整性。本方案所采用的冻结管串联方式会致使局部区域冷量供应不足，可能形成渗流通道，构成工程安全隐患。

以冻结管冷液最低温度（−28 ℃）与冻结壁平均温度（<−10 ℃）为设计标准，将边际分布核密度曲线的温度区间划分为：−28~−10 ℃（额定区间，ET）与−10~0 ℃（次额定区间，CT）。图 9 的边际分布显示：冻结 10 d 时（图 9（a）），ET 比例接近零，CT 集中于 Y 轴中心线及 Z 轴中心线以下区域。随冻结进行（图 9（b）、图 9（c）），Y 轴方向 ET 密度逐渐增大并右移，CT 小幅增加；Z 轴方向因下部砂土冻结更快，ET 峰值明显下移。至冻结 40 d 时（图 9（d）），CT 增长有限，而 ET 密度显著提升：Y 轴最大值由 46 增至 110，Z 轴由 71 增至 156。此时，W 圈冻结管内砂土层平均温度（−20.1 ℃）远低于细粒土层（−9.5 ℃）；以 n9 管为原点，y=x 直线下侧区域平均温度为 −22.3 ℃，亦显著低于上侧的−12.5 ℃，充分揭示了冻结壁发育的强烈非均匀性。

应用边际分布核密度曲线可以进一步评价冻结管串联方式的合理性。如图 9（d）冻结 40 d 砂土层结果：Z 方向的 ET 峰值为 5.2 m，而 CT 峰值为 2.8 m（相对偏移量为−2.4 m），表明下层砂土显著高于上层黏土的冻结速率。这与温度观测的结果基本一致。反观 Y 方向的 ET 峰值则为 6.16 m，而 CT 峰值为 6.16 m（相对偏移量为 0.96 m），表明本工程的冻结管连接方式在 Y>5.2 m 区域的串联组合入口的冻结管较多，出现了土层区域性温度不均的结果，不利于人工冻结壁的均匀冻结。

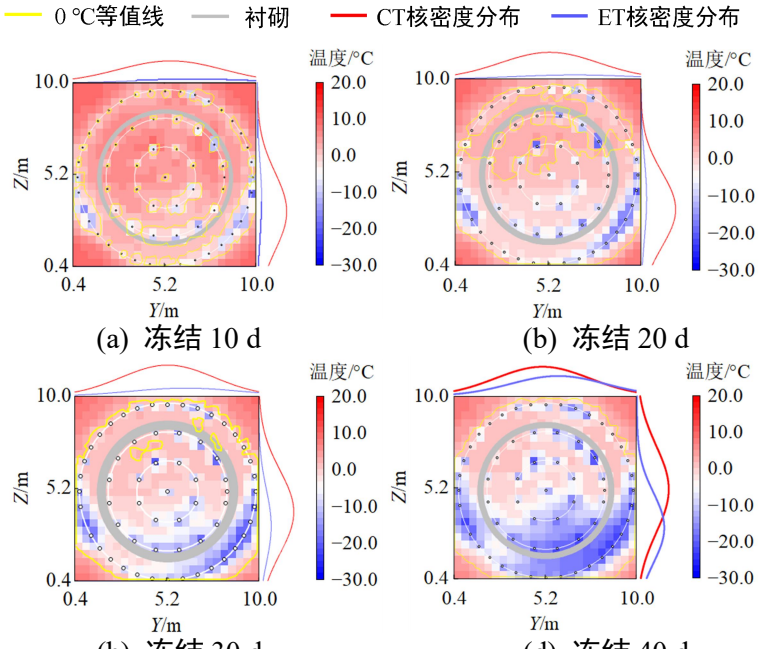


图 9　冻结管串并联方式下温度核密度热图

Fig.9　Thermal density distribution map of parallel and series connection mode of freezing pipes

4.5 冻结管串并联优化

为了优化人工冻结壁的发育状况，为冻结施工提供有效支撑，本文对冻结管串并联方案进行了拓扑优化，并模拟了冻结 40 d 过程中人工冻结壁的冻结效果。

4.5.1 串并联组合方案

遵循实际冻结法施工中管路低进高回、右进左回的原则，改变串并联组合入口管位置和每组串联冻结管的数量，得到共计 17 个串并联组合方案，见表 3。

在方案设计中，串联冻结管组的管数配置限定为 3 根、4 根和 5 根，主要基于以下两方面的工程考量：其一，当串联管数增至 6 根时，冷媒在沿程流动中冷量损失显著，导致出口端流体温度明显升高，使得末端冻结管周围土体的降温速率降低，从而延缓冻结帷幕的交圈时间，影响整体施工进度；其二，若串联管数少于 3 根，则系统所需管组数量将超过 30 组，这不仅增加了管路连接的复杂性，也会显著加大冻结机组的运行负荷，降低系统能效。

表 3 冻结管串并联方案

Tab.3 The series-parallel freezing pipe topology schemes

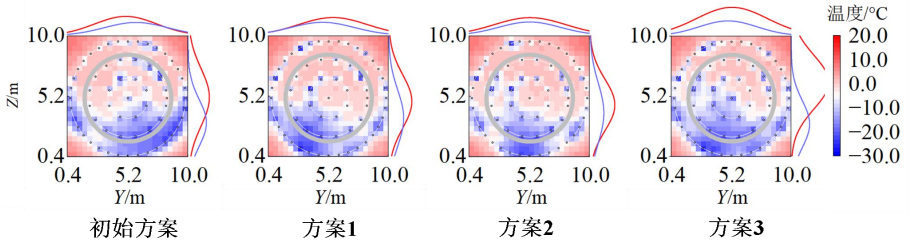
串并联组合方案	三管（组）	四管（组）	五管（组）	合计（组）
0（初始）	0	14（W、N、Z 圈）	1	15
1	0	9（W 圈）	5（N、Z 圈）	13
2	0	4（Z 圈）	9（W、N 圈）	14
3	0	14（W、Z 圈）	1（N 圈）	15
4	2	0	11（W、Z、N 圈）	13
5	7（Z、N 圈）	0	8（W 圈）	15
6	12（W 圈）	0	5（N、Z 圈）	17
7	17（W、Z 圈）	0	2（N 圈）	19
8	3（N 圈）	13（W、Z 圈）	0	16
9	7（Z、N 圈）	10（W 圈）	0	17
10	11（W 圈）	7（Z、N 圈）	0	18
11	15（W、N 圈）	4（Z 圈）	0	19
12	19（W、N、Z 圈）	1	0	20
13	2（N 圈）	5（Z 圈）	7（W 圈）	14
14	3	8（W 圈）	4（Z、N 圈）	15
15	4（N 圈）	6（W 圈）	5（W、Z）	15
16	6（W、N 圈）	7（W 圈）	3（Z 圈）	16
17	8（W、Z、N 圈）	8（W 圈）	1	17

4.5.2 优化方案结果分析

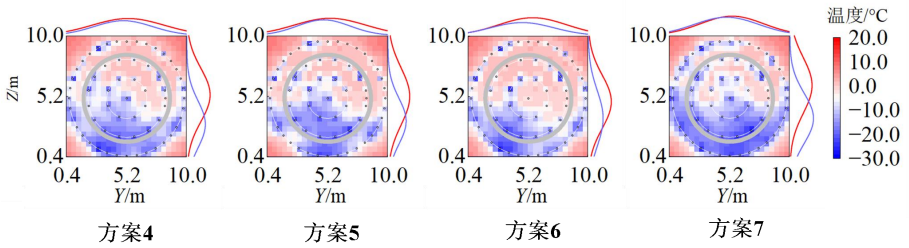
对所提方案分别进行模型计算并对比分析，得到 17 种方案冻结 40 d 结果如图 10 所示，ET/CT 分布差异明显，图中分别绘制了三管组为 0、四管组为 0、五管组为 0 和三、四、五混合的 4 类方案。图 10（a）中方案 3 的 ET/CT 峰值均大于其他三组；图 10（b）中 4 种方案 ET/CE 峰值接近，但方案 7 沿 *Y* 方向对称性最好，平均温度最低，为−14.8 °C；图 10（c）中方案 8 的 ET/CT 峰值最大，5 种方案的均匀性接近；图 10（d）的 5 种方案较其余方案均表现较差。由此分别得到 4 个类别中的较优方案：方案 3、方案 7 和方案 8。

分别绘制方案 3、方案 7 和方案 8 三种方案冻结 40 d 结果，如图 11 所示。图 11 结果显示，在 Y 方向上，冻结 40 d，方案 3、7 和 8 的 CT 和 ET 分布曲线相比初始方案均具有更好的对称性，但方案 3 的 ET 分布峰值均小于方案 7 和方案 8，同时 CE 分布偏大，即 *Y* 方向方案 3 冻结效果弱于方案 7 和方案 8；在 *Z* 方向上，方案 3、7 和 8 的 CE 和 ET 分布峰值均大于初始方案，以 *Z*=5 m 为界，*Z* 方向的冻结在方案 7 和方案 8 仅受地层土质影响，而方案 3 的 CT 分布峰值均明显大于初始方案、方案 7 和方案 8。从组合方案上看，方案 8 三管组合仅 3 组，四管组合有 13 组，与初始方案接近，但是其表现的温度均匀性明显优于初始方案。以传统平均温度对比，方案 3、方案 7 和方案 8 的平均温度分别为−11.2、−14.8、−13.9 °C，方案 7 平均温度结果表现最好，但该方案总组数为 19，多于初始方案、方案 3 和方案 8。从冻结时间上，冻结 20 d 中初始方案冻结效果最好；冻结 30 d 中方案 8

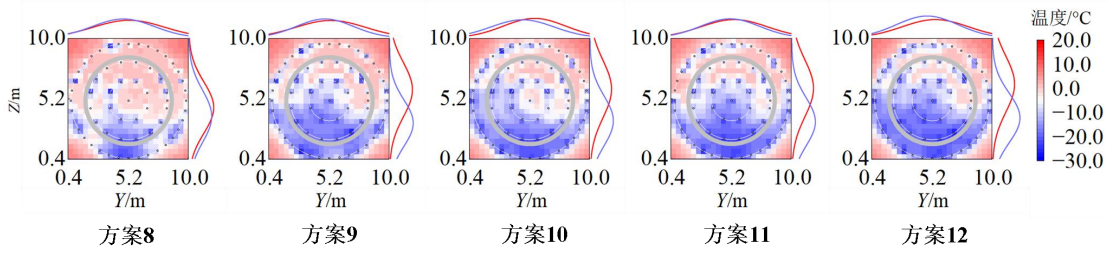
冻结效果最好。综合以上因素，得到最优冻结管串并联方案 8，此方案下冻结区域的温度分布沿 *Y* 方向几乎完全对称，平均温度相比初始方案降低了 3.4 ℃；与其他冻结方案相比，该方案仅比初始方案增加了 1 组串联管，得到了设计方案中最好的冻结效果。



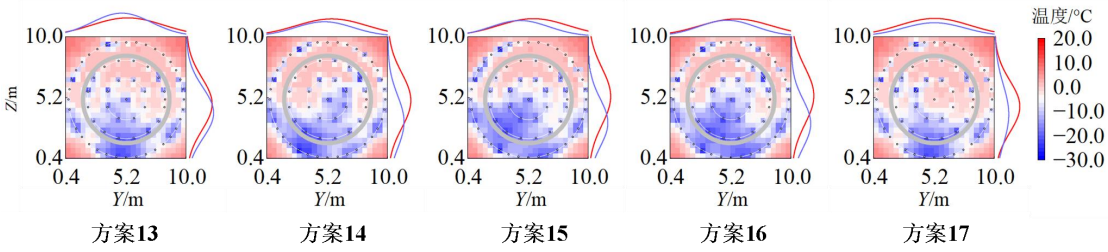
(a) 三管组为 0



(b) 四管组为 0



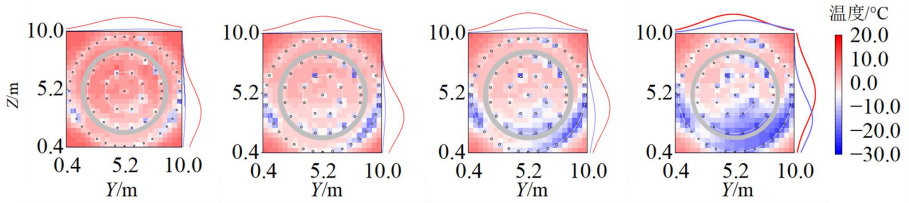
(c) 五管组为 0



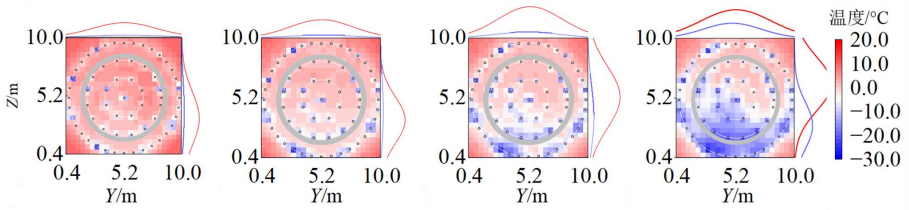
(d) 三、四、五管组混合

图 10　17 种方案冻结 40 d 温度核密度热图

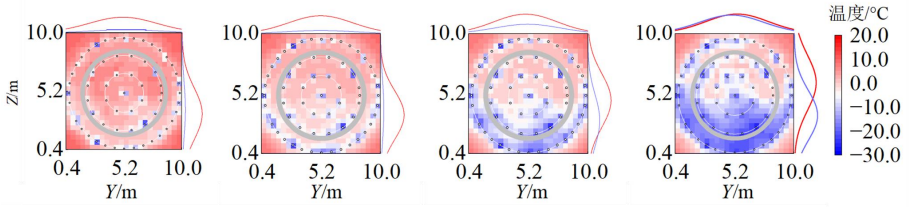
Fig.10　Comparison of 40-day freezing results for 17 cases



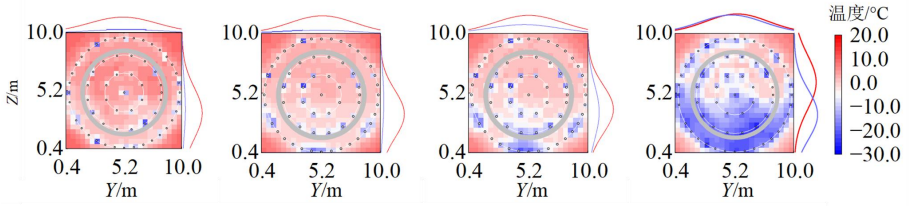
(a) 初始方案



(b) 方案 3



(c) 方案 7



(d) 方案 8

图 11　4 种串并联方案温度核密度热图

Fig.11　Comparison of four freezing pipe string parallel-series cases

5 结论

本文以郑州市地铁 7 号线白庙站隧道冻结工程为基础，从数值模拟、室内试验和现场监测的角度，分析了冻结管串并联引起的人工冻结壁不均匀发展。根据以上内容，可以得出以下结论：

1）本文提出的人工冻土地层热质与冻结管非等温渗流耦合模型能够较好反映复合地层主要相变的时刻与时长，可有效预测人工冻结壁发育位置和闭合时间。

2）工程中土体孔隙率和管内冷液流量分别与冻结壁厚度呈正相关。在足够的冻结强度下，地层含水率越高，越有利于加快冻结壁的交圈，形成的冻结壁厚度亦越大。而在地层含水率一定时，大幅提升冻结管的流量仅提前冻结壁的交圈时间，对冻结壁的极限厚度影响不明显。

3）冻结壁发展表现出明显的冻结管离散式的局部径向冻结－环向管间连通－环厚增长的发育模式。工程中的冻结管串并联导致冻结壁的 n1 与 z2 连线区域温度大于 0 °C，降温滞后，易导致冻结壁抗渗性与稳定性的错误评判。

4）冻结 40 d 中，Y、Z 方向的 ET 峰值分别增加了 64、85，且逐渐向对称轴方向偏移。以 ET 与 CT 核密度分布峰值的相对偏移量和增量来判断冻结地层的区域性温度分布，优化了冻结管的串并联方案，得到该模式下最优的串并联方案 8。通过 ET 与 CT 核密度分布有助于合理评价冻结管串并联进出口的冷却效果，可为工程布管提供优化依据。

参 考 文 献

[1] 荣传新,屠卓,龙伟,等.地下水渗流富水砂层竖井冻结温度场时空演化规律及敏感性分析[J].隧道建设(中英文),2025,45(2):268-283.[RONG C X, TU Z, LONG W, et al. Spatio-temporal evolution pattern and sensitivity analysis of freezing temperature field of shaft in water-rich sand layer with groundwater seepage[J]. Tunnel Construction, 2025, 45(2): 268-283.]

[2] 王长虹,魏永青,张海东,等.地铁车站下水平冻结过程中冻胀的热-水-力耦合模型研究[J].岩土力学,2024,45(9):2775-2785,2796.[WANG C H, WEI Y Q, ZHANG D H, et al. Thermo-hydro-mechanical coupling model of frost heave during horizontal freezing under subway station[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024,45(9):2775-2785,2796.]

[3] FAN W H, YANG P. Ground temperature characteristics during artificial freezing around a subway cross passage[J]. Transportation Geotechnics, 2019, 20: 100250.

[4] LI X, LIU S, LI X K, et al. Evolution law and calculation model of closure time in artificial ground freezing[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2025, 157: 106358.

[5] ZHANG S, ZHANG J W, HAN Y F, et al. Research on

layout optimization of freezing pipes based on numerical calculation of hydro-thermal model[C]//IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. IOP Publishing, 2020, 446(2): 022014.

[6] LIU Y, LI K Q, LI D Q, et al. Coupled thermal-hydraulic modeling of artificial ground freezing with uncertainties in pipe inclination and thermal conductivity[J]. Acta Geotechnica, 2022, 17(1): 257-274.

[7] MARWAN A, ZHOU M M, ABDELREHIM M Z, et al. Optimization of artificial ground freezing in tunneling in the presence of seepage flow[J]. Computers and Geotechnics, 2016, 75: 112-125.

[8] WANG T, ZHOU G Q, XU D Q, et al. Field experiment and stochastic model of uncertain thermal processes of artificial frozen wall around multi-circle freezing pipe[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2021, 160: 106658.

[9] ALZOUBI M A, ZUETER A, NIE-ROUQUETTE A, et al. Freezing on demand: A new concept for mine safety and energy savings in wet underground mines[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2019, 29(4): 621-627.

[10] YANG X, JI Z, ZHANG P, et al. Model test and numerical simulation on the development of artificially freezing wall in sandy layers considering water seepage[J]. Transportation Geotechnics, 2019, 21: 100293.

[11] SANGER F J, SAYLES F H. Thermal and rheological computations for artificially frozen ground construction[J]. Engineering Geology, 1979, 13(1/2/3/4): 311-337.

[12] ZHELNIN M, KOSTINA A, PROKHOROV A, et al. Coupled thermo-hydro-mechanical modeling of frost heave and water migration during artificial freezing of soils for mineshaft sinking[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2022, 14(2): 537-559.

[13] ROUABHI A, TIJANI M, STAB O, et al. A semi-analytical approach for modelling heat transfer during salt-cavern leaching process[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2008, 32(13): 1617-1634.

[14] VITEL M, ROUABHI A, TIJANI M, et al. Modeling heat transfer between a freeze pipe and the surrounding ground during artificial ground freezing activities[J]. Computers and Geotechnics, 2015, 63: 99-111.

[15] ALZOUBI M A, NIE-ROUQUETTE A, SASMITO A P. Conjugate heat transfer in artificial ground freezing using enthalpy-porosity method: experiments and model validation[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2018, 126: 740-752.

[16] WANG Y T, LIU Y Q, CUI Y, et al. Numerical simulation of soil freezing and associated pipe deformation in ground heat exchangers[J]. Geothermics, 2018, 74: 112-120.

[17] LI X K, LI X, LIU S, et al. Thermal-seepage coupled numerical simulation methodology for the artificial ground freezing process[J]. Computers and Geotechnics, 2023, 156: 105246.

[18] WANG C X, ZHANG C H, ZHANG C, et al. Water migration driven by temperature gradients in confined clay channels[J]. Geoderma, 2025,464:117594.

[19] MCKENZIE J M, VOSS C I, SIEGEL D I. Groundwater flow with energy transport and water-ice phase change: numerical simulations, benchmarks, and application to freezing in peat bogs[J]. Advances in Water Resources, 2007, 30(4): 966-983.

[20] BI J, LI L, LIU Z, et al. Assessment and enhancement of soil freezing characteristic curve estimation models[J]. Cold Regions Science and Technology, 2024, 218: 104090.

[21] LAI Y M, WU Z, ZHU Y, et al. Nonlinear analysis for the coupled problem of temperature and seepage fields in cold regions tunnels[J]. Cold Regions Science and Technology, 1999, 29(1): 89-96.

[22] HARLAN R L. Analysis of coupled heat-fluid transport in partially frozen soil[J]. Water Resources Research, 1973, 9(5): 1314-1323.

[23] 刘铨鸿,郭明,王正中,等.寒区河湖与灌排渠道模袋混凝土护岸冻胀破坏机理[J].水利学报,2022,53(2):230-242.[LIU Q H, GUO M, WANG Z Z, et al. Frost failure mechanism of fabriform concrete protection for rivers, lochs and irrigation and drainage canals in cold regions[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2022, 53(2): 230-242.]

[24] CHENG S H, ENGEL B A, LIU R, et al. Impedance factor of hydraulic conductivity for frozen soil based on ice segregation theory and its application[J]. Water Resources Research, 2023, 59(6): e2022WR033876.

[25] 白青波, 李旭, 田亚护, 等. 冻土水热耦合方程及数值模拟研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(增刊 2): 131-136. [BAI Q B, LI X, TIAN Y H, et al. Research on the water-heat coupling equation and numerical simulation of frozen soil[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(S2): 131-136.]

[26] CHEN N H. An explicit equation for friction factor in pipe[J]. Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals, 1979, 18(3): 296-297.

[27] 杨文辉,吴国斌,潘建华,等.昆明市地铁深基坑岩土工程层组划分研究[J].华北水利水电大学学报(自然科学版),2023,44(2):80-89.[YANG W H, WU G B,PAN J H, et al. Study on the geotechnical layer group division of deep foundation pit of subway in Kunming City[J]. Journal of North China University of Water Resources and Electric Power（Natural Science Edition）, 2023,44(2):80-89.]

[28] 韩啸,贺睿,王理想.冻融与浸泡下分散性黏土物化与压缩变形特性研究[J].华北水利水电大学学报(自然科学版),2025,46(4):151-160.[HAN X, HE R, WANG L X. Study on the physicochemical and compressive deformation characteristics of dispersive clay under freeze-thaw cycles and immersion conditions[J]. Journal of North China University of Water Resources and Electric Power（Natural Science Edition）, 2025, 46(4): 151-160]

[29] WANG J, ZHANG F, YANG Z J. Anisotropy in small-strain shear modulus of permafrost at rising temperatures[J]. Cold Regions Science and Technology, 2019, 160: 1-12.

Numerical Model for Artificial Freezing Wall Development Considering Series and Parallel of Freezing Pipes

ZHANG Chao[1,2,3,4,5], WANG Hongfei[1,2], LUO Shen[1,2], LIU Quanhong[6], WANG Cuixia[1,2,3,4,5]

(1.School of Water Conservancy and Transportation, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. Yellow River Laboratory (Zhengzhou University), Zhengzhou 450001 China; 3.Collaborative Innovation Center for Disaster Prevention and Control of Underground Engineering Jointly Built by Provinces and Ministries, Zhengzhou 450001, China; 4.National Local Joint Engineering Laboratory of Major Infrastructure Testing and Rehabilitation Technology, Zhengzhou 450001, China; 5.Yellow River Laboratory (Henan), Zhengzhou 450001, China; 6.Henan Open University, Zhengzhou 450008, China)

Abstract:【Objective】 To investigate the topological effects of freezing pipe circuits resulting from series-parallel connections and their impact on the development of the freezing wall.**【Methods】** Based on the theory of water-heat coupling in frozen soil and the theory of mass and heat transfer in non-isothermal pipe flow, this paper proposes a numerical analysis method for transient water-heat and non-isothermal pipe flow fully coupled. By COMSOL, a simulation model of artificial freezing construction considering the topological effects of freezing pipes is established. Taking the artificial freezing method construction at Baimiao Station on Zhengzhou Metro Line 7 in Henan Province as an example, this paper investigates the impact of parallel and series connection configurations for freezing pipes on the development process of artificial frozen walls, and proposes an optimised connection scheme for engineering freezing pipes.**【Results】** (1) The evolution of artificial freezing wall is significantly influenced by stratigraphic factors. The average cooling rate of the lower sandy soil is approximately twice that of the upper fine-grained soil. (2) At sufficient freezing strength, the freezing wall with a saturated water content θ_s = 0.45 $m^3 \cdot m^{-3}$ exhibits a cycle time advancement of 4 days and a freezing wall thickness increase of 0.4 m compared to 0.35 $m^3 \cdot m^{-3}$. At the same porosity, the closure time for a flow rate Q = 100 $m^3 \cdot d^{-1}$ is advanced by 2 days compared to 5 $m^3 \cdot d^{-1}$. But the increase in freezing wall thickness is not significant. (3) The model effectively reflects the pattern of heat loss along the freezing pipes space and can accurately calculate the freezing difference between the inlet and outlet of the series-connected freezing pipes. Within the freezing zone, the predictive accuracy for radial and axial asynchronous freezing processes has been enhanced.(4) By establishing evaluation indicators for the kernel density distribution of the rated temperature range (ET) and sub-rated temperature range (CT), an evaluation method for the rationality of freezing pipe series-parallel topology structure is proposed. The series-parallel configuration of the freeze pipes for this project has been optimised.**【Conclusion】** The analytical approach employing a coupled system of frozen soil and series-parallel freezing pipes proves more effective in elucidating the developmental patterns of freezing wall. The research findings may serve as a reference for enhancing the freezing efficiency of artificial freezing methods and optimising the design of freezing pipe connections.

Keywords: artificial freezing wall; freezing pipe; pipe series and parallel connection; numerical evaluation