

DOI: 10.11779/CJGE20230877

第三系半成岩富水砂岩隧道水平高压旋喷桩加固机理及参数分析

许劲松^{1,3}, 徐 华^{2,4}, 张海涛², 王秋懿³, 李宝华³

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092; 2. 成都理工大学环境与土木工程学院, 四川 成都 610059; 3. 云南交投集团投资有限公司, 云南 昆明 650100; 4. 四川省复杂地质 TBM 智能掘进与灾害防控工程技术研究中心, 四川 成都 610059)

摘 要: 第三系半成岩具备弱胶结、遇水软化等特征, 隧道建设时易诱发涌水突泥和坍塌等地下地质灾害。依托云南临清高速公路王家寨隧道, 结合现场地质条件与现有工程案例, 采用水平高压旋喷桩对软弱围岩进行超前预加固。结合地基梁理论解析、数值模拟与现场监测方法, 研究第三系半成岩水平高压旋喷桩加固机理及不同桩体参数对围岩加固效果的影响, 并给出桩体参数建议范围, 为类似工程提供参考。研究表明: 旋喷桩加固后解析解与数值解的剪力与弯矩分布规律较为一致, 在开挖未支护段桩体所受弯矩、剪力最大, 最易发生断裂破坏; 当围岩水压力在 300 kPa 时旋喷桩体最大拉应力达 598.21 kPa, 接近桩体极限抗拉强度, 水压力小于 300 kPa 时水平旋喷桩能有效发挥梁、拱协同作用, 拱棚效应与阻水效果显著, 能将围岩压力传递给桩体后端及拱肩、边墙处, 围岩沉降与地下水压得到有效控制, 这与现场监测结果基本吻合; 桩径、桩长、咬合厚度及搭接长度变化对桩体应力影响较大, 影响程度为咬合厚度>桩长>搭接长度>桩径, 建议在第三系半成岩富水砂岩隧道围岩水压力小于 300 kPa 进行超前预加固时, 水平旋喷桩桩体参数范围为桩径 65~70 cm、桩长 10~13 m、咬合厚度 25 cm、搭接长度 3~4 m。

关键词: 第三系半成岩; 水平高压旋喷桩; 加固机理; 现场监测; 桩体参数分析

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2024)12-2559-11

作者简介: 许劲松(1990—), 男, 博士研究生, 工程师, 主要从事公路隧道建设管理方面的工作。E-mail: 503661755@qq.com。

Reinforcement mechanism and parameter analysis of horizontal high-pressure rotary jet grouting piles for tunnels in tertiary semi-diagenetic water-rich sandstone

XU Jinsong^{1,3}, XU Hua^{2,4}, ZHANG Haitao², WANG Qiuyi³, LI Baohua³

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. College of Environmental and Civil Engineering, Chengdu University of Technology, Chengdu 610059, China; 3. YCIC Investment Company Limited, Kunming 650100, China; 4. Research on complex Geological TBM Intelligent Excavation and Disaster Prevention Engineering Technology in Sichuan Province, Chengdu 610059, China)

Abstract: The tertiary semi-diagenetic rocks are characterized by weak cementation and susceptibility to water softening, which can easily trigger underground geological disasters such as water intrusions, mud outbursts and collapses during tunnel construction. Focusing on the Wangjiazhai tunnel of the Lincan-Qingshuihe Expressway in Yunnan Province, considering the geological conditions and the relevant engineering case studies, the horizontal high-pressure rotary jet grouting piles are employed to pre-emptively strengthen the weak surrounding rock. Through the combination of theoretical analysis of foundation beams, numerical simulation and field monitoring methods, the reinforcement mechanism of horizontal high-pressure jet grouting piles in the tertiary semi-diagenetic formations is investigated, and the influences of varying pile parameters on the reinforcement effectiveness of the surrounding rock are examined, offering a suggested range for these parameters to serve as a reference for similar projects. The results indicate that the distribution of shear force and bending moment in both analytical and numerical solutions agrees with that in the unsupported section, where the pile experiences the highest bending moments and shear forces, making it most susceptible to fracture failure. Under the water pressure of the surrounding rock of 300 kPa, the maximum tensile force within the rotary jet grouting pile reaches 598.21 kPa, close to the ultimate tensile strength of the pile. When the water

基金项目: 交通运输部重点科技项目(2019-MS1-017)

收稿日期: 2023-09-11

*通信作者(E-mail: xuhua@cdut.edu.cn)

构破碎, 自稳能力差, 加上高水压的作用, 隧道施工扰动极易破坏砂岩结构。自 2018 年开工以来, 隧道共发生涌水突泥、坍塌冒顶等地质灾害(图 2)达 16 次, 造成了极大的财产损失和工期延误。



(a) 洞内涌水突泥

(b) 地表塌陷

图 2 王家寨隧道第三系半成岩段灾害情况

Fig. 2 Disaster situation of tertiary semi-diagenetic section of Wangjiazhai Tunnel

于王家寨隧道现场取样, 对第三系半成岩砂岩开展室内试验, 试验表明: 第三系半成岩级配不均, 具备明显弱胶结特征; 地层渗透系数低, 保水性强, 试样天然含水率达 18%; 其力学性能随含水率升高呈先增后减的趋势, 这与文献[15]中的规律一致; 含水率过高时, 颗粒间的胶结被破坏, 颗粒间隙增大, 进而导致力学性能下降。天然试样力学性能较差, 其基本力学参数为弹性模量 16.7 MPa, 泊松比 0.3, 重度 20.6 kN/m³, 黏聚力 27.59 kPa, 内摩擦角 35.2°。

水平高压旋喷桩常用于富水砂岩、软土及黄土等软弱均质地层的隧道超前预加固, 并取得了良好的效果[16-17]。结合王家寨隧道第三系半成岩富水砂岩段地层特性和地下水条件, 采用水平高压旋喷桩对王家寨隧道进行超前预加固。具体方案为旋喷桩斜插角度 5°, 喷浆压力 30~40 MPa, 采取水泥-水玻璃双液浆, 两者与水的质量比例为 1:1:1。桩体参数: 桩长 10 m, 桩径 60 cm, 咬合厚度 25 cm, 搭接长度 3 m。

2 加固机理分析

2.1 加固作用及旋喷拱棚受力特征

水平高压旋喷桩的加固作用主要有 3 个方面[18-19]:

①旋喷桩在隧道纵向可视为梁, 横向可视为拱(图 3), 梁、拱协同作用分散上覆荷载, 从而避免拱顶塌方、限制隧道沉降; ②浆液与土体固结从而提高围岩强度, 改善地层性质; ③旋喷相互咬合, 起到防渗阻水作用。高压旋喷桩施作且隧道开挖后, 初支结构对开挖端旋喷桩起弹性支承作用, 另一端为在围岩内部可视为固端支承[20]。此时高压旋喷桩在纵向可视作一端为弹性支承、一端为固端支承的梁。在上覆荷载作用下易导致桩体截面产生拉应力过大, 引起桩体断裂。

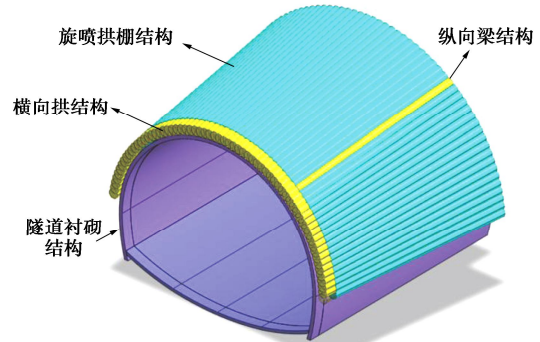


图 3 水平高压旋喷桩拱棚结构

Fig. 3 Arch shed structure of horizontal high-pressure rotary jet grouting pile

2.2 解析计算

王家寨隧道半成岩段地层含水率高, 水压大, 旋喷桩除受围岩松动的荷载外, 还需承受自上而下的水压力, 故在计算竖向荷载时需考虑水压力。

(1) 旋喷桩竖向荷载

采用深埋大跨度比尔鲍曼修正公式[21]计算围岩荷载; 水压力荷载常采用折减系数法[22]进行计算, 但水平旋喷属于超前支护, 隧道未设置衬砌, 旋喷拱棚与初支厚度较小, 水压力变化可忽略不计。故旋喷桩竖向荷载可由下式求得:

$$q = \gamma H \left[1 - \frac{H}{2a_1} K_1 - \frac{c}{a_1 \gamma} (1 - 2K_2) \right] + \gamma_w H_w \quad (1)$$

式中: γ 为土层重度; H 为深浅埋分界深度, $H = \frac{a_1}{K_1} \left[1 - \frac{c}{\gamma a_1} (1 - 2K_2) \right]$; $a_1 = a + h \tan \left(45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right)$, a 为隧道跨度一半; c 为围岩黏聚力; φ 为内摩擦角; γ_w 为水的重度; H_w 为水头高度; $K_1 = \tan \varphi \tan^2 \left(45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right)$; $K_2 = \tan \varphi \tan \left(45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right)$ 。

(2) 旋喷桩力学模型

根据旋喷桩力学特征, 隧道开挖时其受力情况与管棚较为一致, 可将旋喷桩视为半无限长度的弹性地基梁, 从而计算旋喷桩受力。旋喷桩支护后力学模型如图 4 所示。

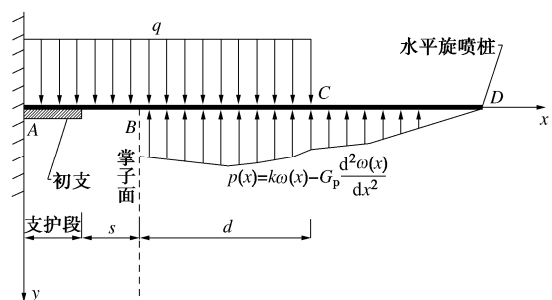


图 4 隧道开挖过程旋喷桩力学模型

Fig. 4 Mechanical model of rotary jet grouting pile during tunnel excavation

表 1 计算参数
Table 1 Parameters for calculation

围岩类型	弹性模量/MPa	泊松比	重度/ (kN·m ⁻³)	黏聚力/ kPa	内摩擦角/ (°)	厚度/ cm	基床系数/ (MPa·m ⁻¹)
半成岩砂岩	16.7	0.30	20.6	27.59	35.2	—	140
全风化花岗岩	65.0	0.32	19.1	60.00	25.0	—	1000
钢拱架	210000	0.30	78.0	—	—	—	—
初支 喷射混凝土	23000	0.20	25.0	—	—	29	—
旋喷桩体	1000	0.25	24.0	—	—	—	—

根据弹性地基梁理论可得水平旋喷桩的挠曲微分方程为

$$EI \frac{d^4 \omega(x)}{dx^4} - G_p b^* \frac{d\omega^2(x)}{dx^2} + kb^* \omega(x) = bq(x) \quad (2)$$

地基反力为

$$p(x) = k\omega(x) - G_p \frac{d^2 \omega(x)}{dx^2} \quad (3)$$

根据受力特征不同，将旋喷桩划分为 *AB*，*BC*，*CD* 共 3 段，其中 *AB* 段旋喷桩仅受围岩荷载，其挠度微分方程为

$$EI \frac{d^4 \omega(x)}{dx^4} = bq_0 \quad (4)$$

BC 段除围岩荷载外还受地基反力作用，其挠度微分方程为

$$EI \frac{d^4 \omega(x)}{dx^4} - G_p b^* \frac{d\omega^2(x)}{dx^2} + kb^* \omega(x) = bq_0 \quad (5)$$

CD 段围岩未受扰动，仅受地基反力作用，则该段微分方程为

$$EI \frac{d^4 \omega(x)}{dx^4} - G_p b^* \frac{d\omega^2(x)}{dx^2} + kb^* \omega(x) = 0 \quad (6)$$

式中：*k* 为基床系数；*G_p* 为围岩抗剪模量；*b* 为旋喷桩直径，*b*^{*} = *b*[1 + (*G_p* / *k*)^{1/2} / *b*]；*E* 为旋喷桩弹性模量；*I* 为旋喷桩惯性矩；*ω*(*x*) 为旋喷桩挠度；*d* 为围岩松动范围，*d* = *h* · tan⁻¹(45° + *φ* / 2)。

基于上述微分方程解出不同分段的通解，再通过各分段边界条件联立方程式求得待定系数，从而求得三段旋喷桩挠度方程^[23]，最后根据下式求解旋喷桩剪力及弯矩：

$$Q(x) = -EI \frac{d\omega^3(x)}{dx^3} + G_p b \frac{d\omega(x)}{dx} \quad (7)$$

$$M(x) = -EI \frac{d\omega^2(x)}{dx^2} \quad (8)$$

解析解中地层参数取值主要由前期室内试验与现场勘察确定，旋喷桩体及初支参数参考已有工程实例^[10, 24]，具体参数取值见表 1。

2.3 数值模拟

(1) 模型建立

以王家寨隧道第三系富水半成岩砂岩段典型断面建立模型，旋喷桩沿隧道环向半断面进行超前加固，

采用 3 台阶法开挖隧道，单次进尺 1 m。王家寨隧道最大开挖跨度约 14 m、高度约 10 m，考虑到边界条件的影响^[25]，计算模型横向尺寸取隧道两侧外 40 m，竖向上下两侧取 45 m，纵向开挖长度取 24~50 m，以保证 3 个旋喷桩循环长度。旋喷桩半断面施工，为减小模型边界效应，取中间循环旋喷桩作为研究分析对象。基于现场水文地质条件和监测数据，在富水条件下水压力选定为 300 kPa，旋喷桩参数为桩长 10 m，桩径 60 cm，咬合厚度 25 cm，搭接长度 3 m，数值模型如图 5 所示。

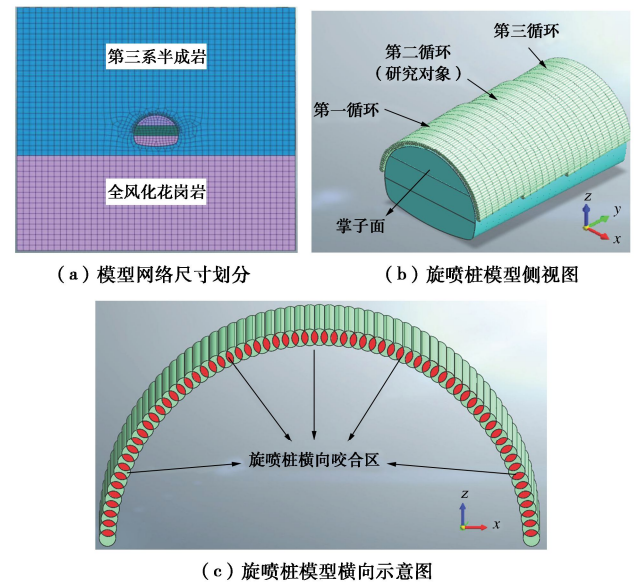


图 5 水平高压旋喷桩模型示意图

Fig. 5 Schematic diagram of horizontal high-pressure rotary jet grouting pile model

数值模拟地层为第三系半成岩砂岩、全风化花岗岩，计算参数见表 1。将初期支护简化为赋予属性的曲面壳体结构。数值模拟基本假设如下：

- a) 材料为均质、连续、各向同性。
- b) 围岩服从莫尔-库仑准则，采用实体单元模拟；初支采用板单元模拟，本构模型采用弹性本构模型；旋喷桩体采用梁单元模拟，本构模型服从弹性本构模型。
- c) 考虑空间效应，建立三维模型。
- d) 钢拱架根据抗压刚度简化原则，将钢架的弹性模量折算到喷射混凝土衬砌的弹性模量^[26]，简化方式

为

$$E = E_0 + \frac{S_g \times E_g}{S_c} \quad (9)$$

式中: E 为折算后喷射混凝土弹性模量 (MPa), 根据表 1 相关数据, 折算刚度约为 28000 MPa; E_0 为原喷射混凝土的弹性模量 (MPa); S_g 为钢拱架截面面积 (m^2); E_g 为钢拱架的弹性模量 (MPa); S_c 为喷射混凝土截面面积 (m^2).

(2) 水平高压旋喷桩桩体受力机制

为探明水平高压旋喷桩体加固围岩时的受力机制, 分别采用解析法与数值法求解桩体的剪力与弯矩, 计算参数见表 1, 其结果如图 6, 7 所示. 由于旋喷桩前后搭接的特性, 第二循环开挖时, 桩体前端 3 m 已进行了支护, 故选取桩体轴向 2~10 m 处剪力及弯矩变化进行分析. 此外, 由于 2.3 节解析法不能对已支护段进行计算, 因此图中未呈现已支护段解析解, 但不影响未支护段与掌子面前方桩体计算.

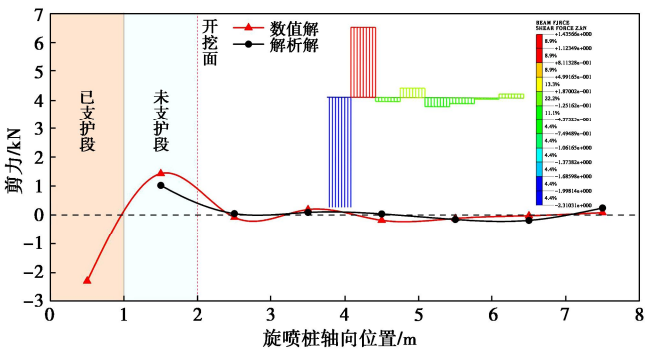


图 6 解析解与数值解纵向剪力对比

Fig. 6 Comparison of longitudinal shear force between analytical and numerical solutions

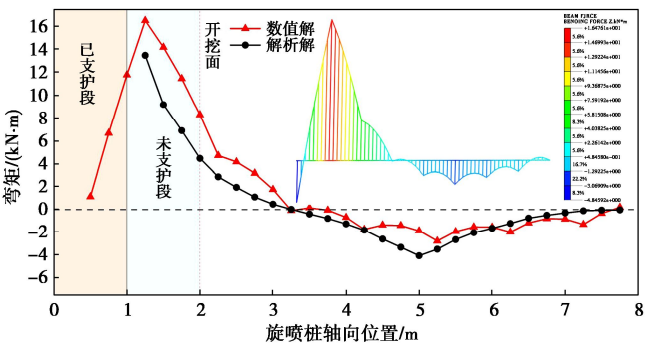


图 7 解析解与数值解纵向弯矩对比

Fig. 7 Comparison of longitudinal bending moment between analytical and numerical solutions

由图 6 可知, 桩体所受剪力的解析解与数值解结果分布规律较为一致, 剪力最大值相差 21.5%, 桩体剪力整体表现为在已支护段呈负值, 然后逐渐增大, 在未支护段为正且达到最大值, 最后急剧下降并在未

开挖段趋于 0 的规律. 这是由于在支护段部分围岩荷载被初支承担, 桩体受力较小; 而在未支护段桩体承受全部围岩荷载, 受力较大; 未开挖部分同时受上部围岩荷载与下部地基反力, 大部分应力被抵消, 剪力较小, 而随着距离开挖面越远, 桩体逐渐远离围岩扰动范围, 剪力逐渐趋于 0.

由图 7 可知, 桩体纵向弯矩的解析解与数值解结果同样较为一致, 弯矩呈现先反向减小接着正向增大, 再沿轴向减小最后反向增长缩减至 0 的规律. 最大弯矩位于开挖未支护段, 主要为正弯矩, 其解析解与数值解相差 18.3%. 故在实际工程中应密切注意开挖未支护段桩体受力与变形.

图 8 为桩体轴向应力图, 由图 8 可知, 拱顶、拱肩及边墙所受最大轴力值分别为 446.41, 413.56, -405.04 kPa, 拱顶轴力大于拱肩大于边墙. 拱顶及拱肩桩体受拉, 边墙桩体受压, 这是由于在上覆荷载作用下, 拱顶、拱肩桩体产生弯曲变形, 桩体截面产生拉应力, 而边墙桩体则在应力传递的作用下, 整体受压, 该规律与文献[21]相似.

剪力与弯矩结果表明, 旋喷桩体在纵向上能有效发挥梁效应, 将围岩荷载传递至后端, 这与现有管棚、旋喷桩研究成果也较为相近^[27-28]. 而轴力结果表明, 旋喷拱棚从横向上有效发挥拱效应, 上覆荷载被传递至边墙两侧使边墙桩体受压. 水平高压旋喷桩整体发挥梁、拱协同作用, 但这也导致荷载过大时拱顶、拱肩桩体因受拉应力超过抗拉强度而被破坏.

(3) 水平高压旋喷桩承载能力

王家寨隧址区地下水丰富, 为确定旋喷桩所能承载的最大水压力, 以桩体最大拉应力作为评价指标, 水压力为变量, 考虑弱富水、中等富水及强富水条件, 分别设置水压力为 100, 200, 300 kPa 工况, 在与围岩压力共同作用下, 分析旋喷桩所承受的最大拉应力, 确定桩体承受的水压力极限值, 结果如图 9 所示.

由图 9 可知, 旋喷桩最大拉应力区域主要集中在拱顶旋喷桩前端, 并沿后端及两侧方向逐渐减小, 说明在旋喷桩超前预加固后, 拱顶范围前端桩体最易发生断裂破坏. 水压力提高, 桩体拉应力随之增大, 最大拉应力值分别为 420.36, 518.13, 598.21 kPa. 在半成岩砂岩地层与强富水环境下, 旋喷桩体抗压强度在 8 MPa 左右, 其抗拉强度一般为抗压强度的 1/9~1/14^[7], 约为 600~800 kPa, 因此, 在 300 kPa 水头压力下, 水平高压旋喷桩最大拉应力为 598.21 kPa, 接近抗拉强度.

(4) 加固前后围岩应力及变形情况

在 300 kPa 水压力下, 水平高压旋喷桩加固前后围岩竖向应力、沉降情况如图 10 所示.

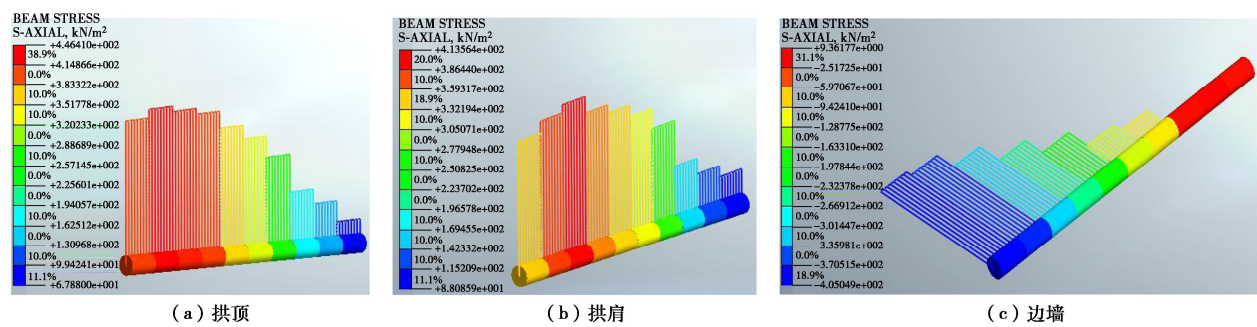


图 8 不同位置旋喷桩轴向应力分布图

Fig. 8 Distribution of axial stress of rotary jet grouting pile at different positions

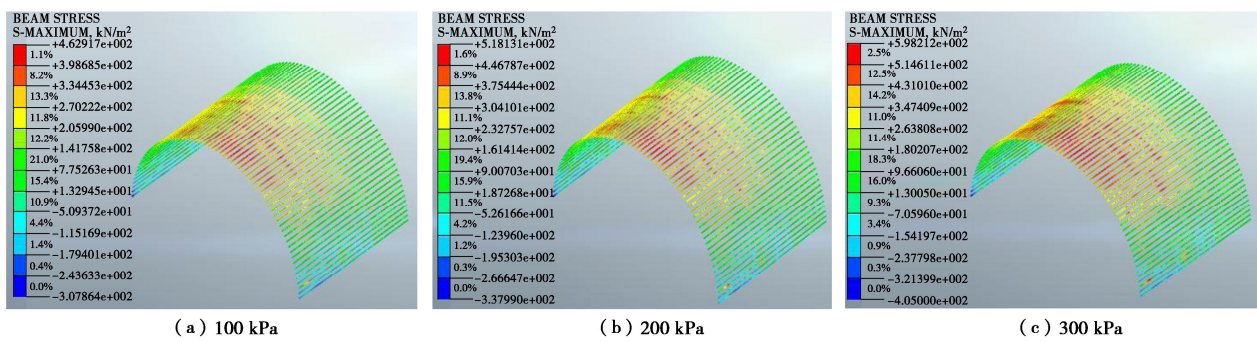


图 9 不同水压力下旋喷桩体最大拉应力分布

Fig. 9 Distribution of bending stress of rotary jet grouting pile under different water pressures

由图 10 (a)、(b) 可知, 加固前围岩最大沉降位移发生在拱顶处, 最大沉降达 44.47 cm, 拱肩与边墙最大沉降为 37.51, 23.93 cm, 沉降值远大于《公路隧道施工技术规范》(JTGT 3660—2020) 所建议的预留变形量 (8~12 cm)。水平旋喷桩加固后, 隧道围岩变形得到有效控制, 隧道轮廓线拱顶、拱肩、边墙沉降分别为 7.75, 5.84, 4.01 cm, 满足规范要求, 表明旋喷桩体对隧道围岩沉降起到明显的限制作用。

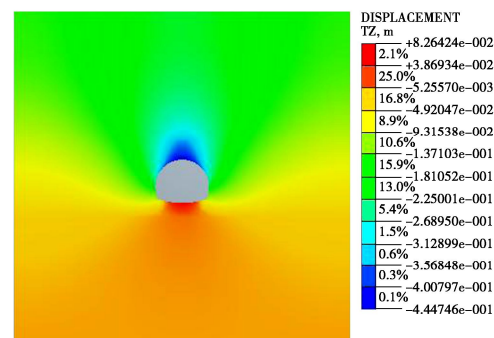
由图 10 (c)、(d) 可知, 未加固时隧道轮廓线围岩应力分布较均匀, 围岩应力约在 700~850 kPa。隧道开挖引起围岩松动, 加之土体自身软弱无法形成有效土拱, 致使围岩压力直接作用于隧道, 对隧道初支受力造成极大影响。旋喷桩加固后拱顶区域围岩平均应力约为 158.19 kPa, 拱肩、边墙、拱脚处应力依次为 291.76, 474.24, 1598.58 kPa。旋喷拱棚的承载作用使拱顶区域围岩应力的发展得到有效限制, 围岩应力被传递至拱肩、边墙位置处, 并使得拱脚处出现一定的应力集中。

2.4 现场监测

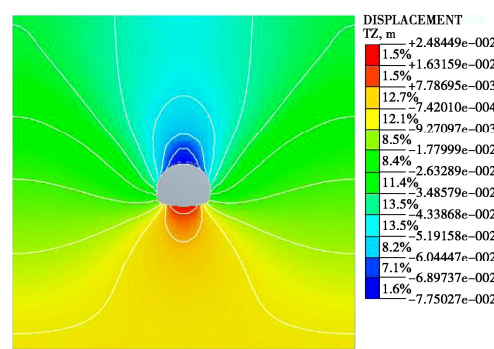
(1) 监测方案

选取王家寨隧道水平旋喷桩加固后典型富水断面 ZK22+221 进行监测, 监测项目包括围岩初支接触压力 (图 11)、水压力、拱顶沉降等。验证水平高压旋

喷桩加固效果以及模拟计算结果进行对比, 监测结果如图 12 所示。



(a) 加固前竖向沉降云图



(b) 加固后竖向沉降云图

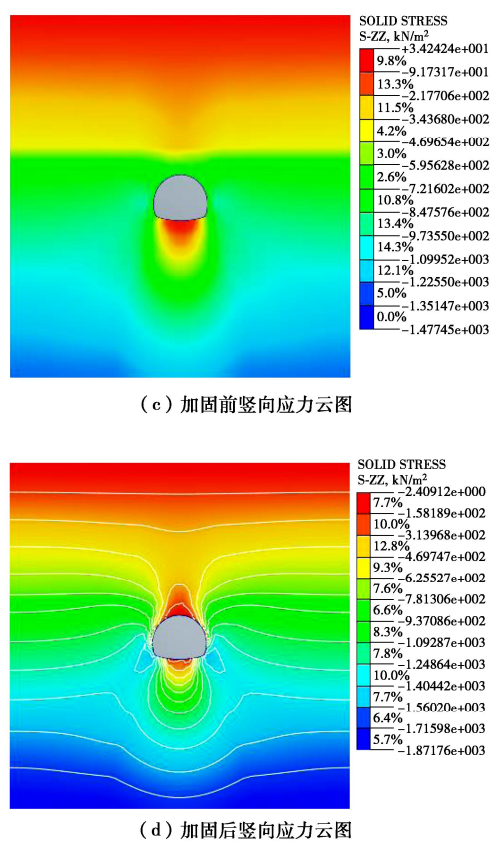


图 10 加固前后围岩竖向应力、沉降云图

Fig. 10 Clouds of vertical stress and settlement of surrounding rock before and after reinforcement

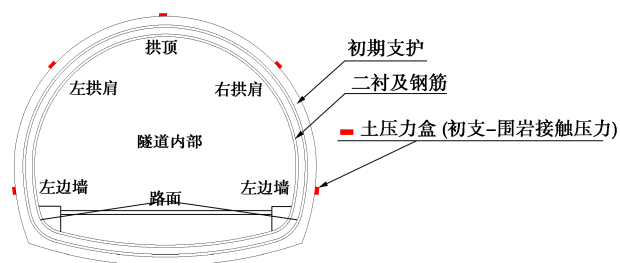


图 11 围岩-初支接触压力监测元件布置

Fig. 11 Layout of surrounding rock-initial contact pressure monitoring element

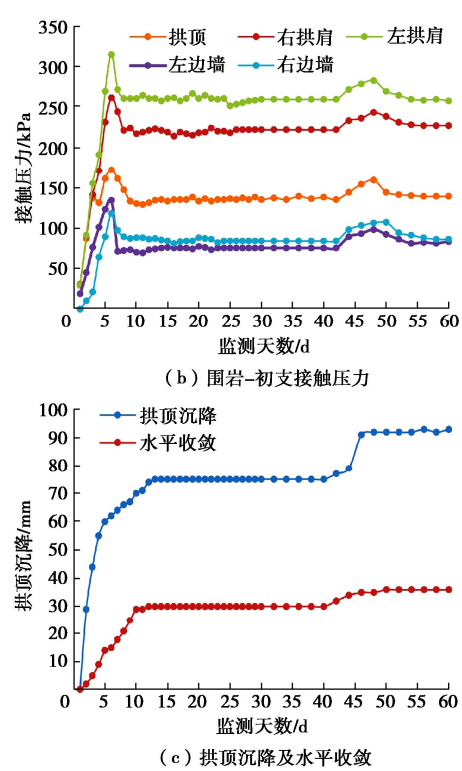
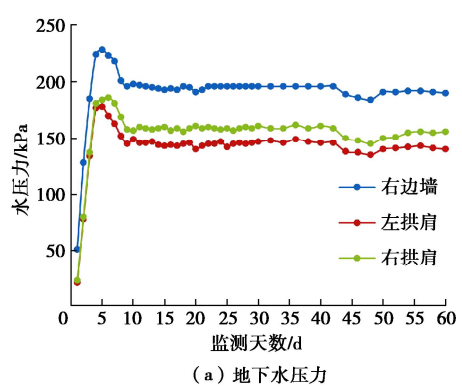


图 12 ZK22+221 监测曲线

Fig. 12 Monitoring curves of ZK22+221

(2) 监测结果分析

由图 12 (a) 可知, 各项水压力均呈现先增长后逐渐区域稳定。前 6~7 d 内, 水压力涨幅较大, 右边墙、左拱肩、右拱肩水压力分别增长至 224, 186, 184 kPa, 即稳定在 200 kPa 左右, 之后逐渐下降并且在 10 d 后趋于稳定。这是由于隧道单次循环开挖时间在 10 d 左右, 旋喷桩的施作暂时阻断了地下水渗流通道, 地下水压力增大, 随着地下水向隧道周边渗流, 水压逐渐减小趋于稳定。

由图 12 (b) 可知, 5 个测点压力曲线总体呈先增加后降低并趋于平稳的趋势, 且未出现明显的突变现象和应力集中现象。围岩-初支接触压力监测结果为拱肩大于拱顶, 这与数值模拟中围岩 应力分布规律较为吻合, 两者应力值分别为 139, 124 kPa, 结果也较为相近。表明拱顶围岩应力主要由旋喷桩体承担, 并通过拱棚效应传递分散至两端, 开挖扰动引起的围岩应力释放得到有效控制, 此时桩体所受最大拉应力应接近 2.4 节数值模拟中 200 kPa 水压力时的 518.13 kPa。

由图 12 (c) 可知, 拱顶沉降及边墙收敛在迅速增长后逐渐稳定, 43 d 因下台阶开挖引起一定增长。在 10 d 以内, 拱顶及边墙收敛迅速增大, 平均沉降速率约 4 mm/d, 在下台阶开挖和仰拱施作时, 拱顶沉降约 6 mm, 最终稳定在 60 mm 左右; 边墙变化规律与拱顶沉降基本一致, 最终稳定在 36 mm 左右, 拱顶沉降与边墙收敛均得到有效控制。

监测结果表明水平高压旋喷桩在王家寨隧道第三系半成岩砂岩段弱—中等富水区,具有较高的适用性,当地下水压力小于极限水压 300 kPa 时,水平高压旋喷桩可充分发挥梁拱效应支承上部荷载,桩体与周围各地层粘结较好,加固作用显著。

图 13 为数值模拟与现场监测的拱顶围岩最大沉降量、围岩应力对比。由于拱顶围岩应力难以测试,而围岩与初支接触压力现场监测结果中拱顶所监测的数据能直接反映其压力大小,故采用围岩-初支接触压力与数值模拟的围岩应力进行对比。

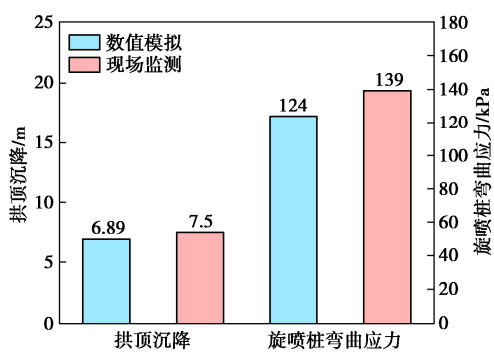


图 13 数值模拟与现场检测拱顶沉降与围岩应力对比

Fig. 13 Comparison between numerical simulation and field detection of arch roof settlement and surrounding rock stress

由图 13 可知,水压力为 200 kPa 时,数值模拟与现场监测拱顶沉降分别为 6.89, 7.50 cm,旋喷桩拉应力分别为 124, 139 kPa。实测值相比数值模拟结果略大,这主要是由于数值模拟将桩体视为均一介质,实际应用中桩体质量有一定缺陷,但二者差异较小,验证了数值模拟结果的可靠性。此外,YK22+335.5 断面监测发现当水压力达到 305 kPa 时,旋喷桩逐渐失效,初支发生开裂最终被破坏,进一步验证了数值模拟计算结果的合理性。

3 桩体参数影响分析

为探究水平高压旋喷桩体参数对围岩加固的影响,将围岩沉降、应力与桩体最大拉应力作为评价标准,参考现有工程经验取值^[1,3],分别以桩径(60~80 cm)、桩长(10~17 m)、咬合厚度(10~30 cm)、搭接长度(1~5 m)为变量建立不同工况进行模拟计算,桩体参数取值设计表见表 2,并对各工况下的计算结果进行线性拟合,其结果如图 14~17 所示。

3.1 桩径

取桩径为变量(60~80 cm),其他参数不变。计算结果如图 14 所示。

由图 14 可知,改变桩径对隧道围岩沉降和应力影响较小,但对桩体最大拉应力将会造成较大影响,最

大拉应力随桩径增大呈逐渐减小的趋势,由 598.21 kPa 减少至 503.75 kPa。主要原因在于桩径增大等效为增大拱棚横断面厚度,对上覆围岩应力的削减没有明显的限制作用,但由于拱棚截面积增大,其最大拉应力明显降低。不过随着桩径不断增大,截面最大拉应力的削减效果逐渐较小,这与文献[29]结论一致。加之桩径越大,成桩质量较难保证,因此建议桩径范围为 65~70 cm。

表 2 水平高压旋喷桩参数设计表

Table 2 Parameter design of horizontal high-pressure rotary jet grouting piles

桩径/cm	桩长/m	搭接长度/m	咬合厚度/cm
60	10	1	10
65	13	2	15
70	15	3	20
75	17	4	25
80	—	5	30

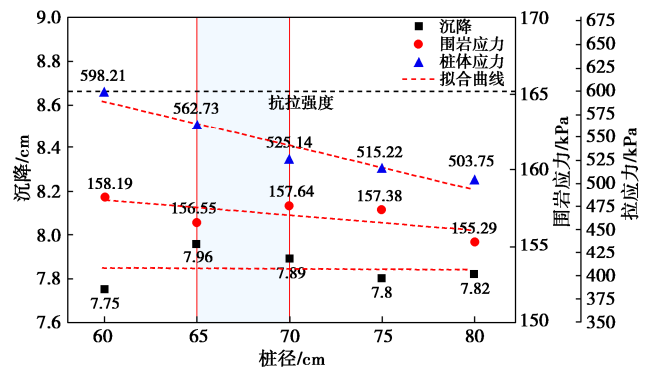


图 14 不同桩径加固影响

Fig. 14 Influences of reinforcement with different pile diameters

3.2 桩长

基于 3.1 节分析,桩径取 70 cm,搭接长度 3 m、咬合厚度 25 cm,桩长选择 10~17 m 进行计算,计算结果如图 15 所示。

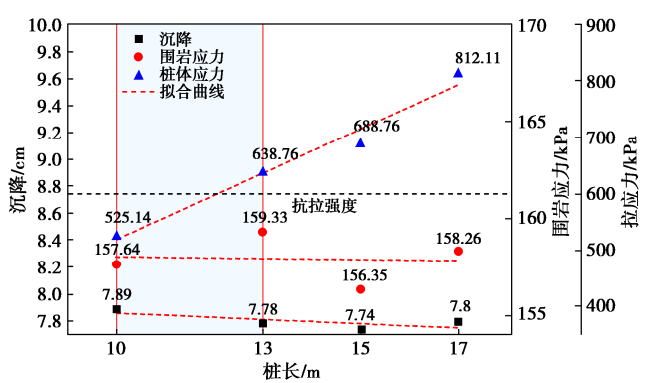


图 15 不同桩长加固影响

Fig. 15 Reinforcement effects of different pile lengths

由图 15 可知,改变桩长对隧道围岩沉降和应力影响有限,但桩体最大拉应力由 10 m 的 525.14 kPa 增长至 17 m 的 812.11 kPa,呈现大幅增长趋势。这是由于

开挖过程中围岩扰动范围小于桩长, 增加桩长相当于增加拱棚纵向长度, 而前段拱棚已起到承载作用, 增加其后段长度对限制围岩沉降及应力意义不大, 但会导致桩体承受应力更为集中, 等效为力臂加长, 弯矩随之增长, 截面拉应力显著增大。

综合施工进度需求及实际施工中桩长越长成桩质量越差因素, 建议第三系富水半成岩砂岩隧道水平高压旋喷桩桩长取范围 10~13 m。

3.3 咬合厚度

基于 3.1 节, 3.2 节分析, 取桩径 70 cm, 桩长 13 m, 搭接长度 3 m, 咬合厚度 10~30 cm, 计算结果如图 16 所示。

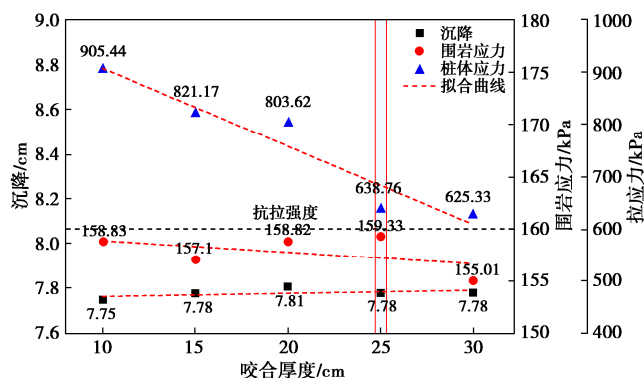


图 16 不同咬合厚度加固影响

Fig. 16 Effects of different occlusal thicknesses on reinforcement

由图 16 可知, 桩体咬合厚度的增加, 会使拱棚更接近环状, 桩体受力更为均匀, 但对其在围岩中形成的拱棚效应影响较小。因此, 咬合厚度变化对隧道围岩沉降及应力影响效果仍较为有限, 而对桩体应力影响较大, 这与文献[20]中物理模型试验结果规律较为一致。桩体拉应力随咬合厚度增加呈快速减少趋势, 当咬合厚度小于 25 cm 时, 桩体拉应力远大于桩体极限强度 (20 cm 对应拉应力为 803.62 kPa), 而当咬合厚度达到 25 cm 时, 桩体拉应力为 638.76 kPa, 低于极限抗拉强度。

在实际建设中, 增加咬合厚度可以使横向桩体间搭接更为牢固, 拱棚整体强度更高, 避免拱棚因咬合处产生裂纹并不断拓展引起拱棚结构产生断裂破坏, 但也会导致桩体数量增多, 施工成本上升。结合旋喷桩极限抗拉强度, 建议增加桩径时应同时增大咬合厚度, 如在 70 cm 桩径下, 咬合厚度宜在 25 cm 左右。

3.4 搭接长度

取桩径 70 cm, 桩长 13 m, 咬合厚度 25 cm, 搭接长度 1~5 m 进行计算, 计算结果如图 17 所示。

由图 17 可知, 隧道拱顶沉降和围岩应力随搭接长度增大呈现先增后减的变化趋势, 但数值变化较小,

说明搭接长度对围岩加固影响较小; 桩体拉应力随搭接长度增大而削减, 由 1 m 时的 730.13 kPa 降至 5 m 的 603.01 kPa, 搭接长度大于 3 m 后, 削减效果逐渐减弱。原因在于增加搭接长度等效为减小拱棚纵向长度, 力臂缩短, 加上前桩对后桩固定效果的减弱, 桩体拉应力随之减小。

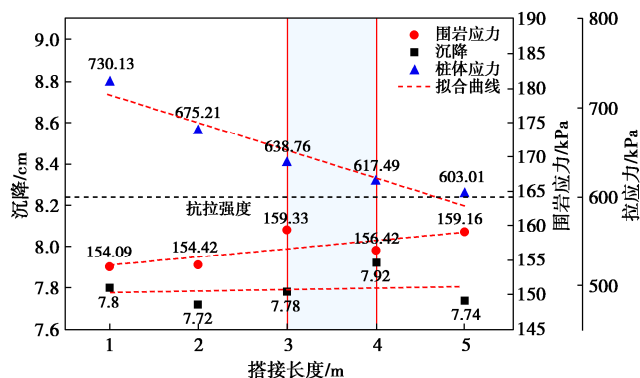


图 17 不同搭接长度加固影响

Fig. 17 Influences of reinforcement with different lap lengths

如果采用增大搭接长度的方式减小桩体应力, 则延长了施工周期, 在保证桩体拉应力不超过极限抗弯强度条件下, 搭接长度建议为 3~4 m 为宜。

综合桩体桩径、桩长、咬合厚度及搭接长度 4 项参数分析可知, 桩体参数变化对于围岩加固效果影响较小, 但对于桩体自身拉应力影响较大。其中, 引起拉应力变化幅度从大到小依次为咬合厚度、桩长、搭接长度、桩径。结合王家寨地层性质与施工现场情况, 建议桩体参数取桩径 65~70 cm、桩长 10~13 m、咬合厚度 25 cm、搭接长度 3~4 m。

4 结 论

结合王家寨隧道第三系半成岩砂岩地层特性, 通过理论分析和数值模拟, 分析了水平高压旋喷桩的桩体应力与加固机理, 采用现场监测验证了分析结果, 探究了桩体不同参数对围岩加固效果的影响。

(1) 隧道水平高压旋喷桩超前支护在纵向上能起到较好的梁效应, 将上覆扰动围岩施加的荷载传递至后端。在开挖未支护段, 拱顶旋喷桩弯矩与轴力最大, 剪力也较大, 桩体最易发生破坏。拱顶与拱肩桩体整体受拉, 边墙处桩体整体受压, 且越靠近边墙处桩体轴力越小, 说明在横向上旋喷桩能有效发挥拱效应, 将拱顶荷载分散至两端边墙处。

(2) 随着水压力增大, 桩体最大拉应力随之增长, 300 kPa 时达 598.21 kPa, 接近桩体抗拉强度, 这与 YK22+335.5 断面监测情况基本吻合, 因此王家寨隧道水平高压旋喷桩超前预加固适用的极限水压力为 300 kPa。在不超过极限水压力条件下, 水平旋喷桩加

固可有效发挥梁拱协同作用,围岩沉降与应力控制效果显著,ZK22+221断面监测结果也证明,当水压力为200 kPa左右时,地下水压力、围岩拱顶沉降、边墙收敛、围岩-初支应力均趋于稳定,拱顶沉降与围岩-初支应力监测结果与数值模拟结果基本吻合。

(3) 水平高压旋喷桩体的桩径、桩长、咬合厚度及搭接长度变化对围岩沉降和应力的影响较小,对桩体应力影响较大。影响程度排序为咬合厚度>桩长>搭接长度>桩径;在小于极限水压300 kPa时,建议王家寨隧道第三系半成岩富水砂岩段水平高压旋喷桩桩体参数取桩径65~70 cm、桩长10~13 m、咬合厚度25 cm、搭接长度3~4 m。

参考文献:

- [1] 张民庆,何志军,肖广智,等.第三系富水砂层隧道工程特性与施工技术研究[J].铁道工程学报,2016,33(9):76-81. (ZHANG Mingqing, HE Zhijun, XIAO Guangzhi, et al. Research on the tunnel engineering characteristics and construction technology of the tertiary water rich sand[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2016, 33(9): 76-81. (in Chinese))
- [2] 宗泽.隧道软弱围岩变形控制技术研究[D].西安:长安大学,2019. (ZONG Ze. Research on Deformation Control Technology of Weak Surrounding Rock of Tunnel[D]. Xi'an: Chang'an University, 2019. (in Chinese))
- [3] 苏辉.蒙华铁路万荣隧道粉细砂地层施工关键技术[J].隧道建设(中英文),2020,40(增刊2):225-232. (SU Hui. Key construction technology of fine sand stratum in Wanrong tunnel of Menghua Railway[J]. Tunnel Construction, 2020, 40(S2): 225-232. (in Chinese))
- [4] 赵晨阳,曹豪荣,彭立敏,等.隧道双层预支护力学分析模型[J].中南大学学报(自然科学版),2020,51(1):145-155. (ZHAO Chenyang, CAO Haorong, PENG Limin, et al. Mechanical analysis model for double layered pre-support in tunnel[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2020, 51(1): 145-155. (in Chinese))
- [5] 刘涛,郑煜茜,张瑾.富水砂层新意法隧道稳定性分析与控制对策[J].地下空间与工程学报,2019,15(增刊2):825-832. (LIU Tao, ZHENG Yuxi, ZHANG Jin. Stability analysis and control countermeasures of new method tunnel in water-rich sand layer[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2019, 15(S2): 825-832. (in Chinese))
- [6] ZHAO C Y, LEI M F, SHI C H, et al. Function mechanism and analytical method of a double layer pre-support system for tunnel underneath passing a large-scale underground pipe gallery in water-rich sandy strata: a case study[J]. Tunnelling and Underground Space Technology Incorporating Trenchless Technology Research, 2021, 115: 104041.
- [7] 孙星亮,王海珍.水平旋喷固结体力学性能试验及分析[J].岩石力学与工程学报,2003,22(10):1695-1698. (SUN Xingliang, WANG Haizhen. Testing on physical and mechanical properties of horizontal jet-grouted soilcrete[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(10): 1695-1698. (in Chinese))
- [8] ATANGANA NJOCK P G, SHEN J S, MODONI G, et al. Recent advances in horizontal jet grouting (HJG): an overview[J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2018, 43(4): 1543-1560.
- [9] NIKBAKHTAN B, OSANLOO M. Effect of grout pressure and grout flow on soil physical and mechanical properties in jet grouting operations[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2009, 46(3): 498-505.
- [10] 黄瑞,王柱.风积沙公路隧道设计施工关键技术探究[J].公路,2015,60(12):270-273. (HUANG Rui, WANG Zhu. Discussion on key technology of design and construction of aeolian sand highway tunnel[J]. Highway, 2015, 60(12): 270-273. (in Chinese))
- [11] 柳建国,张慧东,张慧乐,等.水平旋喷拱棚新工艺与载荷试验研究[J].岩土工程学报,2011,33(6):921-927. (LIU Jianguo, ZHANG Huidong, ZHANG Huile, et al. New technology and loading tests of horizontal jet grouting arch[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(6): 921-927. (in Chinese))
- [12] FLORA A, LIGNOLA G P, MANFREDI G. A semi-probabilistic approach to the design of jet grouted umbrellas in tunnelling[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Ground Improvement, 2007, 11(4): 207-217.
- [13] PICHLER C, LACKNER R, MARTAK L, et al. Optimization of jet-grouted support in NATM tunnelling[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2004, 28(7/8): 781-796.
- [14] LIGNOLA G P, FLORA A, MANFREDI G. Simple method for the design of jet grouted umbrellas in tunneling[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, 134(12): 1778-1790.
- [15] ZHANG Z P, FU X D, SHENG Q, et al. Stability of cracking deposit slope considering parameter deterioration subjected to rainfall[J]. International Journal of Geomechanics, 2021, 21(7): 1-19.

- [16] 李世鑫,孙春辉,周星宇,等.软土地区邻近铁路高压旋喷桩施工室内模型试验研究[J].铁道建筑,2021,51(7): 95-98. (LI Shixin, SUN Chunhui, ZHOU Xingyu, et al. Model test research on high-pressure jet-grouting pile construction near railway in soft soil area[J]. Railway Engineering, 2021, 51(7): 95-98. (in Chinese))
- [17] 李洁如,王宽君,汪明元,等.高压旋喷桩加固沿海滩涂风电场高灵敏软土地基原位试验研究[J].太阳能学报,2021,42(11): 287-292. (LI Jieru, WANG Kuanjun, WANG Mingyuan, et al. In-situ behaviour of sensitive clayey ground subjected to high pressure jet grouting for planned offshore wind farm[J]. Acta Energiæ Solaris Sinica, 2021, 42(11): 287-292. (in Chinese))
- [18] 陈 壮.隧道浅埋段软弱围岩地表高压旋喷桩加固机理及设计方法[D].成都:西南交通大学,2021. (CHEN Zhuang. Strengthening Mechanism and Design Method of Surface High-Pressure Jet Grouting Pile in Soft Surrounding Rock of Shallow Tunnel Section[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2021. (in Chinese))
- [19] 徐 华.隧道围岩高压旋喷地表加固技术与实践[M].北京:人民交通出版社,2022. (XU Hua. Technology and Practice of Surface Reinforcement of Tunnel Surrounding Rock by High Pressure Jet Grouting[M]. Beijing: China Communications Press, 2022. (in Chinese))
- [20] 陈昭阳.富水砂层隧道水平旋喷拱棚力学特性的模型及数值试验研究[D].南昌:华东交通大学,2022. (CHEN Zhaoyang. Model and Numerical Experimental Study on Mechanical Characteristics of Horizontal Jet Grouting Arch Shed in Water-Rich Sand Tunnel[D]. Nanchang: East China Jiaotong University, 2022. (in Chinese))
- [21] 曹成威.基于壳体模型的隧道水平旋喷拱棚预支护力学机制研究[D].南昌:华东交通大学,2022. (CAO Chengwei. Study on Mechanical Mechanism of Pre-Support of Horizontal Jet Grouting Arch Shed in Tunnel Based on Shell Model[D]. Nanchang: East China Jiaotong University, 2022. (in Chinese))
- [22] 郑 波.隧道衬砌水压力荷载的实用化计算研究[D].北京:中国铁道科学研究院,2010. (ZHENG Bo. Practical Calculation of Water Pressure Load on Tunnel Lining[D]. Beijing: China Academy of Railway Sciences, 2010. (in Chinese))
- [23] 王海涛.隧道管棚预支护体系的力学机理与开挖面稳定性研究[D].大连:大连理工大学,2009. (WANG Haitao. Research on Mechanism of Pipe Roof Reinforcement and Tunnel Face Stability[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2009. (in Chinese))
- [24] 汪 珂,田冲冲,樊浩博.水平旋喷桩软弱土层隧道预加固效果分析[J].公路,2015,60(5): 233-238. (WANG Ke, TIAN Chongchong, FAN Haobo. Analysis of tunneling sub-horizontal jet-grout columns reinforcement effect in soft soil[J]. Highway, 2015, 60(5): 233-238. (in Chinese))
- [25] 赵乡委.隧道浅埋段高压旋喷桩法地表加固技术及效果评价方法研究[D].成都:西南交通大学,2020. (ZHAO Xiangwei. Study on Surface Reinforcement Technology and Effect Evaluation Method of High Pressure Jet Grouting Pile Method in Shallow Tunnel Section[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2020. (in Chinese))
- [26] 杜 文,王永红,李 利,等.双层车站密贴下穿既有隧道案例分析及隧道沉降变形特征[J].岩土力学,2019,40(7): 2765-2773. (DU Wen, WANG Yonghong, LI Li, et al. Case study on double-deck subway station undercrossing and analysis of filed monitoring about this case[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(7): 2765-2773. (in Chinese))
- [27] 石钰锋,张 涛,曹成威,等.基于双参数地基的隧道预支护拱棚壳体力学模型[J].工程科学与技术,2023,55(4): 142-152. (SHI Yufeng, ZHANG Tao, CAO Chengwei, et al. Mechanical shell model of tunnel arch shed pre-support based on two-parameter foundation[J]. Advanced Engineering Sciences, 2023, 55(4): 142-152. (in Chinese))
- [28] 许晓静,宋战平,李 辉,等.考虑拱效应的隧道管棚力学模型与参数分析[J].地下空间与工程学报,2023,19(1): 95-106, 132. (XU Xiaojing, SONG Zhanping, LI Hui, et al. A mechanical model and parameter analysis for pipe-roof considering the arch effect[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2023, 19(1): 95-106, 132. (in Chinese))
- [29] 石钰锋,雷金山,阳军生,等.富水软弱地层隧道复合加固机理及参数研究[J].铁道科学与工程学报,2015,12(3): 596-599. (SHI Yufeng, LEI Jinshan, YANG Junsheng, et al. Research on composition mechanism and parameters of reinforcement for long-span tunneling weak watery stratum[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2015, 12(3): 596-599. (in Chinese))