

高水温隧道温度场演变规律及注浆堵水隔热效果分析

陈树杰^{1,2}, 朱正国^{1,3}, 谷广燕¹, 安辰亮⁴, 马凯蒙¹, 樊浩博¹

(1. 石家庄铁道大学 道路与铁道工程安全保障省部共建教育部重点实验室, 河北 石家庄 050043; 2. 加拿大女王大学 工程与应用科学学院, 安大略 金斯顿 K7L; 3. 河北省金属矿山安全高效开采技术创新中心, 河北 石家庄 050043; 4. 河北交通职业技术学院 路桥工程系, 河北 石家庄 050035)

摘要: 为研究高水温隧道围岩热传导与热水-岩石对流换热2种传热机制共存情况下的温度场演变规律, 通过推导热-流耦合围岩温度场的有限差分解, 构建高温富水围岩与洞内空气耦合计算的三维数值模型, 进行参数研究并分析注浆堵水隔热对温度的控制效果, 通过研制与应用高水温隧道温度场模型试验系统对有限差分解和数值模拟结果进行验证。研究结果表明: (1) 围岩渗透系数高于 $5 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ 引起的水流对流换热效应将使围岩长期保持在原始高温状态, 随着渗透系数的降低, 围岩温度随之降低, 渗透系数降至 $1 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ 后, 围岩降温幅度显著减弱。(2) 注浆堵水隔热措施可有效削弱热水与围岩之间的对流换热效应, 降低围岩与空气温度, 但注浆圈的渗透系数与厚度对温度控制存在效应阈值, 对于渗透系数为 $1 \times 10^{-6} \text{ m/s}$ 的围岩, 注浆区渗透系数低于围岩渗透系数的100倍, 注浆区厚度3 m时的降温效果更加显著。(3) 模型试验表明, 高水温隧道通风初期围岩降温显著, 后期趋于稳定, 壁面温度变化趋势与有限差分解吻合良好, 数值模拟与试验结果的壁面平均温度及出口空气温度相对误差分别小于15%和5%。建议在高水温隧道中采取结合注浆堵水与强化通风的综合措施, 研究成果对类似高水温隧道的降温设计具有一定的理论参考与借鉴作用。

关键词: 隧道工程; 高水温; 有限差分解; 三维数值模型; 模型试验; 注浆堵水隔热

中图分类号: U 45

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2025)12-3349-18

Evolutionary law of temperature field in thermal water-bearing tunnels and analysis of thermal insulation effect of grouting water-sealing

CHEN Shujie^{1,2}, ZHU Zhengguo^{1,3}, GU Guangyan¹, AN Chenliang⁴, MA Kaimeng¹, FAN Haobo¹

(1. Key Laboratory of Roads and Railway Engineering Safety Control Ministry of Education, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang, Hebei 050043, China; 2. School of Engineering and Applied Science, Queen's University, Kingston, Ontario K7L, Canada; 3. Hebei Province Technical Innovation Center of Safe and Effective Mining of Metal Mines, Shijiazhuang, Hebei 050043, China; 4. Department of Road and Bridge Engineering, Hebei Jiaotong Vocational and Technical College, Shijiazhuang, Hebei 050035, China)

Abstract: To investigate the thermal evolution of surrounding rock in high-water-temperature tunnels where both heat conduction and convective heat transfer between geothermal water and rock coexist, this study derives a

收稿日期: 2025-06-03; **修回日期:** 2025-08-07

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52478406); 石家庄市驻冀高校基础研究项目 (241790577A)

Supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant No. 52478406) and Basic Research Project of Shijiazhuang Municipal Universities in Hebei Province (Grant No. 241790577A)

作者简介: 陈树杰 (1996-), 男, 2025年于石家庄铁道大学土木工程专业获博士学位, 现为博士后, 主要从事隧道及地下工程方面的研究工作。E-mail: chenshujie5666@163.com。通讯作者: 朱正国 (1977-), 男, 现任教授。E-mail: zzg@stdu.edu.cn

DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2025.0377

finite difference solution for the coupled thermal-hydraulic temperature field and develops a three-dimensional numerical model that integrates the high-temperature water-saturated rock mass with tunnel air. A parametric study is conducted to analyze the effectiveness of grouting for water sealing and thermal insulation. Additionally, a physical model test system for high-temperature tunnels is developed to validate the finite difference solution and numerical results. The findings indicate that: (1) when rock permeability exceeds 5×10^{-7} m/s, convective heat transfer from thermal water maintains the rock at its initial high temperature; as permeability decreases, rock temperature declines, but further reduction below 1×10^{-9} m/s yields diminishing cooling returns. (2) Grouting significantly reduces convective heat transfer between water and rock, thereby lowering the temperatures of both rock and air. For rock with a permeability of 1×10^{-6} m/s, a grout zone with permeability two orders of magnitude lower and a thickness of 3 m achieves more pronounced cooling. (3) Model tests demonstrate that initial ventilation leads to rapid rock cooling, which stabilizes over time; wall temperature trends align with the finite difference solution, and the relative errors in wall and outlet air temperatures between simulation and experiment are within 15% and 5%, respectively. Combined grouting and enhanced ventilation are recommended for thermal control in high-temperature tunnels. The results provide theoretical guidance for the cooling design of similar geothermal tunnels.

Key words: tunnelling engineering; high-water-temperature; finite difference solution; three-dimensional numerical model; physical model test; grouting-based thermal insulation

1 引言

随着隧道工程的修建向深部地层延伸,高地热问题正日益演变为严峻的地质挑战^[1]。近期,导热断裂带导致地热区隧道施工面临高水温灾害,其形成机制是由于地表水通过地下结构面进入岩体深部吸收地壳内部的热量后被加热向上流动,在隧道开挖后形成高水温异常段^[2]。高水温隧道围岩内的传热机制不仅包含热传导还包括热水与岩石的强烈对流换热作用使得温度升高,较高的温度不仅会在围岩与衬砌结构中引发额外的热应力与变形,同时通过对流换热作用将热量传递给洞内空气,使隧道环境温度进一步恶化。

隧道高温问题的研究早期可追溯到矿井巷道的热环境分析,由于矿井巷道通常埋深较大,容易受到地温的显著影响,早期研究集中在矿井通风巷道的围岩温度分布及其对巷道空气条件的影响。典型的如: A. B. A. Starfield^[3]提出了用于计算矿井通风巷道围岩温度分布的稳态方法。K. Amano 等^[4]进一步推导了通风巷道围岩温度分布的瞬态解。M. J. Mcpherson^[5]则建立了矿井巷道时变热传导的理论模型,并开发了 CLIMSIM 程序模拟矿井巷道的气候条件。这些早期研究为隧道围岩温度场的计算奠定了重要的理论基础。

隧道高温问题的频繁出现,引起了众多学者的广泛关注,研究主要聚焦于高温对围岩与衬砌结构

力学性能的影响以及洞内空气温度场的演变与控制 2 个方面。周小涵等^[6]通过建立隧道空气-衬砌-高温围岩的二维非稳态传热有限差分方程,系统分析了季节性风温、高地温以及隔热层对高温隧道传热特性的影响。邵珠山和乔汝佳^[7]采用量纲归一化和微分方程级数解的方法,计算了隧道围岩和结构的温度场、位移场和应力场的解析解,为隧道热力学分析提供了理论支持。张毅峰等^[8]则通过建立高地温隧道极坐标形式的数学模型,利用 Laplace 公式求解了衬砌-隔热层-围岩的温度场解析解,进一步丰富了高温隧道的热力学理论。王明年等^[9-10]基于现场实测和数值模拟方法研究了桑珠岭隧道在高地温环境下初期支护和二次衬砌的力学特性,为高地温隧道的设计与施工提供了重要参考。王艳等^[11]通过室内模拟高岩温施工环境,研究了矿物掺合料对衬砌混凝土的力学性能的影响。崔光耀等^[12]则以某隧道为研究背景,采用有限差分数值模拟技术,系统研究了强震区高岩温隧道的阻热抗震技术。唐兴华等^[13]通过热-应力耦合三维数值模拟和现场测试,研究了高岩温隧道初期支护的温度场与应力演变规律及其安全性。

在高温隧道洞内空气温度场研究方面, Y. Wang 等^[14]建立了高岩温环境下的隧道温度预测模型,研究了独头掘进通风隧道的纵向空气温度场分布。Y. H. Zeng 等^[15]建立了考虑风管漏风率的高岩温隧道空气温度数值计算模型,分析了通风量、施工距离和隔热风管对洞内空气温度的影响。谢君泰和余云

孔隙率为 n ，围岩与注浆区温度 $T(t, r)$ 为时间与径向距离的函数。在隧道围岩渗透能力等效为多孔介质流动的前提下，传导 - 对流温度场计算参考地下含水层蓄热系统的相关理论^[20]，考虑热水流动的围岩能量平衡可由对流 - 扩散型方程描述：

$$C_r \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \left(\lambda_r \frac{\partial T}{\partial r} + n C_f v T \right) \right] \quad (3)$$

式中： v 为围岩内热水流速，根据隧道排水量 Q 计算：

$$v = \frac{Q}{2\pi r n} \quad (4)$$

将式(4)代入式(3)，整理得到：

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \left(\frac{1+Pe}{r} \right) \frac{\partial T}{\partial r} \quad (5)$$

其中，

$$\alpha = \lambda_r / C_r$$

式中： α 为热扩散系数； Pe 为佩克莱特(Péclet)数，其表达式如下：

$$Pe = \frac{C_f Q}{2\pi \lambda_r} \quad (6)$$

隧道开挖后，洞内空气与围岩的热交换为对流换热过程，内边界设为对流换热边界，即罗宾(Robin)类型边界条件(第三类边界)。远离隧道的远场围岩温度趋近于原始岩温，因此模型外边界为常温边界，即狄利克雷(Dirichlet)类型边界条件(第一类边界)。假设在 $t=0$ 时刻，围岩温度为原始岩温。上述边界条件与初始条件系本研究根据高温隧道实际热交换特征确立，根据以上情况，温度场控制方程(式(5))的定解条件如下：

$$\frac{\partial T}{\partial r} + \frac{Pe}{r} T = \frac{\eta}{\lambda} (T - T_{in}) \quad (r=a, t>0) \quad (7)$$

$$T = T_0 \quad (r=b, t>0) \quad (8)$$

$$T = T_0 \quad (t=0) \quad (9)$$

式中： η 为隧道壁对流换热系数。

2.4 控制方程求解

图 3 显示了有限差分解的网格划分，水平轴为圆形隧道围岩径向距离 r ，垂直轴为时间 t ，差分距离为 Δr ，计算时间步长为 Δt ，图中某一节点 P 的坐标可表示为

$$r = j\Delta r, \quad t = n\Delta t \quad (10)$$

式中： j, n 均为整数。

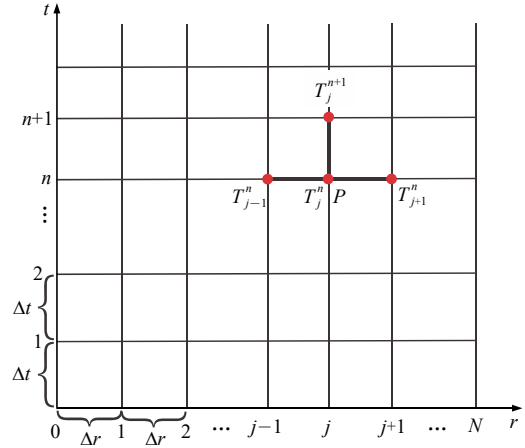


图 3 高温隧道围岩温度场有限差分解的网格

Fig.3 Finite difference solution mesh for the temperature field of surrounding rock in thermal water-bearing tunnels

某节点 P 的温度可表示为

$$T(r, t) = T(j\Delta r, n\Delta t) \equiv T_j^n \quad (11)$$

围岩温度场控制方程(式(5))中的每一项可以写为

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \Big|_{j, n} = \frac{T_{j-1}^n - 2T_j^n + T_{j+1}^n}{(\Delta r)^2} + o(\Delta r)^2 \quad (12)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{j, n} = \frac{T_{j+1}^n - T_{j-1}^n}{2\Delta r} + o(\Delta r)^2 \quad (13)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} \Big|_{j, n} = \frac{T_j^{n+1} - T_j^n}{\Delta t} + o(\Delta t) \quad (14)$$

将式(12)~(14)代入控制方程(式(5))中可得

$$\frac{T_{j-1}^n - 2T_j^n + T_{j+1}^n}{(\Delta r)^2} + \left(\frac{1+Pe}{r} \right) \frac{T_{j+1}^n - T_{j-1}^n}{2\Delta r} = \frac{1}{\alpha} \frac{T_j^{n+1} - T_j^n}{\Delta t} \quad (15)$$

令 $\sigma = \frac{\alpha \Delta t}{(\Delta r)^2}$ ，则控制方程的有限差分格式可以

整理为

$$T_j^{n+1} = \sigma T_{j-1}^n \left(1 - \frac{1+Pe}{2j} \right) + (1-2\sigma) T_j^n + \sigma T_{j+1}^n \left(1 + \frac{1+Pe}{2j} \right) \quad (16)$$

对流换热边界($r=a$)应用中心差分，可以表达为

$$T_{-1}^n = T_1^n + 2\Delta r \frac{h}{\lambda} T_{in} + 2\Delta r T_0^n \left(\frac{Pe}{a} - \frac{h}{\lambda} \right) \quad (r=a, t>0) \quad (17)$$

常温边界($r=b$)和初始条件($t=0$)的差分格式表达为

$$T_N^n = T_0 \quad (r=b, t>0) \quad (18)$$

$$T_j^0 = T_0 \quad (t = 0) \tag{19}$$

综合以上控制方程和边界条件，本文针对高水温隧道围岩热 - 流耦合特性，给出了如下围岩瞬态温度场计算的有限差分解：

$$\left. \begin{aligned} T_0^{n+1} &= \sigma T_{-1}^n \left(1 - \frac{1+Pe}{2a} \Delta r \right) + (1-2\sigma) T_0^n + \\ &\quad \sigma T_1^n \left(1 + \frac{1+Pe}{2a} \Delta r \right) \quad (j=0) \\ T_j^{n+1} &= \sigma T_{j-1}^n \left(1 - \frac{1+Pe}{2j} \right) + (1-2\sigma) T_j^n + \\ &\quad \sigma T_{j+1}^n \left(1 + \frac{1+Pe}{2j} \right) \quad (j=1, 2, \dots, N-1) \\ T_N^{n+1} &= T_0 \quad (j=N) \end{aligned} \right\} \tag{20}$$

2.5 计算结果分析

通过式(20)的有限差分解，可以计算得到高水温隧道围岩的瞬态温度场。在未施作注浆堵水隔热的情况下，式(20)中的佩克莱特数 Pe 根据隧道未注浆时的排水量通过式(1)确定。在注浆堵水隔热情况下，则基于注浆后的排水量通过式(2)计算。对于未施作注浆堵水隔热的隧道，影响围岩温度分布的因素包括围岩渗透系数、导热率、热水温度、水压、洞内空气温度及隧道壁面对流换热系数，分析了上述 6 个因素对未注浆隧道围岩温度的影响。对于施作注浆堵水隔热的隧道，分析了注浆圈渗透系数和厚度 2 个因素的作用。各参数的取值范围列于表 1，其中下划线数值代表基准值。

表 1 有限差分解的计算参数

Table 1 Calculation parameters for finite difference solution			
围岩渗透系数/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	围岩导热系数/ ($\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$)	水头高度/m	围岩初始 温度/ $^{\circ}\text{C}$
1×10^{-10} , 1×10^{-9} , 1×10^{-8} , 1×10^{-7} , 5×10^{-7}	0.5, 1.0, <u>1.5</u> , 2.0, 2.5	100, 200, <u>300</u> , 400, 500	40, 50, <u>60</u> , 70, 80
空气初始温度/ $^{\circ}\text{C}$	对流换热系数/ ($\text{W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$)	注浆圈厚度/m	围岩与注浆圈 渗透系数之比
15, 20, <u>25</u> , 30, 35	5, 10, <u>15</u> , 20, 25	3, <u>5</u> , 8	20, 40, <u>60</u> , 80, 100

热 - 流耦合围岩能量平衡方程(式(5))本质上为变系数的对流 - 扩散型方程，若对流项系数过高，会导致有限差分解发散^[21]。根据式(1)，(6)，围岩渗透系数的增加会导致热水流量的升高，从而可能会引起对流项系数中的 Pe 数过高造成的有限差分解发散，试算结果表明在围岩渗透系数取值高于 $5 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ 后，有限差分解不收敛，因此采用的围

岩渗透系数低于 $5 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ 。

为确保有限差分解的计算精度，需合理选取差分距离与计算步长，理论上二者取值越小，数值解的精度越高^[22]。以对流项系数较高的未注浆隧道为研究对象，采用表 1 所列的参数基准值，计算时长为 7 d 的工况，差分距离取值 0.1~1 m 对高水温隧道围岩径向温度分布的影响如图 4 所示，结果表明差分距离取值分别为 0.5 和 1 m 时，由于差分距离较大，所得径向温度曲线呈现明显非光滑特征，且计算误差较为明显。差分距离减小至 0.25 和 0.1 m 时，温度分布曲线趋于平滑，且两者之间的误差非常小。基于以上分析，为保证计算精度选择 0.1 m 作为有限差分解的差分距离。

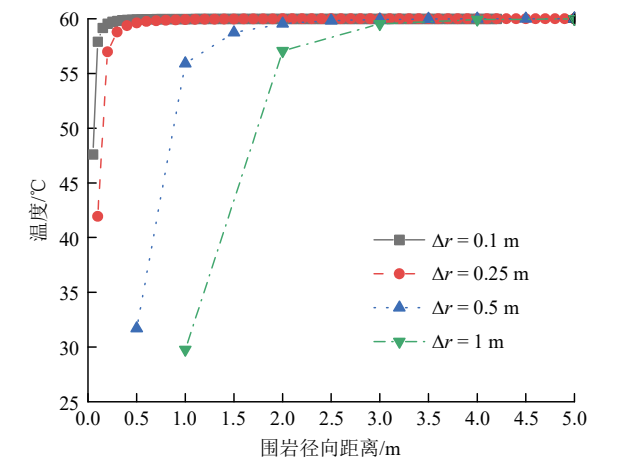


图 4 差分距离对围岩温度变化的影响

Fig.4 Effect of differential distance on surrounding rock temperature variation

图 5 显示了时间步长在 100~3 000 s 范围内对隧道壁面温度演变的影响，结果表明在通风的初始 3 h 内，壁面温度呈现快速下降的趋势。在时间步长取值 3 000 s 时，壁面温度计算结果出现明显波动，这表明有限差分解的数值稳定性不足。将时间步长缩减至 2 000 s 后，虽然消除了计算结果的不稳定性，但壁面温度计算结果与 1 000 s 时间步长相比存在偏差。时间步长减小至 1 000 s 的计算结果与更小步长 100 s 的计算结果较为一致。基于以上分析，为保证计算精度选择 100 s 作为有限差分解的时间步长。

2.5.1 无注浆堵水隔热隧道围岩温度

图 6 显示了围岩渗透系数对高水温隧道壁面温度的影响，在最初的 10 h 通风过程中，隧道壁面温度迅速下降，随后逐渐趋于稳定。在渗透系数为 $5 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ 时，热水流量较高，对流换热作用强烈，使得壁面温度基本维持在原始岩温。当渗透系数降

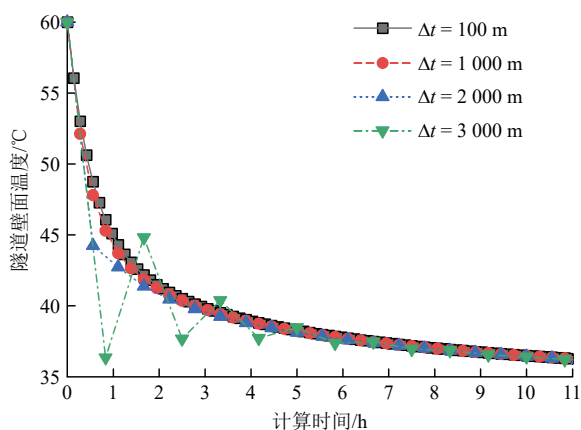


图5 时间步长对壁面温度变化的影响

Fig.5 Effect of time step on wall temperature variation

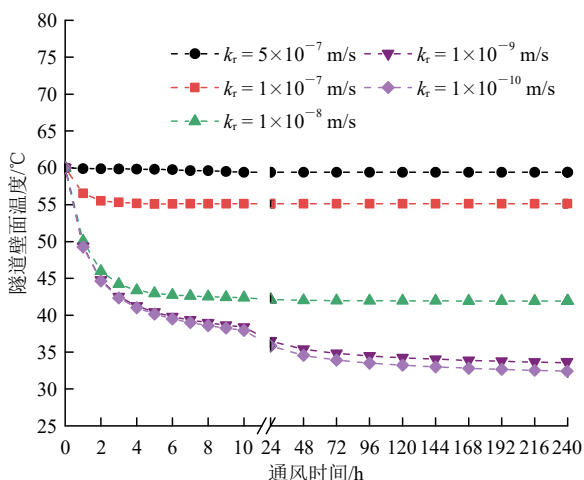


图6 渗透系数对壁面温度的影响

Fig.6 Influence of permeability on wall temperature

至 1×10^{-7} m/s, 壁面温度下降约 5°C 。渗透系数如果进一步降低至 1×10^{-8} m/s, 温度将显著下降, 约 17°C , 但渗透系数降至 1×10^{-9} m/s 后, 温度下降幅度变得非常有限。以上结果说明, 随着围岩渗透系数的降低, 即热水流量的减少, 可以降低隧道壁面温度, 但渗透系数降低至一定范围后, 降温效果将不再明显。

围岩导热系数和水头高度对壁面温度的影响见图 7, 8。导热系数提高 $0.5 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 会引起壁面温度增加约 2°C , 相对于渗透系数可能出现的数量级差异, 不同岩体的导热系数差异较小, 这种较小的导热系数变化并不足以改变围岩的温度梯度差异, 从而限制了壁面温度的变化幅度。虽然较高的水头在一定程度上会增大围岩中的渗透压差, 但若围岩的渗透系数变化不大, 实际流经隧道围岩的热水量并不会出现数量级的变化, 热水携带的热量规模未发生显著改变, 因此壁面温度也变化较小。

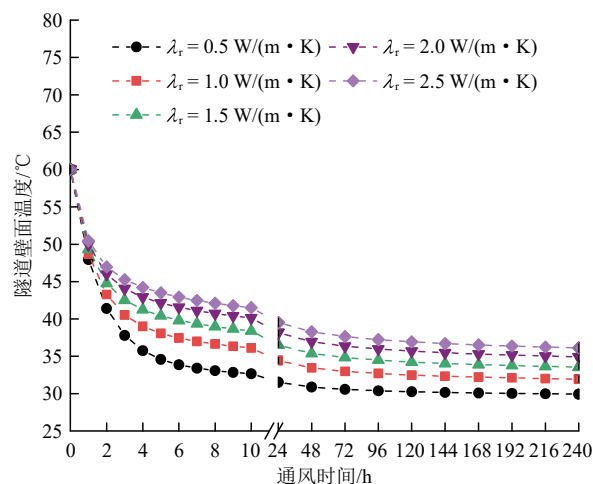


图7 导热系数对壁面温度的影响

Fig.7 Influence of thermal conductivity on wall temperature

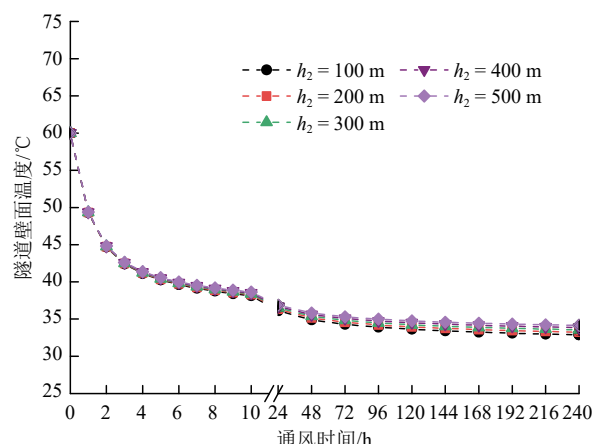


图8 水头高度对壁面温度的影响

Fig.8 Influence of water head on wall temperature

围岩与空气初始温度对隧道壁面温度的影响见图 9, 10。可以看出初始温度的提高线性地增加了壁面温度, 表现为围岩初始温度每升高 10°C , 空气初始温度每升高 5°C , 壁面温度增加约 5°C , 这说明空气初始温度相对于围岩初始温度对壁面温度的

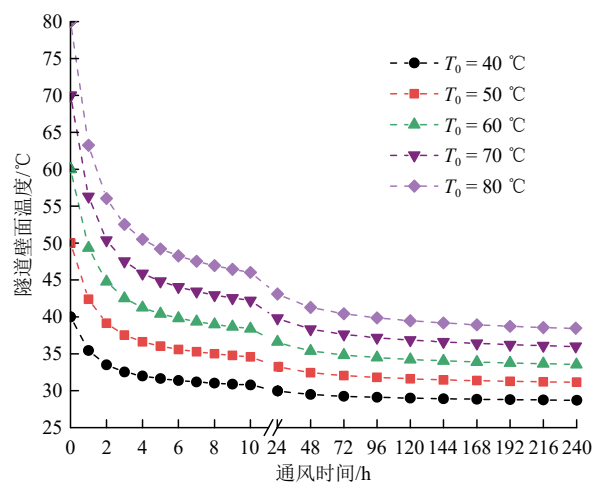


图9 围岩初始温度对壁面温度的影响

Fig.9 Influence of initial rock temperature on wall temperature

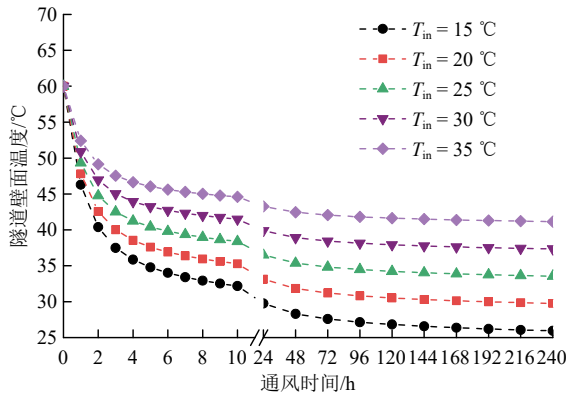


图10 空气初始温度对壁面温度的影响

Fig.10 Influence of initial air temperature on wall temperature

影响更加显著。在实际工程中,围岩初始温度由地质环境条件决定,而空气初始温度则代表了隧道内通风气流的温度,这意味着如果降低通风的空气温度,可以带来明显的降温效果。

图11显示了隧道壁面对流换热系数 h 对壁面温度的影响。随着对流换热系数的提高,高温围岩与冷空气之间的热交换速率显著增加,使得围岩壁面温度相应降低。值得注意的是,当对流换热系数处于较低范围 $5\sim 15\text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 时,温度降低更为明显。而当对流换热系数超过这一区间后,壁面温度的进一步降低趋于平缓。

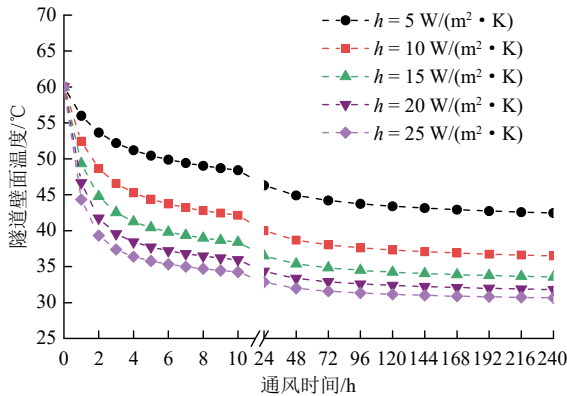


图11 隧道壁面对流换热系数对壁面温度的影响

Fig.11 Influence of tunnel wall heat transfer coefficient on wall temperature

2.5.2 注浆堵水隔热隧道围岩温度

上文的分析结果表明,围岩渗透系数的增加会显著引起隧道壁面温度的上升,因此围岩渗透系数与隧道壁面温度之间存在密切的相互关系。为了有效控制和降低隧道壁面温度,采取注浆堵水隔热技术以减少围岩的渗透系数,从而阻断热水流动,显然是一个值得进一步探讨的有效手段。本节旨在研究注浆圈渗透系数和厚度对隧道壁面温度的调控作用,并分析不同注浆条件下围岩温度变化的规律。

以围岩渗透系数较高的 5×10^{-7} , $1\times 10^{-7}\text{ m/s}$ 情

况为例,注浆圈渗透系数对壁面温度的影响见图12。可以看出在当注浆圈渗透系数降低至围岩渗透系数的100倍时,隧道壁面温度分别降低约 $12.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。这表明注浆堵水隔热对隧道壁面温度有明显的控制作用。当围岩与注浆圈渗透系数之比在 $20\sim 40$ 倍的范围内,隧道壁面温度的下降幅度更为明显,这一趋势在2种围岩渗透系数条件下均表现一致,进一步降低注浆圈渗透系数对壁面温度的影响效果逐渐减弱。

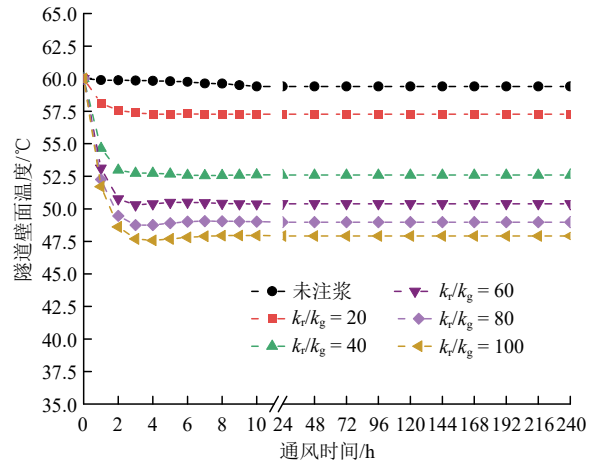
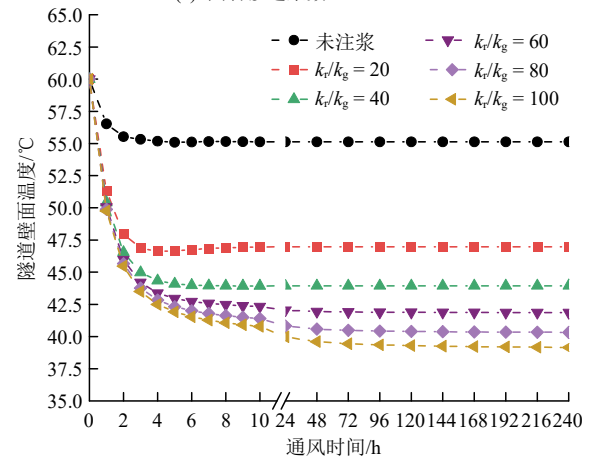
(a) 围岩渗透系数 $5\times 10^{-7}\text{ m/s}$ (b) 围岩渗透系数 $1\times 10^{-7}\text{ m/s}$

图12 注浆圈渗透系数对壁面温度的影响

Fig.12 Influence of grouting ring permeability coefficient on wall temperature

增加注浆圈的厚度也可以减少热水流量,从而降低壁面温度,图13显示了注浆圈厚度对壁面温度的影响,施作3 m厚的注浆圈对壁面温度的降低最为显著,可以使得渗透系数为 5×10^{-7} 和 $1\times 10^{-7}\text{ m/s}$ 的围岩壁面温度分别降低约 $7.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $11\text{ }^{\circ}\text{C}$,进一步增加注浆圈厚度至5和8 m后,壁面温度的降低幅值减小,隧道壁面温度再降低约 $2.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。这与注浆圈渗透系数对壁面温度的影响规律相似,意味着注浆圈厚度存在3 m的最佳阈值,超过该值后对壁面温度的降低效果不再显著。

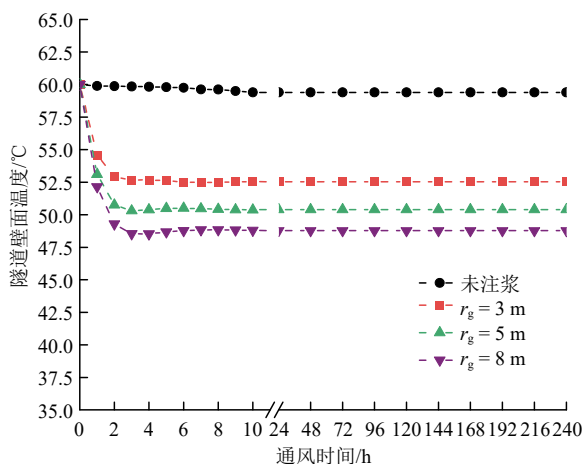
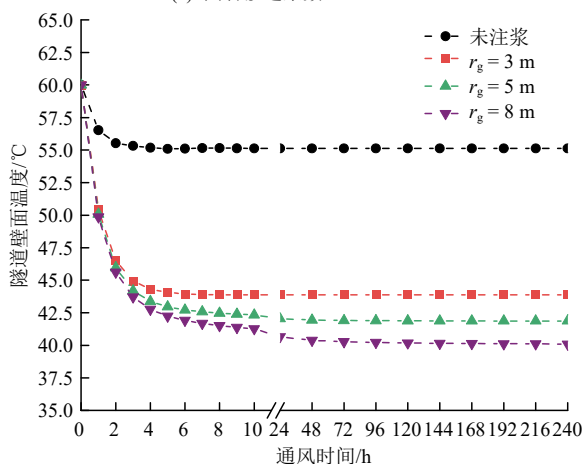
(a) 围岩渗透系数 5×10^{-7} m/s(b) 围岩渗透系数 1×10^{-7} m/s

图 13 注浆圈厚度对壁面温度的影响

Fig.13 Influence of grouting ring thickness on wall temperature

3 高水温隧道空气温度场数值模拟

3.1 计算模型与边界条件

采用多物理场耦合程序 COMSOL 构建高水温隧道围岩-空气耦合三维数值模型, 见图 14, 围岩、注浆区以及洞内空气的温度通过固体和流体传热模块计算, 达西定律模块和湍流模块分别计算围岩内热水和洞内空气的流动。在固体和流体传热模块中, 围岩和注浆区设为多孔介质域, 洞内空气设为流体域, 其中多孔介质域和达西定律模块耦合计算热水流动, 流体域和湍流模块耦合计算空气流动。

隧道洞口设计为直径 12 m 的圆形, 边界尺寸设为 20 倍的隧道洞口直径以减少边界效应对流场和温度场模拟的影响^[23-24]。围岩和注浆区离散化为结构化的六面体单元, 洞内空气域离散化为四面体单元, 通过网格独立性分析确定了当模拟域网格单

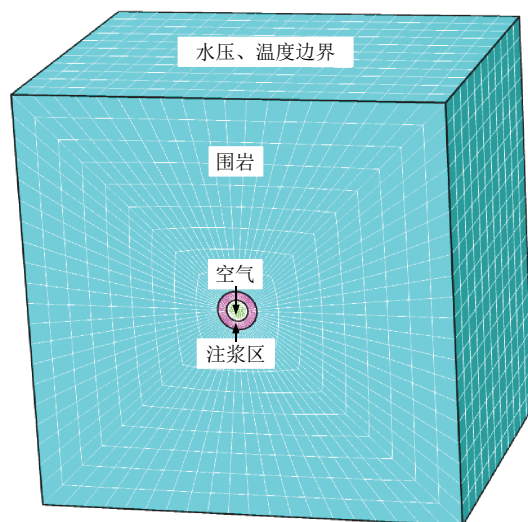


图 14 高水温隧道温度场三维数值计算模型

Fig.14 3D numerical calculation model of temperature field in thermal water-bearing tunnels

元采用 11 623 时, 隧道出口空气流速和温度趋于稳定, 同时围岩温度和水压力也未出现明显波动, 因此单元数量采用该阈值。

模型的顶面采用水压和温度边界条件, 模拟热水的流入, 隧道壁面和模型底面设为无水压边界条件模拟热水的排水, 其余边界设为热绝缘和不可渗透边界。空气从隧道一端流入, 入口设置不同的冷空气温度和流入速度, 另一端指定为空气出口, 通风过程中洞内空气与高温围岩发生对流热交换。

3.2 湍流模型确定

隧道洞内空气流动表现出典型的湍流特性, 选择合适的湍流模型对于准确模拟空气流动行为至关重要^[25-26]。通过比较隧道出口空气流速数值模拟结果与后文的试验测试结果, 确定最佳湍流模型。试验中, 隧道入口气流由风机驱动, 数值模拟的入口气流速度与风机出口的风速设置相同。通过风速仪测量风机出口处的平均风速为 18.4 m/s, 隧道出口的平均风速为 15.9 m/s。

根据资料^[26-28], 常用于隧道空气流动模拟的湍流模型包括 Standard $k-\varepsilon$ 模型、Realizable $k-\varepsilon$ 模型、Standard $k-\omega$ 模型、SST $k-\omega$ 模型。表 2 列出了不同湍流模型计算的隧道出口平均空气流速, 并与试验测试结果进行了对比。结果表明, Standard $k-\omega$ 模型与 SST $k-\omega$ 模型计算结果与试验结果更加接近, 考虑 Standard $k-\omega$ 模型在保证计算精度的同时, 计算效率更高, 数值收敛性更好, 因此湍流模型采用 Standard $k-\omega$ 模型。

表 2 不同湍流模型计算与试验结果对比
Table 2 Comparison of results from different turbulence models with experimental data

湍流模型类型	出口平均空气流动速度/(m·s ⁻¹)
Standard <i>k-ε</i>	18.30
Realizable <i>k-ε</i>	18.25
Standard <i>k-ω</i>	16.36
SST <i>k-ω</i>	16.21
试验	15.90

3.3 网格无关性验证

为保证数值模拟结果的准确性，对图 14 所示的模型进行了网格无关性分析，为了能与下文的隧道出口气流速度试验测试结果对比，采用了缩尺模型的相关参数，见表 3。

图 15(a)显示了隧道出口平均气流速度随模型网格数量增加的变化情况，结果表明当模型网格数量低于 111 623 时，隧道出口空气流速存在较大

波动，当网格数量超过该值后，计算结果趋于稳定，与试验结果吻合良好。围岩径向温度与水压在不同网格数量情况下均未表现出明显波动，见图 15(b)，仅在网格数量低于 4 077 时出现径向温度计算值偏低的现象，网格数量为 39 548 的模型计算结果与网格数量为 111 623 的一致。基于上述分析，数值模型采用 111 623 个网格划分，这种情况下模拟出的空气流速、围岩温度与水压表现出网格无关性。

3.4 计算参数

基于三维数值模型开展参数分析，研究不同因素对隧道洞内空气温度的影响，涵盖水头高度、围岩渗透系数与导热率、注浆区渗透系数与厚度、隧道入口空气流速以及空气和围岩的初始温度，具体参数见表 4，其中，下划线为基准值。由于数值模型相比有限差分解具有更好的收敛性和稳定性，部分模拟参数的取值范围相较于表 1 中的设置进行了扩展，以增强分析的全面性与代表性。

表 3 高水温隧道温度场模型试验缩尺模型参数
Table 3 Scaled model parameters for thermal water-bearing tunnel temperature field testing

几何尺寸/ m×m×m	隧道半 径/m	注浆区 厚度/m	水头高 度/m	围岩渗透 系数/ (m·s ⁻¹)	围岩导热系数/ (W·(m·K) ⁻¹)	围岩体积热容/ (MJ·(m ³ ·K) ⁻¹)	注浆区渗 透系数/ (m·s ⁻¹)	注浆区导热 系数/ (W·(m·K) ⁻¹)	围岩初 始温度/ ℃	入口空 气温度/ ℃	入口空气 流速/ (m·s ⁻¹)	模拟时 间/h
0.6×0.6×0.6	0.06	0.05	0.5	1×10 ⁻⁶	1.93	2.295	1×10 ⁻¹¹	2.38	70	30.5	0.183	0.72

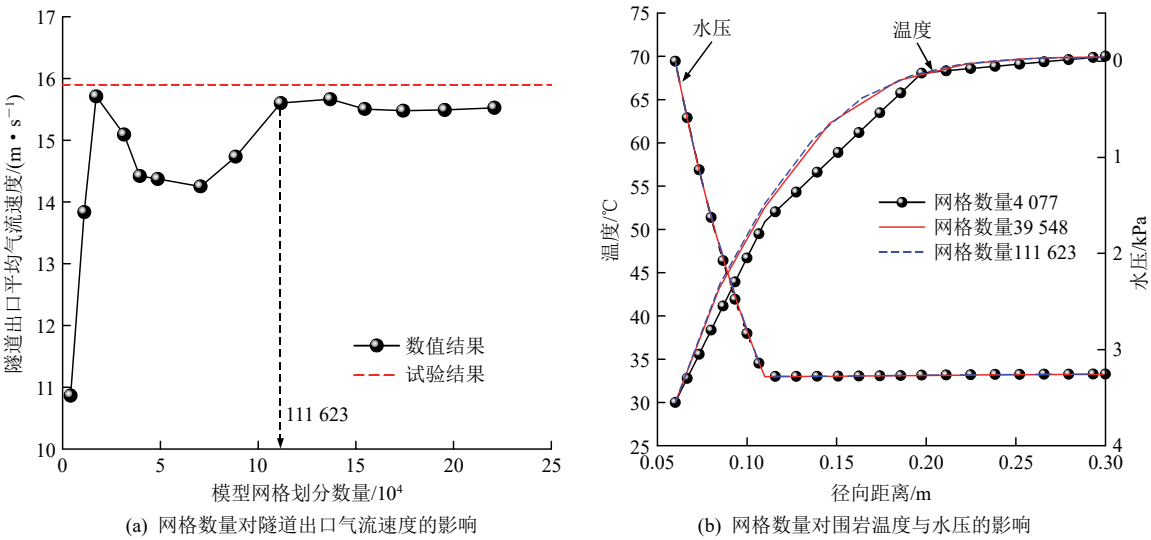


图 15 网格无关性验证
Fig.15 Grid independence verification

表 4 高水温隧道温度场数值模拟的计算参数
Table 4 Calculation parameters for numerical simulation of thermal water-bearing tunnel temperature field

水头高度/m	围岩渗透系数/ (m·s ⁻¹)	围岩导热系数/ (W·(m·K) ⁻¹)	围岩与注浆区渗 透系数之比	注浆区厚度/m	入口空气流速/ (m·s ⁻¹)	初始空气 温度/℃	初始围岩 温度/℃
50, 150, 250, <u>350</u> , 450, 550, 650	10 ⁻⁴ , 10 ⁻⁵ , <u>10⁻⁶</u> , 10 ⁻⁷ , 10 ⁻⁸	0.5, 1.5, <u>2.5</u> , 3.5, 4.5	10, 50, <u>100</u> , 200, 500	3, <u>5</u> , 8	0.5, 1.5, 2.5, <u>3.5</u> , 4.5, 5.5	20, 25, <u>30</u> , 35, 40	40, 50, <u>60</u> , 70, 80

对于隧道内气流速度,国际隧道与地下空间协会规定,全断面隧道的最低平均气流速度为 $0.3 \sim 2$ m/s。英国《建筑行业隧道安全操作规范》建议最低气流速度为 0.5 m/s。中国《铁路隧道设计规范》(TB 10003—2016)规定气流速度应不低于 0.15 m/s 且不超过 6 m/s。根据以上规定,将隧道入口空气流速设在 $0.5 \sim 5.5$ m/s 范围。

3.5 数值模拟结果分析

图 16 显示了未注浆与注浆隧道洞内空气温度随通风时间的变化情况。空气以初始温度 30°C 进入隧道后与高温围岩发生对流换热,引起空气温度逐渐升高,在通风的前 3 h 内升高最为显著,表明此阶段的对流换热效应较为强烈。

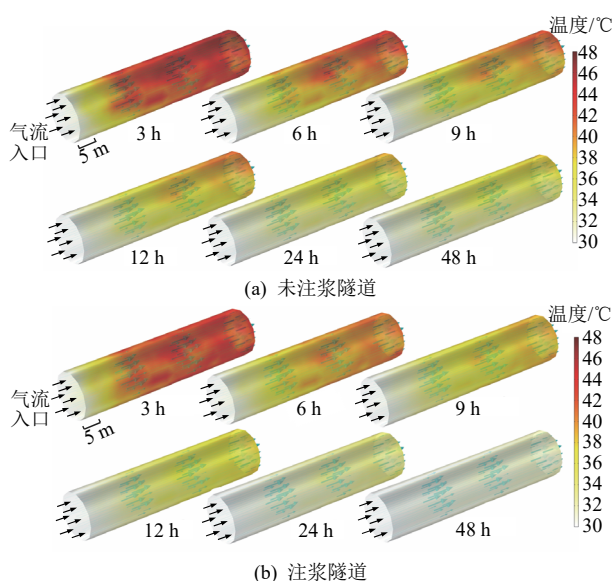


图 16 空气温度随通风时间的变化

Fig.16 Variation of air temperature with ventilation time

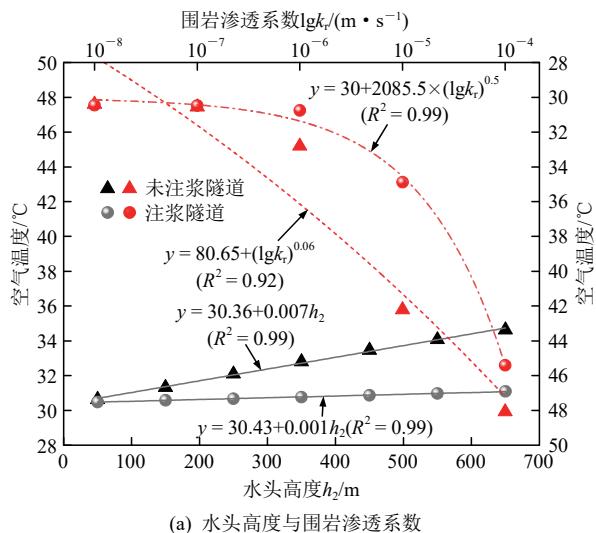
随着通风时间的增加,隧道内的空气温度逐渐下降,在通风 6 h 后,注浆隧道内的空气温度开始

低于未注浆隧道。在未注浆隧道中,空气温度在通风 24 h 后达到稳定状态,而在注浆隧道中,空气温度在 12 h 通风后达到稳定状态。在经过 48 h 的持续通风后,注浆隧道内的空气温度显著低于未注浆隧道。以上结果进一步表明了注浆封堵热水可以减少富水高温围岩向洞内空气的热量传递,从而降低隧道洞内空气温度。

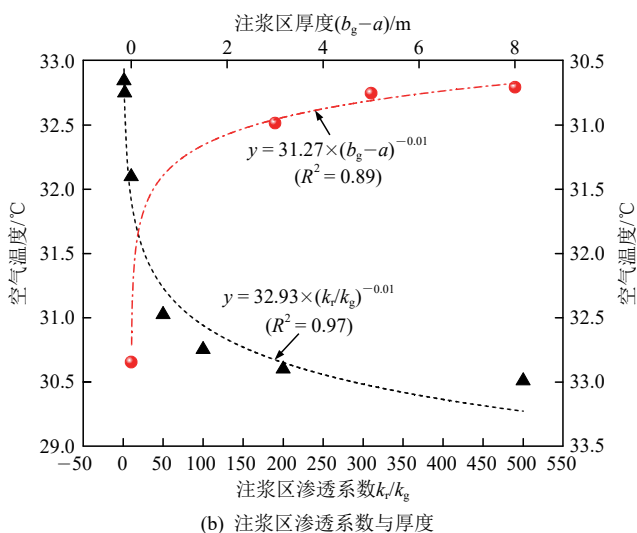
数值模拟结果表明,隧道通风运行一周后,洞内空气温度基本趋于稳定,图 17 系统分析了多种因素对稳定后空气温度的影响。从图 17(a)可见,在未进行注浆处理时,空气温度随水头高度呈线性上升趋势,而注浆封堵热水后,空气温度接近初始空气温度,且不再发生明显变化。随着围岩渗透系数的提高,空气温度迅速升高,尤其在渗透系数超过 1×10^{-6} m/s 时,该趋势更为显著。在围岩渗透性较高的情况下,注浆可有效抑制空气温度上升,而在渗透性较低(1×10^{-7} , 1×10^{-8} m/s)时,注浆对空气温度影响有限。

注浆区渗透系数和厚度对空气温度的影响见图 17(b),结果表明当注浆区渗透系数低于围岩渗透系数 100 倍以内时,注浆对空气温度的降低效果非常显著,进一步降低注浆区渗透系数对空气的降温效果逐渐减弱。当注浆区厚度在 3 m 范围内时空气降温效果显著,之后降温效果不再明显。

图 17(c)显示了围岩导热系数和入口空气流速对空气温度的影响,可以看出围岩导热系数的变化几乎没有对洞内空气温度产生影响,说明高温围岩内的换热过程主要由热水与岩石的对流换热主导,而热传导的换热量较小。空气温度随入口空气流速的增加而逐渐降低,表明增强通风可有效促进热交换,但当入口空气流速超过 3.5 m/s 后,温



(a) 水头高度与围岩渗透系数



(b) 注浆区渗透系数与厚度

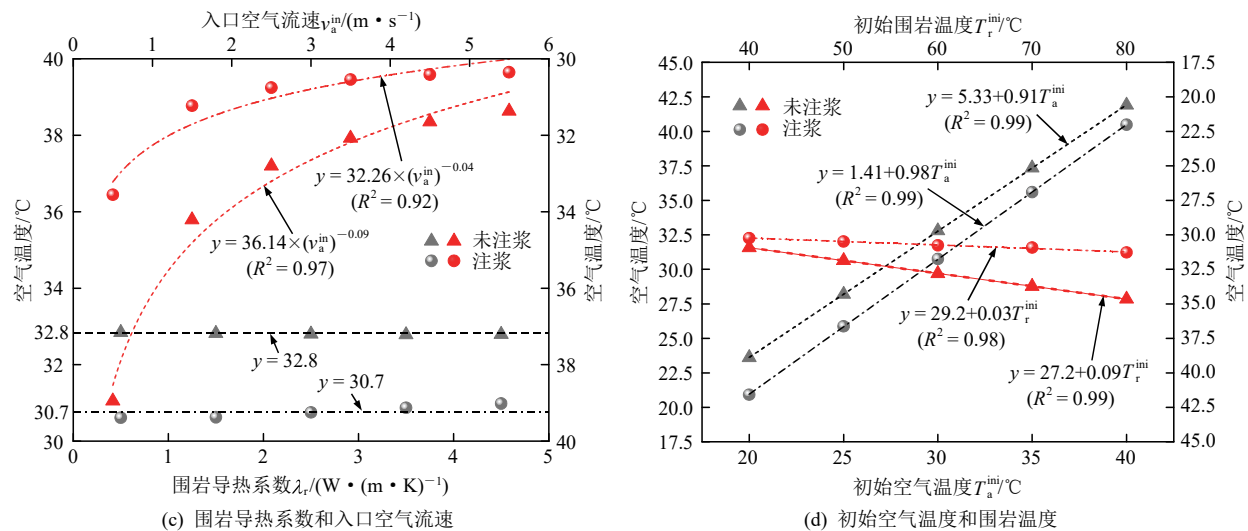


图 17 不同因素对隧道洞内空气温度的影响
Fig.17 Influence of different factors on tunnel air temperature

度下降趋于平缓，进一步加大风速对温度调节效果有限。

从图 17(d)可以看出，初始空气温度每升高 5 °C，最终稳定的空气温度也相应上升 5 °C，这说明初始空气温度在很大程度上决定了通风稳定后的热平衡状态。围岩初始温度对空气温度的影响则相对较小，未注浆时，围岩初始温度每升高 10 °C，空气温度上升约 1 °C，注浆将进一步削弱围岩初始温度对空气温度的影响。

从图 17 可以总结出，不同影响因素与空气温度的关系可以总体上分为线性和非线性关系，其中呈线性关系的因素包括：水头高度、围岩导热率、空气初始温度、围岩初始温度；呈非线性关系的因素包括：围岩渗透系数、注浆区渗透系数、注浆区厚度、入口空气流速。

4 高水温隧道温度场模型试验系统研制及应用

4.1 模型试验设计

S. J. Chen 等^[2]基于方程分析法推导了高水温隧道温度场缩尺模型与原型在满足相似准则条件下各参数的相似比尺，主要分为 3 类，包括几何参数、物理参数和运行参数，具体见表 5。

表 5 模型试验相似比尺
Table 5 Model test similarity ratios

参数类别	相似参数	相似比尺 (原型：缩尺模型)
几何参数	几何	100:1
	水头高度	100:1
物理参数	密度	1:1
	动力黏度	1:1
	比热容	1:1
	渗透系数	1:1
	导热系数	1:1
	储水系数	1:1
运行参数	温度	1:1
	时间	10 000:1
	空气流速	1:100
	热水流速	1:100

为验证所推导的相似比尺的有效性，基于图 14 所示的三维数值模型，分别构建了满足相似比尺的缩尺模型与原型，两模型分别采用缩尺模型与原型的计算参数，见表 6，在网格划分以及边界条件设置完全一致的情况下，对两者的计算结果进行了对比分析。

表 6 相似比尺验证采用的计算参数
Table 6 Parameters for similarity verification

围岩几何尺寸/(m×m×m)	隧道半径/m	围岩渗透系数/(m · s ⁻¹)	围岩导热系数/(W · (m · K) ⁻¹)	围岩体积热容/(MJ · (m ³ · K) ⁻¹)	流体体积热容/(MJ · (m ³ · K) ⁻¹)	顶面水压/MPa	初始温度/°C	洞内空气初始温度/°C	壁面对流换热系数/(W · (m ² · K) ⁻¹)	注浆圈厚度/(m · s ⁻¹)	注浆圈渗透系数/(m · s ⁻¹)	计算时间/h
0.6×0.6×0.6	0.06	1×10 ⁻⁶	1.5	2.295	4.18	0.005	70	30	10	0.05	1×10 ⁻¹¹	0.72
60×60×60	6	1×10 ⁻⁶	1.5	2.295	4.18	0.5	70	30	0.1	5	1×10 ⁻¹¹	7 200

图 18 显示了高水温隧道缩尺模型与原型在洞内气流速度、气流温度、围岩温度及水压的对比分析结果。如图 18(a)所示,隧道两端洞口的气流速度呈现明显波动,气流在与高温围岩发生对流换热后温度呈线性升高趋势。从图 18(b)可知,围岩温度在洞口壁面附近最低,并随径向距离的增加逐渐升高。由于隧道洞口采用排水边界条件,壁面处的水压力为 0,且随径向距离的增加,水压力逐渐增大。总体而言,缩尺模型计算得到的空气流速、空气温度、围岩温度及水压与原型计算结果具有较高的一致性,验证了相似比尺的有效性。

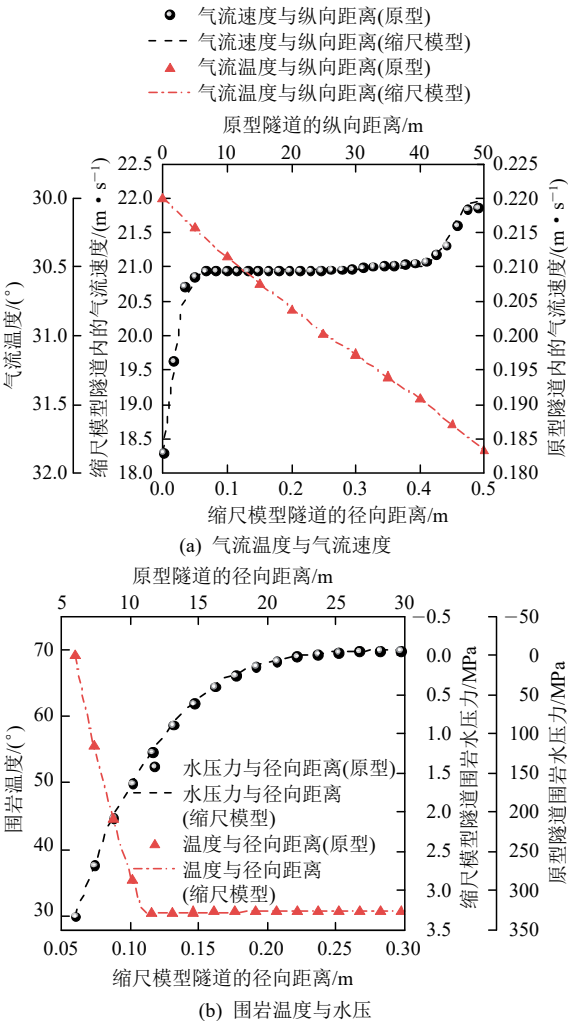


图 18 缩尺模型与原型计算结果对比

Fig.18 Comparison of simulation results between scaled model and prototype

4.2 模型试验组成

高水温隧道温度场模型试验系统由隧道模型箱、热水稳压系统、通风系统、信息采集系统四部分组成,高水温隧道温度场模型试验系统设计图见图 19,模型试验系统如图 20 所示。

4.2.1 隧道模型箱

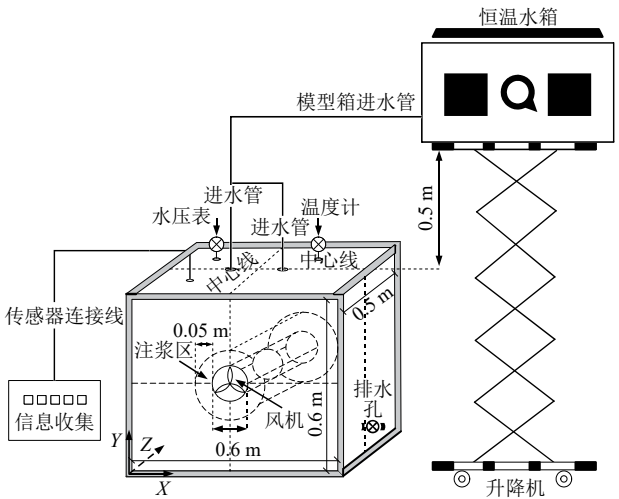


图 19 模型试验系统设计图

Fig.19 Design diagram of model test system

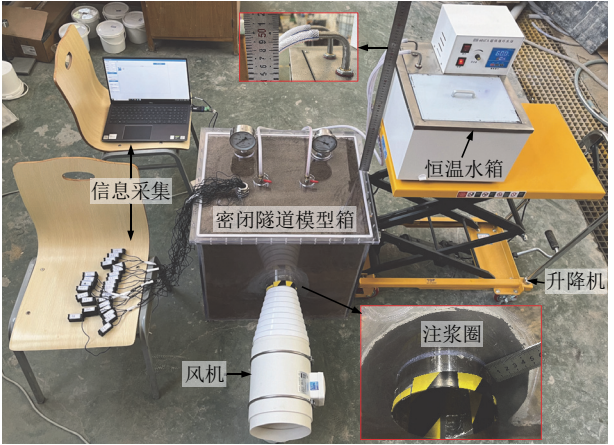
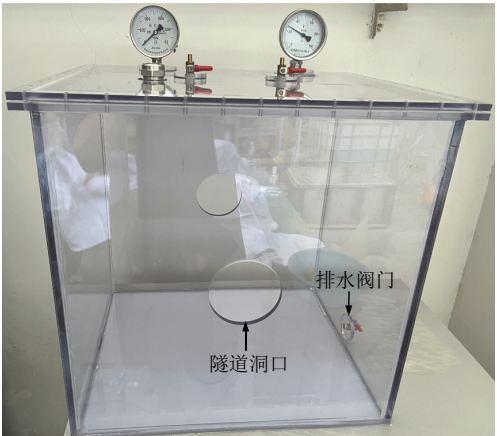


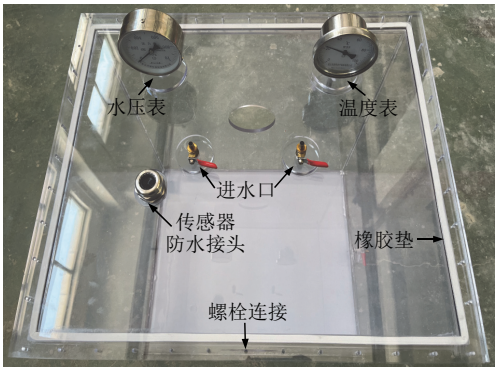
图 20 模型试验系统展示图

Fig.20 Display picture of model test system

隧道模型箱如图 21 所示,采用聚碳酸酯耐力板制作,通过耐高温胶水拼装而成,顶盖与箱体之间采用螺栓连接,并在接合处设 3 mm 橡胶垫增强密封性,以防止高温高压下的泄露,该模型箱可耐受 120 $^{\circ}C$ 的高温,并可承受 0.1 MPa 的水压,满足模型试验对水温和水压的要求。



(a) 模型箱正面



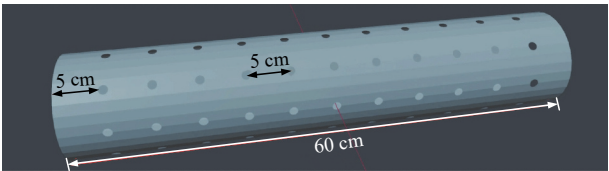
(b) 模型箱顶面

图 21 隧道模型箱展示图

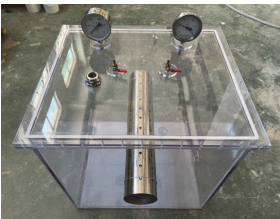
Fig.21 Display picture of tunnel model box

在流场调控方面，模型箱右侧底部设有排水阀门，用于调节模型箱底部的排水，为了保证围岩顶部进水的均匀性，箱体的左右两侧设置了 2 个进水管，有助于使模型箱内水流分布更加均匀，还能精确控制围岩顶面的水压大小。模型箱顶盖上安装有耐高温的水压表和温度表，能够实时地测量围岩顶面的水压及进入模型箱内的热水温度，确保试验条件的精准可控。

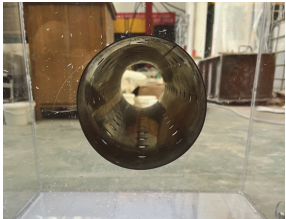
隧道洞口设计为圆形，原型隧道直径 12 m，注浆圈厚度 5 m，缩尺后隧道直径为 0.12 m，注浆圈厚度为 0.05 m。围岩模拟范围为隧道直径的 5 倍以减少边界效应。模型箱尺寸为 0.6 m×0.5 m×0.6 m，相当于模拟实际 60 m×50 m×60 m 尺寸范围的围岩。模型试验主要研究高水温隧道流场与温度场，不考虑围岩压力、支撑应力等应力场条件，内部支撑采用圆柱形薄壁钢铸管结构用于模拟隧道结构，见图 22，铸管上均匀分布了直径 1 cm，间距 5 cm 的小圆孔以模拟热水向隧道内的流动。



(a) 隧道内部支撑



(b) 内部支撑顶面



(c) 内部支撑正面

图 22 隧道内部支撑展示图

Fig.22 Display picture of internal support structure of tunnel

需要说明的是，围岩范围设为隧道直径的 5 倍常用于减少应力场边界效应，但本模型试验主要关注流场与温度场。调研表明，该设置同样适用于减小流场和温度场边界的干扰。首先，对于流场，H. Farhadian 等^[29]研究指出，隧道半径、水头高度及节理间距是影响流场模拟域尺寸的关键因素(见图 23)，建立参数化关系表明，在节理间距为 2 m 条件下，若隧道半径和水头高度较小，适当缩小模拟域尺寸亦可使排水量计算结果趋于稳定。

模拟域尺寸 ME 定义为隧道中心与模型边界之间的径向距离(见图 23)，其中 s 为节理间距，本试验 ME 为 0.3 m，隧道半径 r 为 0.06 m，水头高度 h_2 为 0.8 m，因此 $ME/h_2 = 0.375$ ， $r/h_2 = 0.075$ 。由图 23 可知，在 $ME/h_2 = 0.375$ ， $r/h_2 = 0.02$ 条件下涌水量已趋于稳定，可以预见在 $r = 0.375$ 和 $r/h_2 = 0.075$ 的情况下流场更加趋于稳定。对于温度场，数值模拟计算结果表明围岩径向温度影响范围约为 2 m，缩尺后为 0.02 m，远小于模型箱尺寸范围 0.3 m，因此该模型箱尺寸可有效满足流场与温度场模拟的边界要求。

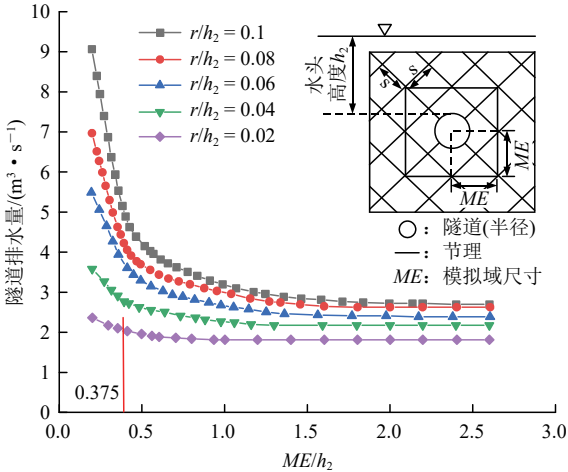


图 23 节理间距 2 m 隧道的排水量与模拟域尺寸的关系

Fig.23 Discharge with domain sizes at 2 m joint spacing tunnel

4.2.2 热水稳压系统

热水稳压系统由数显恒温水浴箱与提升平台两部分组成，用于提供并维持试验所需的稳定热水源，并模拟隧道围岩顶部的水压力。恒温水浴箱容积 0.018 m³，可在 100 °C 范围内精确调控水温，并通过旋钮调节出水流量，同时配置有外循环功能，通过出水管将加热后的热水输送至隧道模型箱。提升平台为移动式液压平台车，模型试验采用的水头高度为模型箱顶部 0.5 m。

4.2.3 通风系统

隧道洞内通风采用轴流风机，外形尺寸为 30.5 cm×19.8 cm×25 cm(长×宽×高)，转速范围为 2 200~

2 550 r/min, 额定风量 $0.33 \text{ m}^3/\text{s}$, 根据模型试验隧道断面面积 0.0113 m^2 计算, 风机能提供的最高风速达 29.2 m/s , 根据空气流速相似比, 相当于原型隧道中 0.292 m/s 的风速, 风机也配备无极调速功能可精准调节风速, 由于风机出口直径大于模型试验中隧道洞口直径, 通过变径圈连接风机通风口与隧道洞口。

4.2.4 信息采集系统

隧道围岩温度采集通过数显温度计, 该设备由数字显示屏和温度探头两部分组成, 两者通过防水电缆连接, 可以实时显示温度读数。监测点布置过程中, 温度探头放置于模型箱内, 通过模型箱顶部的传感器密封防水接头引出电缆。隧道洞内空气流速和温度通过风速风温仪测量, 最高测量风速为 30 m/s , 能够满足模型试验隧道通风的风速测试要求。在测量过程中, 风速仪放置于隧道洞口中心位置, 确保风轮正对气流方向, 以减少气流紊动对测量精度的影响。

4.2.5 相似材料

隧道围岩相似材料选用粒径 $0.5 \sim 1 \text{ mm}$ 的中砂, 通过渗透仪测定其渗透系数约为 $1 \times 10^{-6} \text{ m/s}$ 。尽管中砂作为多孔松散介质与裂隙岩体在几何结构上存在差异, 但其等效渗透系数与富水区裂隙岩体隧道围岩的渗透系数典型范围 $10^{-7} \sim 10^{-5} \text{ m/s}$ ^[19, 30] 匹配性较好, 能够较好地再现富水区裂隙岩体的渗透特性^[31]。中砂的比热容采用混合水量热法测定, 使用高精度量热器作为测试仪器。导热系数通过激光导热仪进行测定。由于试验中向模型箱内注入热水, 导致相似材料中砂处于富水环境, 因此比热容与导热系数的测试均采用饱和中砂样品, 测试结果表明饱和中砂的比热容约为 $1160 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$, 导热系数约为 $1.57 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。

注浆圈相似材料采用水泥砂浆混合材料, 由普通硅酸盐水泥、粒径 $0.1 \sim 0.5 \text{ mm}$ 的细砂和水按质量比 $1:2:0.5$ 配置而成, 其渗透系数约为 $1 \times 10^{-11} \text{ m/s}$, 能够模拟注浆封堵热水后注浆区渗流能力的显著降低的特点。围岩相似材料的填充以及注浆圈相似材料的制备及施作过程见图 24, 模型试验中注浆圈的厚度采用 5 cm , 根据几何相似比, 相当于现场 5 m 的注浆圈厚度, 施作过程中, 尽可能保持注浆圈厚度均匀, 使用直尺测量与控制厚度。注浆圈施作完成后, 静置养护 28 d , 以保证水泥水化反应充分并形成致密结构, 这种情况下表面孔隙封闭, 化学性质稳定, 满足非亲水性要求, 干燥后的水泥砂浆热膨胀系数也较低^[32], 在热水渗流后不会出现显著力学劣化, 具有良好的变温稳定性。

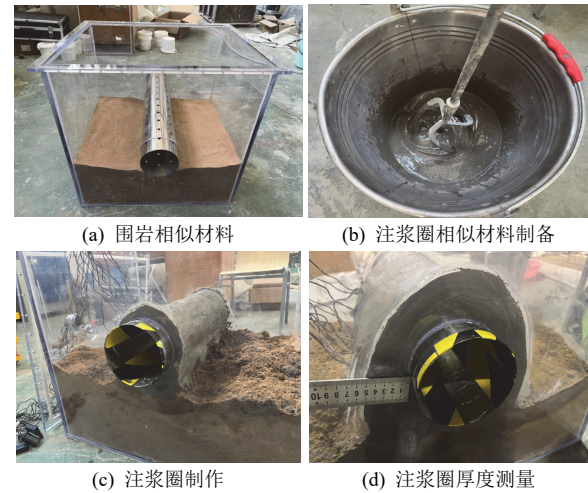


图 24 围岩及注浆圈相似材料制备

Fig.24 Preparation of similar materials of surrounding rock and grouting

4.3 试验分析

4.3.1 测点布置与试验方法

隧道围岩内的温度传感器布设位置如图 25 所示, 沿隧道纵向中间位置布设了一个监测断面, 该断面共布设 16 个温度传感器, 分布于隧道顶部、底部及左右两侧。

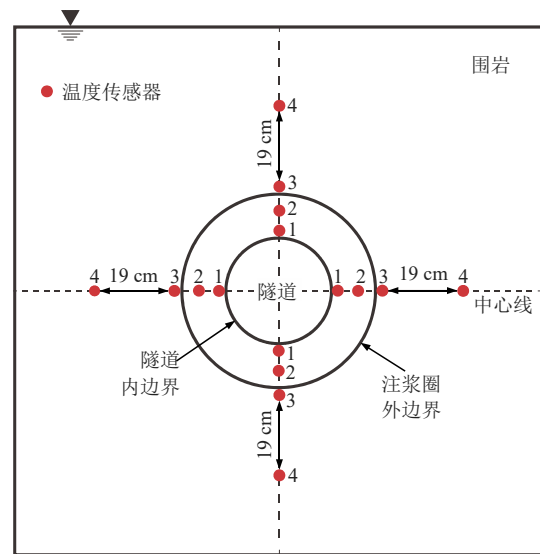


图 25 模型试验测点布置

Fig.25 Measurement point layout in model test

模型试验整体流程可分为试验准备阶段与试验实施阶段, 具体步骤如图 26 所示, 可以总结如下:

(1) 相似材料制备: 围岩相似材料采用筛分后的中砂, 粒径控制在 $0.5 \sim 2 \text{ mm}$ 范围; 注浆圈的相似材料为水灰比为 $4:1$ 水泥砂浆, 为确保试验准确性, 对相似材料的基本物理参数进行测试与确认。

(2) 箱体填充: 箱体底部首先铺设约 3 cm 厚的卵石反滤层, 用以模拟地下排水结构, 其上为围岩填

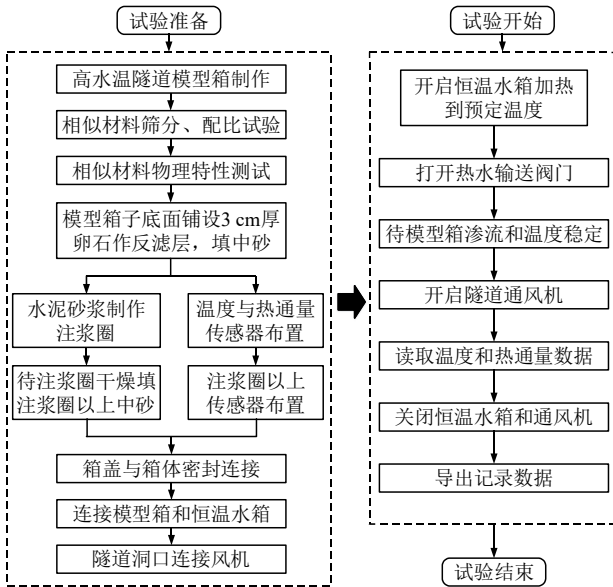


图 26 模型试验流程

Fig.26 Model test process

充区域，注浆圈以下采用分层填充与夯实中砂的方法完成。在注浆圈施作过程中，布设预定位置的温度传感器，传感器线路通过模型箱顶部的防水接头引出。

(3) 封盖与系统连接：在注浆圈固化养护 3 d 后，继续填充上部围岩材料并压实，随后密封安装模型箱顶部盖板，将恒温水箱的进水管与模型注水系统连接，并搭建风机通风系统，以模拟隧道施工中的降温通风过程。

(4) 试验开始与数据采集：试验开始前，通过恒温水箱加热系统将水温升至预设温度，随后开启阀门向模型箱注入热水，模拟高温水渗入围岩的过程。等待大约 3 h 后，当隧道围岩壁面位置的温度计显示温度与注入热水温度一致时，判定围岩温度

场基本稳定。随即启动通风系统，进入通风降温模拟阶段。同时，通过数据采集系统实时记录各监测点温度变化情况。

(5) 数据导出与试验结束：当达到设定的通风时间后，依次关闭恒温水箱加热系统和风机设备，结束通风过程，随后导出所采集的温度数据，并进行数据整理与初步分析。

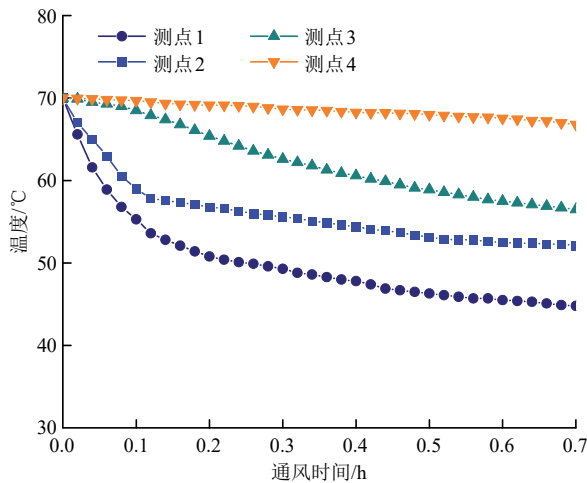
4.3.2 结果分析

图 27 显示了不同监测点围岩温度的瞬态变化情况，从温度变化过程可见，随通风时间增加，各个监测点的温度均降低，监测点距隧道壁面越远，降温趋势越缓。该现象与预期一致，隧道壁面为对流换热边界，降温速率较快。如径向监测点温度变化明显，表明受冷空气影响显著，而深部监测点 4 温度变化较小，基本维持初始状态。

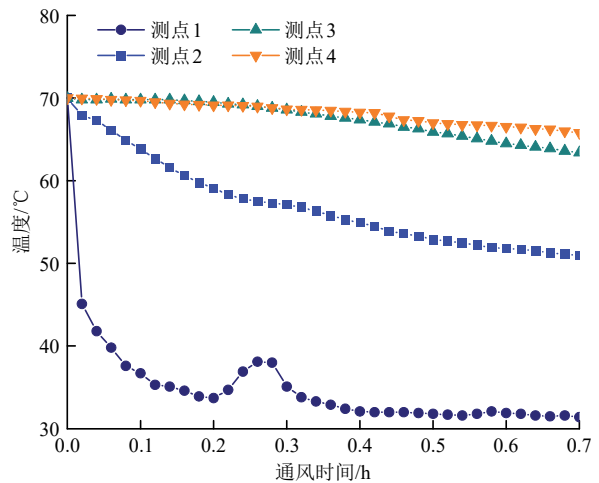
从通风时间来看，通风 0.1 h 内围岩温度迅速下降，随后降温速率逐渐减缓，最终趋于稳定。该过程符合牛顿冷却定律，初期空气与围岩温差较大，换热强度高，因此温度下降迅速。随通风时间的增加，空气与围岩的温差减小，换热强度减弱，温度降低趋缓，直至达到热平衡状态。进一步对不同位置温度情况对比分析发现，拱顶温度普遍高于其他位置，主要由于热水从模型箱顶部注入，增强了隧道顶部围岩的换热强度。

4.3.3 验证分析

为验证高水温隧道围岩温度有限差分解，本节通过模型试验结果进行对比分析，计算参数见表 7。图 28 对比了有限差分计算结果与试验测得的隧道壁面温度变化，试验数据为 4 个壁面温度传感器的平均值。结果表明，两者温度均随通风时间增长而



(a) 拱顶



(b) 左腰

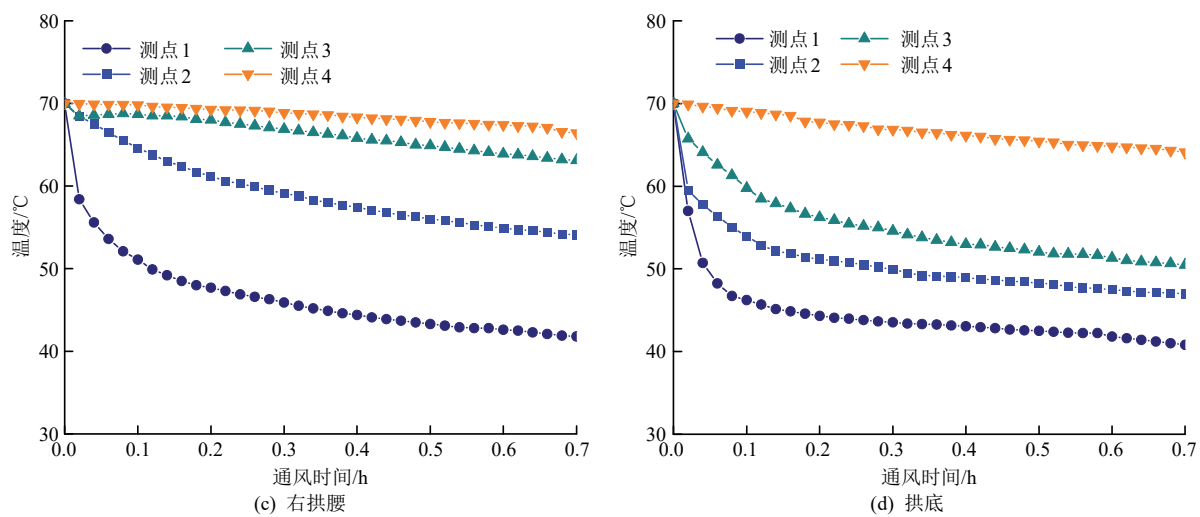


图 27 不同监测点温度变化曲线
Fig.27 Temperature variation curves at different monitoring points

表 7 验证分析的计算参数

Table 7 Calculation parameters for validation analysis

隧道半径/m	围岩导热系数/(W·(m·K) ⁻¹)	围岩体积热容/(MJ·(m ³ ·K) ⁻¹)	流体体积热容/(MJ·(m ³ ·K) ⁻¹)	围岩渗透系数/(m·s ⁻¹)	顶面水压/MPa	初始温度/℃	洞内初始空气温度/℃	壁面对流换热系数/(W·(m ² ·K) ⁻¹)	注浆圈厚度/m	注浆圈渗透系数/(m·s ⁻¹)	计算时间/h
0.06	1.5	2.295	4.18	1×10 ⁻⁶	0.005	60	27.8	5.6	0.05	1×10 ⁻¹¹	0.72

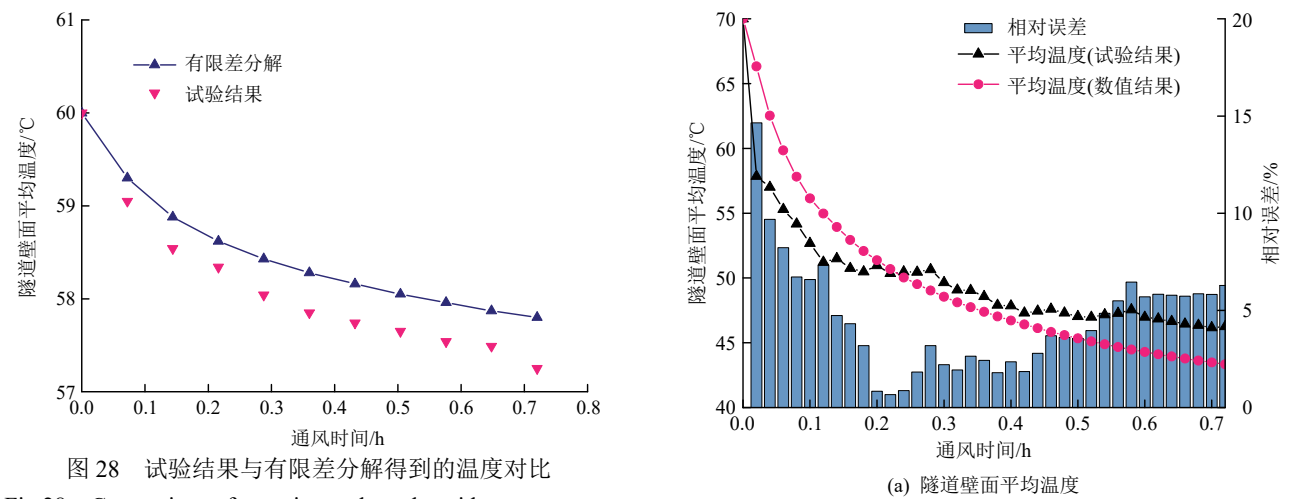


图 28 试验结果与有限差分得到的温度对比
Fig.28 Comparison of experimental results with temperatures obtained by finite difference method

降低，初期降温速率较快，后期趋缓。在通风初始阶段 0.3 h 内，理论与实测值吻合较好，表明该差分解在早期预测中具有较高精度，通风后期试验温度略低于理论解，但两者的整体变化趋势一致。

基于隧道壁面温度和出口空气温度的试验测试结果进一步对三维数值模型进行了验证。在实验室试验调节下，测得的隧道入口实时空气温度为 30.5℃，其余参数与表 7 一致。如图 29(a)所示，壁面平均温度对比结果显示，数值计算与试验数据之间温差为 2℃~7℃，相对误差控制在 15% 以内。尽管存在一定偏差，两者在温度随通风时间下降的趋势上高度一致。

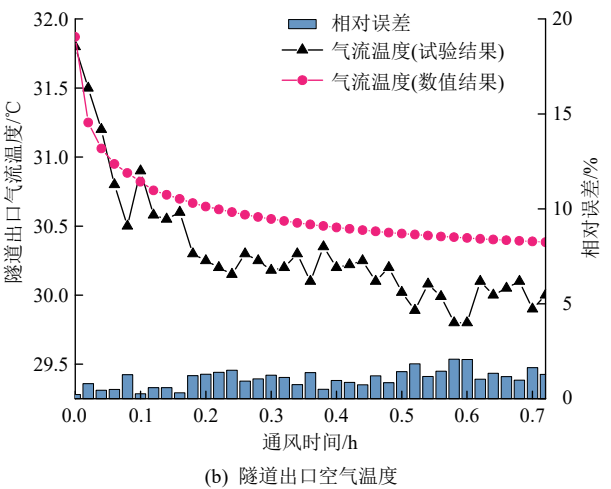


图 29 试验结果与数值模拟结果对比
Fig.29 Experimental validation of numerical simulation

图 29(b)为隧道出口空气温度对比结果,试验测试值存在一定波动,这是由于隧道出口风温是通过手持风速风温计测试的,因此在通风过程中会出现晃动导致空气温度的波动。相比之下,数值结果略高估了隧道出口空气温度,但整体变化趋势仍与试验结果保持一致,造成偏差的可能原因在于数值模型未考虑热水进入隧道后因通风作用而产生的蒸发吸热效应,从而导致计算温度略高于实际测量值。总的来说,两者的温差大约为 $0.5\text{ }^{\circ}\text{C}$, 相对误差小于 5%。

5 结 论

本文以高水温隧道施工期通风回流区为工程背景,通过推导热-流耦合围岩温度场的有限差分解,构建洞内空气温度场计算的三维数值模型,分析了不同因素对围岩和空气温度场的影响及注浆堵水隔热的降温效果,进一步通过研制高水温隧道围岩与洞内空气温度场模型试验系统对有限差分解与数值模拟结果进行验证。主要结论如下:

(1) 隧道穿越高水温地层时,当渗透系数高于 $5\times 10^{-7}\text{ m/s}$ 时,较高的热水流量增强了热水与围岩间的对流换热,导致围岩长期处于高温状态。随着渗透系数降低,围岩温度逐步下降,当渗透系数减小至 $1\times 10^{-9}\text{ m/s}$ 以下时,温度下降幅度显著减弱,表明存在降温效应的阈值。

(2) 注浆堵水隔热措施可有效抑制热水的对流换热,显著降低围岩及洞内空气温度,在围岩渗透系数较高($1\times 10^{-6}\text{ m/s}$)时,降温效果尤为显著,但并不是注浆圈的渗透系数越低、厚度越大对围岩和空气温度的控制效果越好,建议注浆区渗透系数低于围岩渗透系数 100 倍以内,注浆区厚度为 3 m。

(3) 模型试验表明,高水温隧道通风初期围岩降温速率较快,随后趋于稳定。有限差分解与试验测得的隧道壁面平均温度在通风 0.3 h 内高度吻合,整体趋势一致,数值计算与试验的壁面平均温度和出口空气温度相对误差分别小于 15%和 5%。试验验证了有限差分解及三维数值模型的可靠性,证实注浆堵水隔热措施有效降低热水与围岩的对流换热,从而降低洞内空气温度。

(4) 对于高水温隧道围岩常含大量裂隙,空气和水的导热性通常低于注浆固体材料,注浆后围岩的导热系数与热容会发生变化,本文在理论计算中未考虑注浆区热参数的变化,在裂隙高度发育的围

岩工况中可能出现误差。未来的研究应根据高水温隧道围岩具体状况,细化注浆区热参数的变化,进一步结合工程实际验证与完善研究成果。

参考文献(References):

- [1] 郭平业,卜墨华,张 鹏,等. 高地温隧道灾变机制与灾害防控研究进展[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(7): 1 561 - 1 581.(GUO Pingye, BU Mohua, ZHANG Peng, et al. Research progress on disaster mechanisms and prevention in high geothermal tunnels[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(7): 1 561 - 1 581.(in Chinese))
- [2] CHEN S J, ZHU Z G, ZHAO Y, et al. Transient heat transfer analysis of airflow in a thermal water-bearing tunnel considering airflow turbulence and surrounding rock seepage effects[J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2024, 64: 105568.
- [3] STARFIELD A B A. A new method for the computation of heat and moisture transfer in a partly wet airway[J]. Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy, 1983, 83(11): 263 - 269.
- [4] AMANO K, MIZUTA Y, HIRAMATSU Y. An improved method of predicting underground climate[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1982, 19(1): 31 - 38.
- [5] MCPHERSON M J. The analysis and simulation of heat flow into underground airways[J]. International Journal of Mining and Geological Engineering, 1986, 4: 165 - 195.
- [6] 周小涵,曾艳华,杨宗贤,等. 高地温隧道温度场的数值解[J]. 铁道科学与工程学报, 2015, 12(6): 1 406 - 1 411.(ZHOU Xiaohan, ZENG Yanhua, YANG Zongxian, et al. Numerical solution of the heat transfer between tunnels and rocks in high-temperature geothermal region[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2015, 12(6): 1 406 - 1 411.(in Chinese))
- [7] 邵珠山,乔汝佳. 考虑隔热层的高岩温隧道温度场和应力场分布规律研究[J]. 应用力学学报, 2017, 34(5): 869 - 874.(SHAO Zhushan, QIAO Rujia. Thermo-elastic analysis of the temperature and stress fields of tunnels with insulation layer in a high geothermal environment[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2017, 34(5): 869 - 874.(in Chinese))
- [8] 张毅峰,刘琛尧,李国良,等. 基于解析解的高地温圆形隧道温度场分布研究[J]. 武汉大学学报: 工学版, 2024, 57(7): 925 - 932.(ZHANG Yifeng, LIU Chenyao, LI Guoliang, et al. Research on temperature field distribution of circular tunnel with high geo-temperature based on analytical solution[J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2024, 57(7): 925 - 932.(in Chinese))
- [9] 王明年,王奇灵,胡云鹏,等. 高地温环境下隧道初期支护力学性能研究[J]. 铁道学报, 2019, 41(11): 116 - 122.(WANG Mingnian, WANG Qiling, HU Yunpeng, et al. Mechanical characteristics analysis of initial support of high geothermal tunnel[J]. Journal of the China Railway Society, 2019, 41(11): 116 - 122.(in Chinese))
- [10] 王明年,王奇灵,胡云鹏,等. 高地温隧道荷载模式及二次衬砌安全特性研究[J]. 隧道建设(中英文), 2019, 39(11): 1 769 - 1 780.(WANG Mingnian, WANG Qiling, HU Yunpeng, et al. Study on load

- mode and secondary lining safety characteristics of high geothermal tunnel[J]. Tunnel Construction, 2019, 39(11): 1 769 - 1 780.(in Chinese))
- [11] 王 艳, 何廷树, 程 磊, 等. 矿物掺合料对高岩温条件下衬砌混凝土性能影响[J]. 铁道学报, 2015, 37(2): 118 - 124.(WANG Yan, HE Tingshu, CHENG Lei, et al. Effect of mineral admixture on properties of lining concrete under high-temperature rock wall condition[J]. Journal of the China Railway Society, 2015, 37(2): 118 - 124.(in Chinese))
- [12] 崔光耀, 左奎现, 王明年, 等. 强震区高岩温隧道阻热抗震技术研究[J]. 铁道工程学报, 2017, 34(9): 83 - 87.(CUI Guangyao, ZUO Kuixian, WANG Mingnian, et al. Research on the heat resistant and anti-seismic technology of high rock temperature tunnel in Meizoseismal area[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2017, 34(9): 83 - 87.(in Chinese))
- [13] 唐兴华, 王明年, 童建军, 等. 高岩温隧道初期支护应力场及安全性研究[J]. 西南交通大学学报, 2019, 54(1): 32 - 38.(TANG Xinghua, WANG Mingnian, TONG Jianjun, et al. Study on stress field and security of primary support in high rock temperature tunnel[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2019, 54(1): 32 - 38.(in Chinese))
- [14] WANG Y, ZHOU X H, LIU X R, et al. Ambient temperature prediction model and cooling requirement analyze in the high-altitude construction tunnel passing through the abnormally high geothermal region[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2023, 141: 105360.
- [15] ZENG Y H, YANG G C, TAO L L, et al. Impact of thermal insulation duct on cooling effect of high-ground-temperature tunnels during construction ventilation[J]. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, 2024, 149(1): 187 - 201.
- [16] 谢君泰, 余云燕. 高海拔隧道工程热害等级划分[J]. 铁道工程学报, 2013, 30(12): 69 - 73.(XIE Juntao, YU Yunyan. Grades for heat damage in high altitude tunnel engineering[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2013, 30(12): 69 - 73.(in Chinese))
- [17] 杨 冬, 蒋树屏, 黄 锋, 等. HHP 花岗岩高温隧道温度场实测与仿真研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2023, 20(1): 233 - 244.(YANG Dong, JIANG Shuping, HUANG Feng, et al. Measurement and simulation of temperature field in HHP granite high-temperature tunnel[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2023, 20(1): 233 - 244.(in Chinese))
- [18] 王秀英, 王梦恕, 张 弥. 计算隧道排水量及衬砌外水压力的一种简化方法[J]. 北方交通大学学报, 2004, (1): 8 - 10.(WANG Xiuying, WANG Mengshu, ZHANG Mi. A simple method to calculate tunnel discharge and external water pressure on lining[J]. Journal of Northern Jiaotong University, 2004, (1): 8 - 10.(in Chinese))
- [19] 张成平, 张顶立, 王梦恕, 等. 高水压富水区隧道限排衬砌注浆圈合理参数研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(11): 2 270 - 2 276.(ZHANG Chengping, ZHANG Dingli, WANG Mengshu, et al. Study on appropriate parameters of grouting circle for tunnels with limiting discharge lining in high water pressure and water-enriched region[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(11): 2 270 - 2 276.(in Chinese))
- [20] LIN Y C, HU T F, YEH H D. Analytical model for heat transfer accounting for both conduction and dispersion in aquifers with a Robin-type boundary condition at the injection well[J]. Water Resources Research, 2019, 55(8): 7 379 - 7 399.
- [21] ANDERSON D, TANNEHILL J C, PLETCHER R H, et al. Computational fluid mechanics and heat transfer[M]. [S. l.]: CRC Press, 2020: 136 - 201.
- [22] LEVEQUE R J. Finite difference methods for ordinary and partial differential equations: steady-state and time-dependent problems[M]. Philadelphia, PA: Society for Industrial and Applied Mathematics (SIAM), 2007: 3 - 11.
- [23] 李鹏飞, 张顶立, 李 兵, 等. 海底隧道施工过程中围岩稳定性的流固耦合分析[J]. 中国铁道科学, 2010, 31(3): 35 - 41.(LI Pengfei, ZHANG Dingli, LI Bing, et al. Coupled fluid-solid analysis of the surrounding rock stability of the subsea tunnel during construction process[J]. China Railway Science, 2010, 31(3): 35 - 41.(in Chinese))
- [24] LIU S H, FU J Y, YANG J S, et al. Numerical simulation of temperature effects on mechanical behavior of the railway tunnel in tibet[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2020, 24(12): 3 875 - 3 883.
- [25] KRÓL A, KRÓL M, KOPER P, et al. Numerical modeling of air velocity distribution in a road tunnel with a longitudinal ventilation system[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019, 91: 103003.
- [26] CHEN Q, ZHANG H, ZHU Y M, et al. Study on distributions of airflow velocity and convective heat transfer coefficient characterizing duct ventilation in a construction tunnel[J]. Building and Environment, 2021, 188: 107464.
- [27] TAN X J, CHEN W Z, WU G J, et al. Study of airflow in a cold-region tunnel using a standard $k-\epsilon$ turbulence model and air-rock heat transfer characteristics: validation of the CFD results[J]. Heat and Mass Transfer, 2013, 49: 327 - 336.
- [28] PELTIER M, LORIA A F R, LEPAGE L, et al. Numerical investigation of the convection heat transfer driven by airflows in underground tunnels[J]. Applied Thermal Engineering, 2019, 159: 113844.
- [29] FARHADIAN H, KATIBEH H, HUGGENBERGER P, et al. Optimum model extent for numerical simulation of tunnel inflow in fractured rock[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2016, 60: 21 - 29.
- [30] GUO J, ZHAO H J, MA F S, et al. Investigating the permeability of fractured rock masses and the origin of water in a mine tunnel in Shandong Province, China[J]. Water Science and Technology, 2015, 72(11): 2 006 - 2 017.
- [31] 高新强, 艾旭峰, 孔 超. 高水压富水区裂隙岩体隧道渗流场的特征[J]. 中国铁道科学, 2016, 37(6): 42 - 49.(GAO Xinqiang, AI Xufeng, KONG Chao. Characteristics of seepage field of fractured rock mass tunnel in high water pressure and rich water zone[J]. China Railway Science, 2016, 37(6): 42 - 49.(in Chinese))
- [32] ZENG Q, LI K F, FEN-CHONG T, et al. Effect of porosity on thermal expansion coefficient of cement pastes and mortars[J]. Construction and Building Materials, 2012, 28(1): 468 - 475.