

文章编号: 1000-7598 (2012) 05-1395-07

软岩巷道锚注支护时机优化研究

陆银龙¹, 王连国¹, 张 蓓², 李玉杰¹

(1. 中国矿业大学 深部岩土力学与地下工程国家重点实验室, 江苏 徐州 221008; 2. 中国矿业大学 矿业工程学院, 江苏 徐州 221008)

摘 要: 锚注支护技术是维护软岩巷道围岩稳定的一种有效方式, 支护时机的选择对巷道支护效果具有很大的影响。根据对破裂软岩注浆加固后的力学特性分析, 运用 FLAC^{2D} 软件的应变软化本构模型, 对软岩巷道最佳锚注支护时机进行了数值模拟优化分析, 结果表明: 随着注浆时机的滞后, 浆液在围岩中的流动渗透范围逐渐增大, 但注浆加固后的围岩强度却逐渐降低, 巷道围岩变形表现出“先减小、后增大”的趋势。据此, 提出了一种综合运用数值模拟优化和现场监测确定巷道最佳锚注支护时机的方法, 并应用于工程实践, 取得了良好的效果。研究成果对软岩巷道锚注支护施工和设计具有指导意义。

关 键 词: 软岩巷道; 锚注支护; 应变软化; 支护时机; 优化

中图分类号: TD 311

文献标识码: A

Optimization of bolt-grouting time for soft rock roadway

LU Yin-long¹, WANG Lian-guo¹, ZHANG Bei², LI Yu-jie¹

(1. State Key Laboratory for Geomechanics and Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou, Jiangsu 221008, China;

2. School of Mines, China University of Mining and Technology, Xuzhou, Jiangsu 221008, China)

Abstract: Bolt-grouting technology is an effective way to maintain the stability of soft rock roadway, and its effects rely heavily on the grouting time. The mechanical characteristics of ruptured soft rock reinforced by grouting are analyzed, and the rational grouting time for soft rock roadway is optimized by numerical simulation using the strain softening constitutive law in FLAC^{2D}. The results show that as the grouting time lags, the infiltration scope of the grout in rock increases gradually but the strength of rock reinforced by grouting decreases dramatically, and the deformation of roadway decreases first and then increases. On the basis of this, a method integrating numerical simulation and monitoring for determining the rational bolt-grouting time is proposed and better results have been achieved in engineering practice. This method provides a favorable guidance for the construction and design of bolt-grouting support in soft rock roadway.

Key words: soft rock roadway; bolt-grouting support; strain softening; support time; optimization

1 引 言

软岩巷道锚注支护技术是基于主动支护原理的一种联合支护方式, 它利用锚杆与注浆相结合的方法, 实现“锚、注”一体化, 将松散破碎的围岩胶结成整体, 改变了围岩的内部松散结构, 提高了围岩的强度和承载能力, 是维护复杂困难条件下软岩巷道围岩稳定最有效的方法之一^[1-3]。进行锚注支护的一般过程为: 巷道开挖→普通锚网喷支护→锚注支护。从支护时间上来看, 普通锚网喷支护一般在巷道开挖后较短的时间内立即进行 (一般 4~10 h), 而二次锚注支护则需要滞后一段时间进行。

现场工程实践经验表明, 软岩巷道掘进后经过多长时间开始注浆, 即锚注支护时机往往决定着锚注支护的成败。新掘巷道 (除软弱破碎带外) 不宜在掘出后几天内进行注浆加固, 因为巷道开掘后围岩应力重新调整, 围岩处于变形破坏的发展阶段, 若过早地进行注浆, 一方面, 由于围岩中尚未形成开度足够大的裂隙, 难以注入浆液; 另一方面, 由于围岩应力和变形的持续释放, 新裂隙不断形成, 导致已加固的岩体重新破坏, 最终支护失败。若过晚地注浆, 此时巷道围岩变形破坏严重, 丧失了最佳的锚注支护时机, 从而导致围岩的整体失稳。可见, 注浆时机是巷道锚注支护技术中的一个决定性参

收稿日期: 2010-11-14

基金项目: 国家重点基础研究发展计划 (973 计划) 资助项目 (No. 2010CB226805); 国家自然科学基金项目 (No. 50874103); 江苏省自然科学基金项目 (No. BK2008135)。

第一作者简介: 陆银龙, 男, 1985 年生, 博士研究生, 主要从事矿山工程力学、岩石力学等方面的研究工作。E-mail: luyinlong@cumt.edu.cn

数, 只有选择了一个恰当的锚注支护时机, 注浆液以及注浆后的围岩加固体才能对围岩起到好的支护作用, 达到使巷道稳定的效果。

目前, 软岩巷道锚注支护施工工艺的时间因素已经得到国内外诸多专家学者和现场技术人员的广泛重视^[4-8], 但大都停留在定性讨论的水平上, 对锚注支护最佳时机的确定缺乏定量、严格的计算分析与优化, 这在一定程度上限制了锚注支护理论及技术的发展和进一步的推广应用。本文在对破裂软岩注浆加固后的力学特性分析的基础上, 利用 FLAC^{2D} 软件的应变软化本构模型^[9], 对软岩巷道最佳锚注支护时机进行数值模拟优化分析, 定量地提出一种确定巷道最佳的锚注支护时机的方法, 并进行现场工程实践。

2 破裂软岩注浆加固后力学特性分析

软岩巷道围岩存在破裂带是普遍现象, 巷道支护所涉及的对象是处于峰后破裂的岩石。软岩常规三轴压缩试验结果^[10]表明, 在岩石应力-应变全过程曲线峰值之前, 岩石处于弹塑性状态, 具有应变硬化特性; 当岩石受压达到峰值强度之后, 随着变形量继续增加, 其强度逐渐降低, 表现出明显的应变软化特性。为描述岩石峰后应变软化特性, 假设岩石在峰后应变软化阶段任意一点的应力状态均处于强度破坏的临界状态, 并满足 Mohr-Coulomb 强度准则, 于是可以利用岩石峰后广义黏聚力 $\bar{c}$ 和广义内摩擦角 $\bar{\varphi}$ 两个参量来表征岩石应变软化的状态, 如图 1 所示。

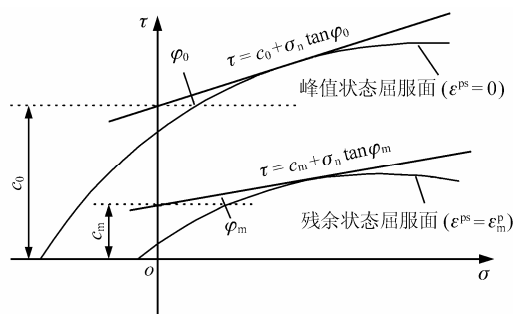


图 1 软岩峰后不同应变软化状态的后继屈服面

Fig.1 Subsequent yield surface of soft rock at different strain softening states after peak soft state

图 1 中 c_0 、 φ_0 和 c_m 、 φ_m 分别为岩石峰值状态和残余状态的黏聚力和内摩擦角; ε^{ps} 为等效塑性剪切应变, 与岩石峰后塑性变形历史有关, 能够表征岩石峰后不同的应变软化破坏状态。随着岩石峰后应变软化破坏程度的增加, 即等效塑性剪切应变 ε^{ps}

的增大, 岩石峰后强度迅速降低 (主要表现为广义黏聚力迅速减小)。可见, 对巷道围岩破碎区若不采取有效的支护措施, 围岩变形破坏将愈演愈烈, 进而导致巷道的整体失稳。

若对峰后破裂软岩进行注浆固结, 则可以显著改善其破坏后的力学性能, 提高固结后破裂岩石的强度。在注浆加固过程中, 浆液被挤压或渗透到岩石的大大小的裂隙中去, 浆液固结后, 以固体的形式充填在裂隙中并与岩石固结, 这些充填的材料在岩石内形成了新的网络状的骨架结构^[2], 如图 2 所示。注浆后的岩石增加了由加固材料形成的浆脉, 这些浆脉在岩石中为簿厚不一的片状或条状, 但均互相联系形成网络骨架, 具有较好的黏结强度。

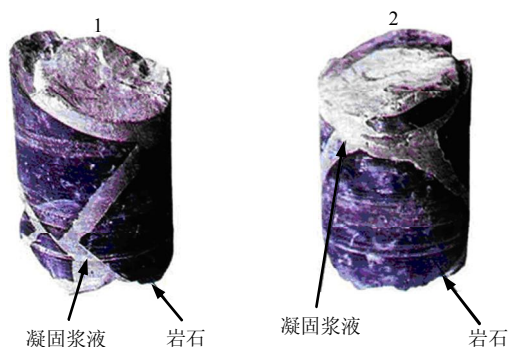


图 2 浆液在破裂岩石中的分布

Fig.2 Grout distribution in cracked rock

破裂岩石注浆固结后的力学性能的提高可以通过广义黏聚力 $\bar{c}$ 和广义内摩擦角 $\bar{\varphi}$ 的增加来表示, $\bar{c}$ 和 $\bar{\varphi}$ 值的增值大小主要由注浆材料性能及注浆工艺决定。一般来说, 注浆材料本身固结强度高且稳定性好, 其 $\bar{c}$ 和 $\bar{\varphi}$ 值增加较大, 反之亦然; 同时, 若注浆工艺合理, 则能保证岩石裂隙充填密实, 浆液与裂隙面黏结牢固, 其 $\bar{c}$ 和 $\bar{\varphi}$ 值也增加较大。实验室破裂岩石注浆固结力学特性试验结果表明, 对于一般水泥浆液注浆加固后岩石残余强度可以提高 0.7~2.0 倍^[11-15]。

3 锚注支护时机优化的数值模拟

3.1 巷道围岩滞后注浆数值计算模型的建立

软岩巷道围岩的变形过程是应力释放和转移的过程, 也是围岩强度不断降低的过程, 注浆加固稳定围岩的作用主要是通过固结峰后破裂区岩体来实现的。快速拉格朗日分析程序 FLAC^{2D} 中提供了可以模拟岩石峰后强度变化过程的应变软化模型, 利用该模型, 通过调整应变软化的参数可以模拟滞后注浆加固破裂围岩的过程。

计算模型以等效塑性应变 ε^{ps} 来表示峰后岩石的破裂程度, 随着 ε^{ps} 的增加, 岩石损伤破坏程度增大, 岩石广义黏聚力 $\bar{c}$ 和广义内摩擦角 $\bar{\varphi}$ 减小。当在岩石峰后某个破裂状态(即 $\varepsilon^{\text{ps}} = e_p$) 注浆加固时, 认为浆液能够完全扩散到围岩的整个破裂区, 通过提高破裂区中岩石的 $\bar{c}$ 和 $\bar{\varphi}$ 值来模拟注浆加固的效果。根据前面的分析, 计算中考虑注浆加固后岩石强度是注浆前的 1.6 倍。计算模型材料采用均质各向同性岩体, 材料参数取 $E = 1.35 \text{ GPa}$, $c_0 = 2.5 \text{ MPa}$, $c_m = 0.5 \text{ MPa}$, $\varphi_0 = 35^\circ$, $\varphi_m = 30^\circ$ 。模型上表面载荷取 20 MPa , 侧压系数取为 1.0 。模型尺寸为 $50 \text{ m} \times 40 \text{ m}$, 巷道断面为半圆拱形, 宽度为 4.0 m , 墙高为 1.8 m , 模型划分为 $160 \times 128 = 20\,480$ 个单元。

为优化分析不同锚注支护时机对巷道锚注支护效果的影响, 考虑当巷道围岩损伤破裂状态, ε^{ps} 分别为 0.01 、 0.04 、 0.08 、 0.24 、 0.32 、 0.40 、 0.48 、 0.64 时进行锚注支护, 由于围岩破裂区中各点的损伤状态都不相同, 这里考虑将 ε^{ps} 取为破裂区中的最大值。通过计算, 分析不同注浆时机对围岩注浆形成的加固圈厚度、强度以及围岩变形与破坏的影响, 确定巷道最佳的锚注支护时机。

3.2 注浆时机对围岩注浆加固圈厚度和强度的影响

浆液在围岩中的流动渗透范围取决于围岩裂隙发育程度和应力分布情况, 在围岩峰后的不同损伤破坏状态时进行注浆, 浆液扩散形成的注浆加固圈厚度是不同的。同时, 由于注浆加固后围岩强度的大小取决于注浆时围岩的残余强度, 因此, 不同注浆时机下形成的加固圈中的围岩强度也是不同的。图 3、4 分别为不同注浆时机下围岩中浆液扩散分布特征和围岩黏聚力分布特征, 图 5 给出了注浆加固圈厚度 h 和强度 σ (以破碎区中围岩平均黏聚力表示) 随注浆时机 (以等效塑性应变 ε^{ps} 表示) 的变化曲线。

从图 3~5 中可以得出:

(1) 浆液在围岩中流动渗透范围随着注浆时机的滞后而逐渐增大。在围岩初始损伤破坏阶段 ($0 \leq \varepsilon^{\text{ps}} \leq 0.10$), 随着 ε^{ps} 的增加, 围岩裂隙迅速扩展, 裂隙间距显著增加, 浆液扩散范围迅速由 0.4 m 增大到 1.6 m , 每单位塑性应变浆液扩散范围增加 12 m ; 在围岩中期损伤破坏阶段 ($0.10 < \varepsilon^{\text{ps}} \leq 0.40$), 围岩裂隙扩展速率逐渐减小, 裂隙间距增加趋缓, 每单位塑性应变浆液扩散范围增加 6 m ; 在围岩后期残余变形阶段 ($\varepsilon^{\text{ps}} > 0.40$), 围岩损伤破裂基本完成, 围岩裂隙间距基本不变, 浆液扩散范围趋于稳定。

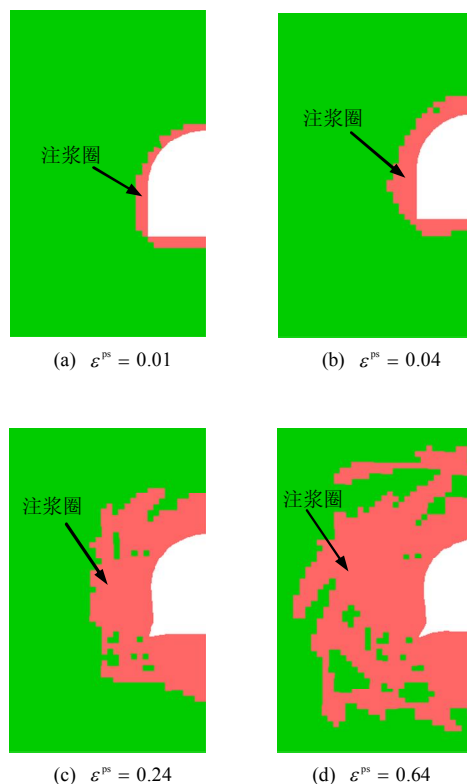


图 3 不同注浆时机下围岩中浆液扩散分布特征
Fig.3 Grout distribution characteristic in wall rock at different grouting times

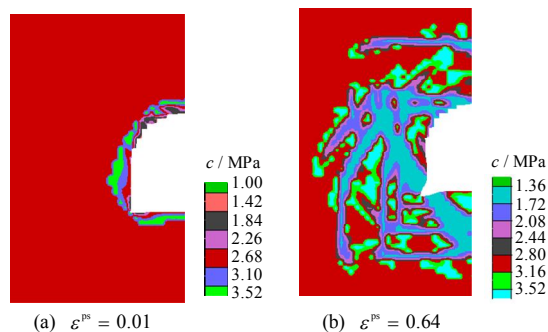


图 4 不同注浆时机下围岩黏聚力分布特征
Fig.4 Cohesion distribution characteristic in surrounding rock at different grouting times

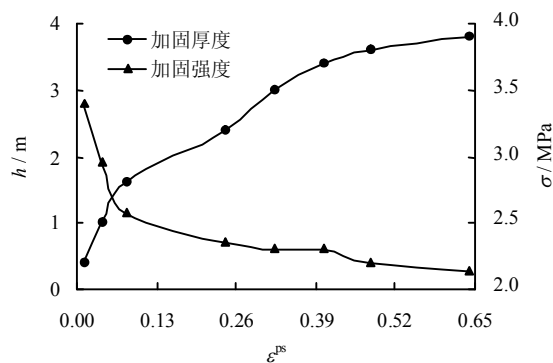


图 5 注浆加固圈厚度和强度随注浆时机变化曲线
Fig.5 Variation curves of grouting reinforcement layer thickness and strength at different grouting times

(2) 注浆加固圈中围岩强度随着注浆时机的滞后而逐渐降低。在围岩初始损伤破坏阶段 ($0 \leq \varepsilon^{\text{ps}} \leq 0.10$), 随着 ε^{ps} 的增加, 注浆加固圈中围岩强度变化十分剧烈, 其值迅速由 3.4 MPa 降低至 2.6 MPa; 而在围岩中期损伤破坏以及后期残余变形阶段 ($\varepsilon^{\text{ps}} > 0.10$), 注浆加固圈中围岩强度基本保持稳定。

(3) 巷道围岩注浆加固圈厚度和强度越大越有利于围岩的稳定, 但在锚注支护时机滞后的过程中, 这是一对矛盾体。在注浆时机逐渐滞后的过程中, 围岩裂隙迅速扩展, 但围岩损伤也逐渐加剧, 这有利于扩大浆液在围岩中的流动渗透范围, 但不利于注浆加固后围岩强度的提高。在这个过程中, 应存在一个最佳注浆时机, 此时注浆既能保证浆液有足够的渗透扩散范围, 又能保证围岩最大程度发挥自身承载能力, 从而达到最佳的支护效果。

3.3 不同注浆时机对巷道围岩稳定性的影响

在巷道围岩从初始损伤变形破坏至最终残余变形状态的过程中, 对不同时机进行注浆加固, 巷道围岩变形破坏的最终结果是不一样的, 据此可以选择最佳的注浆时机。图 6、7 分别给出了不同注浆时机下巷道围岩垂直位移和水平位移的分布特征, 图 8 给出了巷道顶底板移近量 U_y 和两帮移近量 U_x 随注浆时机 (以围岩等效塑性应变 ε^{ps} 表示) 的变化曲线。

从图 6~8 中可以看出:

(1) 随着围岩注浆时机的滞后, 即 ε^{ps} 增加, 巷道围岩顶底板和两帮移近量表现出明显的“先减小后增大”趋势, 这证明了最佳注浆时机的存在。

(2) 当围岩的最大等效塑性应变处于 $0.05 < \varepsilon^{\text{ps}} \leq 0.10$ 阶段时, 注浆加固后巷道围岩顶底板和两帮的最终移近量最小, 即此时注浆对于巷道围岩的最终稳定是最有利的, 因此, 可以认为该阶段是巷道最佳的锚注支护时机。

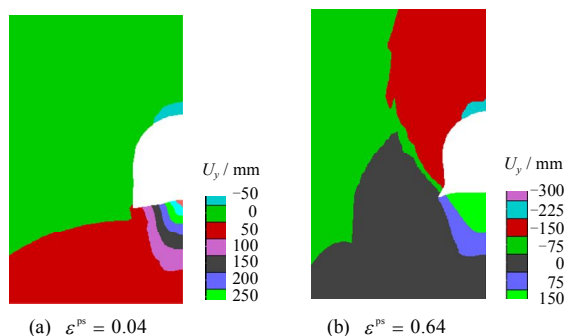


图 6 不同注浆时机下巷道垂直位移分布特征
Fig.6 Vertical displacement distribution characteristic in surrounding rock at different grouting times

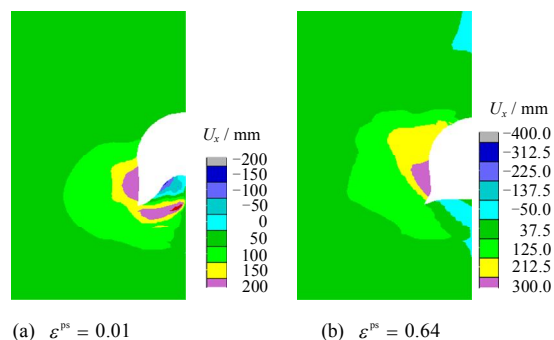


图 7 不同注浆时机下巷道水平位移分布特征
Fig.7 Horizontal displacement distribution characteristic in surrounding rock at different grouting times

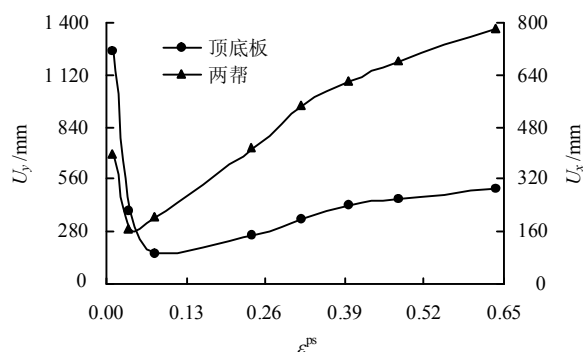


图 8 巷道顶底板和两帮移近量随注浆时机变化曲线
Fig.8 Variation curves of roadway roof-floor displacement and walls displacement at different grouting times

3.4 最佳锚注支护时机的确定

根据上面分析可知, 软岩巷道最佳锚注支护时机为围岩的最大等效塑性应变处于 $0.05 < \varepsilon^{\text{ps}} \leq 0.10$ 阶段时。但如果以等效塑性应变来表示软岩巷道最佳锚注支护时机, 显然不便于现场锚注支护工程的实际应用, 因此, 须进一步寻求该最佳支护时机与巷道围岩变形之间的关系。图 9 给出了利用应变软化模型计算的巷道顶板、底板和两帮的变形 U (无支护的情况下) 随等效塑性应变 ε^{ps} 的变化曲线。

从图 9 中可以得出, 当围岩最大等效塑性应变处于 $0.05 < \varepsilon^{\text{ps}} \leq 0.10$ 阶段时, 巷道顶板、两帮和底板的变形量分别为 $40.7 \text{ mm} \leq U_T \leq 67.1 \text{ mm}$ 、 $39.3 \text{ mm} \leq U_S \leq 94.6 \text{ mm}$ 、 $27.6 \text{ mm} \leq U_F \leq 58.8 \text{ mm}$, 这 3 个区间即为以巷道变形量表示的巷道最佳锚注支护时机。

在实际工程中, 针对具体的地质条件, 首先运用上述数值计算方法优化确定以巷道变形量表示的最佳锚注支护时机; 然后根据现场巷道围岩表面位移的实际观测结果, 当围岩变形达到最佳锚注支护时机的变形量时立刻进行锚注加固, 此时巷道支护效果是最好的。

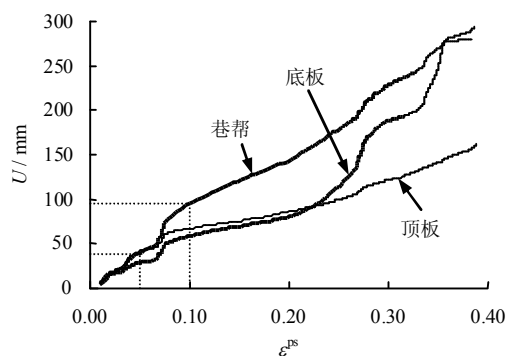


图9 巷道顶底板和两帮变形量随等效塑性应变变化曲线

Fig.9 Variation curves of roadway roof, floor and walls displacements in different equivalent plastic strains

4 工程实例

4.1 巷道工程地质概况

淮北矿业集团桃园煤矿三采区 1036 工作面位于南三采区北翼, 上为 1034 工作面采空区, 左边以三采区上山保护煤柱为界。工作面位于桃园镇下方, 工作面标高为 $-405 \sim -475$ m, 煤层厚度较稳定, 平均厚度为 3.3 m, 倾角平均为 22° ; 直接顶为泥岩, 富含炭化植物化石碎片, 厚度为 6.6 m; 老顶为细砂岩, 含泥质包体, 具水平层理, 厚度为 8.5 m; 直接底为泥岩, 厚度为 5.3 m。由于三采区工作面埋深较大, 受动压影响程度严重, 且有断层、褶曲影响, 构造应力大, 围岩裂隙发育, 碎胀变形剧烈, 若采用被动的、刚性的或单一的支护方式难以保证巷道围岩的稳定, 为从根本上改变围岩内部结构与力学性能, 充分调动围岩自身承载能力, 对工作面风巷选择以高强螺纹钢注浆锚杆为核心的锚注支护体系。

4.2 支护方案设计 & 最佳锚注支护时机选择

巷道断面设计为半圆拱形, 巷道宽度为 4.0 m, 墙高为 1.2 m。根据大构造应力下软岩巷道数值计算结果, 采用锚注联合支护方案, 主要支护技术参数为: 普通锚杆规格为 $\phi 20 \text{ mm} \times 2000 \text{ mm}$, 间排距为 $800 \text{ mm} \times 800 \text{ mm}$; 钢筋梯子梁采用 $\phi 8 \text{ mm} \sim 12 \text{ mm}$ 钢筋焊接; 喷射混凝土强度等级为 C20, 初喷为 80 mm, 复喷为 70 mm; 顶板和两帮的注浆锚杆为高强螺纹钢注浆锚杆, 规格为 $\phi 25 \text{ mm} \times 1600 \text{ mm}$, 破断力大于或等于 150 kN, 采用全断面布置, 顶板布置 3 根, 间排距为 $1.2 \text{ m} \times 1.2 \text{ m}$; 两帮各布置 3 根, 间排距为 $1.1 \text{ m} \times 1.2 \text{ m}$ 。底脚注浆锚杆规格同顶帮, 排距为 1.2 m, 与底板平面成 $30^\circ \sim 45^\circ$ 布置; 注浆采用水泥水玻璃单液浆, 水灰比为 0.7~1.0; 浆液材料采用普通硅酸盐水泥加添加剂, 水泥采用 525# 普通硅酸盐水泥, 添加剂用量为水泥重量的

4%~6%, 浆液水灰比为 0.7:1~1:1; 采用 ACZ-1 型水泥添加剂, 用量为水泥重量的 4%~6%; 注浆压力为 2.0~3.0 MPa, 最大注浆压力为 3.0 MPa; 单孔注浆时间取为 3~5 min。

巷道支护方案确定以后立即进行现场施工, 施工严格按照有关规定进行, 并注意各工序的先后次序及其匹配关系。首先进行一次锚喷支护, 然后等待最佳锚注支护时机进行二次锚注支护。为确定最佳的锚注支护时机, 按照以下两个步骤进行:

(1) 采用前面所述应变软化模型进行数值计算的优化分析, 计算考虑注浆加固后围岩的强度是原来的 1.8 倍。通过计算得出, 巷道围岩最佳锚注支护时机为 $0.02 < \epsilon^{\text{ps}} \leq 0.08$, 用巷道顶板、两帮和底板变形量可分别表示为: $15.6 \text{ mm} \leq U_{\text{T}} \leq 27.8 \text{ mm}$ 、 $25.2 \text{ mm} \leq U_{\text{S}} \leq 35.2 \text{ mm}$ 、 $10.3 \text{ mm} \leq U_{\text{F}} \leq 19.7 \text{ mm}$ 。

(2) 一次锚喷支护完成以后及时进行巷道表面位移监测。采用“十”字布点法安设监测断面, 如图 10 所示。监测时测取 AO、AB 和 CO、CD 值分别作为顶板、底板和两帮的变形量, 共布置 2 组监测断面, 以便监测对比单一锚喷支护和锚喷与锚注联合支护的巷道围岩稳定情况。

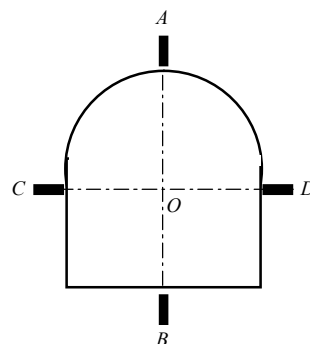


图10 巷道表面位移监测断面布置

Fig.10 Layout of monitoring sections for roadway surface displacements

根据巷道表面位移的观测结果以及数值模拟优化分析结果, 当锚喷支护 15 d 以后, 巷道顶板变形量为 20.1 mm, 帮变形量为 28.6 mm, 此时巷道围岩处于最佳的锚注支护时机。为进一步分析此时巷道围岩的裂隙发展情况, 确定此刻进行注浆的可行性, 采用智能钻孔电视成像仪对岩体裂隙结构情况进行探测, 如图 11 所示。从图可看出, 此时巷道围岩裂隙十分发育, 结构松散破碎, 是进行注浆加固的最佳时机。

4.3 锚注支护效果分析

巷道锚注支护完成后继续对巷道表面位移进行

观测, 以对比分析单一锚喷支护和锚喷与锚注联合支护的巷道围岩稳定情况, 观测结果如图 12、13 所示。

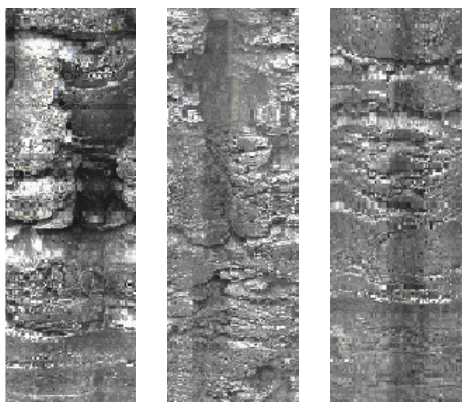


图 11 围岩裂隙钻孔窥视图像

Fig.11 Peep images of surrounding rock fracture through hole

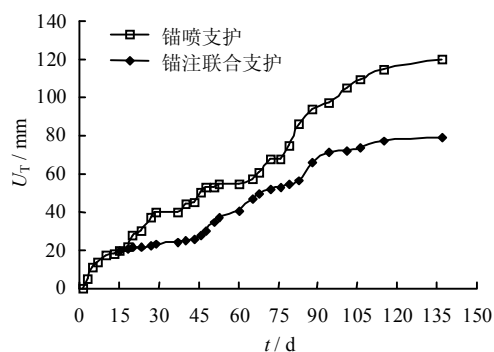


图 12 巷道顶板变形量随观测时间变化曲线

Fig.12 Variation curves of roadway roof displacement at different monitoring times

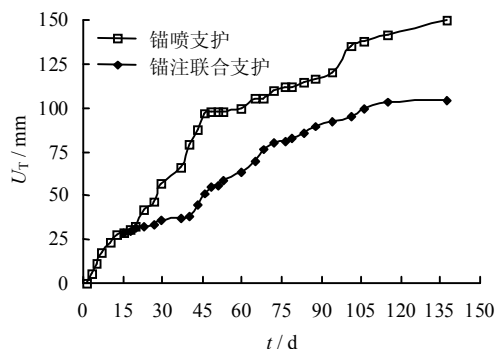


图 13 巷道帮变形量随观测时间变化曲线

Fig.13 Variation curves of roadway wall displacement at different monitoring times

从图中可看出, 巷道锚注联合支护效果十分明显, 在支护 90 d 以后围岩变形逐渐趋于稳定; 而在单一的锚喷支护情况下, 巷道围岩变形持续增大, 有逐渐失稳的趋势。可见, 锚注支护有效地提高了

巷道围岩结构的整体性和承载力, 显著地控制了围岩的变形, 保证了在高应力作用下软岩巷道围岩的稳定和矿井的正常生产。

5 结 论

(1) 软岩峰后破裂表现出明显的应变软化特性, 随着等效塑性应变的增大, 岩石峰后强度迅速降低; 对破裂软岩注浆加固后, 其内部形成了网络骨架结构, 显著提高了其残余强度。

(2) 浆液在围岩中的流动渗透范围随着注浆时机的滞后而逐渐增大, 但注浆加固后的围岩强度却随着注浆时机的滞后逐渐降低, 这是一对矛盾体。

(3) 随着注浆时机的滞后, 巷道变形表现出“先减小后增大”的趋势, 即存在着一个最佳的注浆时机, 此时注浆加固后巷道围岩最终变形量最小。

(4) 综合数值模拟和现场监测的结果, 提出了一种确定软岩巷道最佳锚注支护时机的方法, 并应用于工程实践。结果表明, 在最佳的支护时间对软岩巷道进行锚注加固, 能够有效地提高巷道围岩结构的整体性和承载力, 显著地控制围岩的变形。

参 考 文 献

- [1] 王连国, 李明远, 王学知. 深部高应力极软岩巷道锚注支护技术研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(16): 2889—2893.
WANG Lian-guo, LI Ming-yuan, WANG Xue-zhi. Study of mechanisms and technology for bolting and grouting in special soft rock roadways under high stresses[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(16): 2889—2893.
- [2] 李明远, 王连国, 易恭猷, 等. 软岩巷道锚注支护理论与实践[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 2001.
- [3] 王连国, 张连勇, 李明好. 高应力软岩巷道锚、梁、喷、注技术研究[J]. 矿山压力与顶板管理, 2001, 4(7): 14—15.
WANG Lian-guo, ZHANG Lian-yong, LI Ming-hao. Study of support technique of bolt, beam, gunite, grouting of roadway with soft rock driving in high stress zone [J]. Ground Pressure and Strata Control, 2001, 4(7): 14—15.
- [4] 乔卫国, 乌格梁尼采 A B, 彼尔绅 B B. 巷道注浆加固合理滞后时间的确定[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(增刊 1): 2409—2411.
QIAO Wei-guo, OUGLIANITSA A B, PERCHINE B B. Establishment of reasonable lagged time for laneway

- reinforced by grouting[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2003, 22(Supp.1): 2409—2411.
- [5] 贺永年, 张农. 巷道滞后注浆加固与滞后时间分析[J]. 煤炭学报, 1996, 21(3): 240—244.
HE Yong-nian, ZHANG Nong. Analsis of delayed grouting of roadway and lagging time[J]. **Journal of China Coal Society**, 1996, 21(3): 240—244.
- [6] 季卫斌, 张召千, 王琳. 巷道最佳注浆加固时机的分析研究[J]. 山西煤炭, 2006, 26(1): 17—18,44
JI Wei-bin, ZHANG Zhao-qian, WANG Lin. Research on the best time for injecting to reinforce an entry[J]. **Shanxi Coal**, 2006, 26(1): 17—18, 44
- [7] 宋晓辉. 锚注加固软岩巷道机理分析及合理注浆时间的确定[D]. 青岛: 山东科技大学, 2006.
- [8] 张农. 巷道滞后注浆围岩控制理论与实践[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2004.
- [9] 刘波, 韩彦辉. FLAC 原理、实例与应用指南[M]. 北京: 人民交通出版社, 2005.
- [10] 陆银龙, 王连国, 杨峰, 等. 软弱岩石峰后应变软化力学特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 29(3): 640—648.
LU Yin-long, WANG Lian-guo, YANG Feng, et al. Post-peak strain softening mechanical properties of weak rock[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2009, 29(3): 640—648.
- [11] 王汉鹏, 高延法, 李术才. 岩石峰后注浆加固前后力学特性单轴试验研究[J]. 地下空间与工程学报, 2007, 3(1): 27—31, 39.
WANG Han-peng, GAO Yan-fa, LI Shu-cai. Uniaxial experiment study of mechanical properties of reinforced broken rocks pre-and-post grouting[J]. **Chinese Journal of Underground Space and Engineering**, 2007, 3(1): 27—31, 39.
- [12] 张农, 侯朝炯. 岩石破坏后的注浆固结体的力学性能[J]. 岩土力学, 1998, 19(3): 50—53.
ZHANG Nong, HOU Chao-jiong. Mechanical properties of broken rock after grouting reinforcement[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 1998, 19(3): 50—53.
- [13] 周维垣, 杨若琼, 剡公瑞. 二滩拱坝坝基弱风化岩体灌浆加固效果研究[J]. 岩石力学与工程学报, 1993, 12(2): 138—150.
ZHOU Wei-yuan YANG Ruo-qiong, YAN Gong-rui. Research on the efficacy of grouting reinforcement of slightly weathered rock masses at the Ertan arch dam abutments[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 1993, 12(2): 138—150..
- [14] 高延法, 范庆忠, 王汉鹏. 岩石峰值后注浆加固实验与巷道稳定性控制[J]. 岩土力学, 2004, 25(增刊 1): 21—24.
GAO Yan-fa, FAN Qing-zhong, WANG Han-peng. Grouting reinforcement test of rock after peak value of strength and roadway stability control[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2004, 25(Supp.1): 21—24.
- [15] 刘长武, 陆士良. 水泥注浆加固对工程岩体的作用与影响[J]. 中国矿业大学学报, 2000, 29(5): 560—565.
LIU Chang-wu, LU Shi-liang. Reinforcement effect of cement grouting on engineering rock mass [J]. **Journal of China University of Mining and Technology**, 2000, 29(5): 560—565.

上接第 1394 页

- [6] 高凌霞, 杨向军, 门玉明. 锚杆-抗滑桩系统的可靠性分析[J]. 水文地质工程地质, 2006, 33(6): 36—39.
GAO Ling-xia, YANG Xiang-jun, MEN Yu-ming. Reliability study of anti-sliding pile with anchored bolt[J]. **Hydrogeology and Engineering Geology**, 2006, 33(6): 36—39.
- [7] 孔恒, 马念杰, 王梦恕. 岩体锚固系统的串、并联模型及可靠度分析[J]. 煤炭学报, 2002, 27(4): 361—365.
KONG Heng, MA Nian-jie, WANG Meng-shu. Analysis of model in series and parallel of rock bolt reinforcement system and its reliability computation[J]. **Journal of China Coal Society**, 2002, 27(4): 361—365.
- [8] 重庆市设计院. 建筑边坡工程技术规范 GB50330—2002[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.
- [9] 中国建筑科学研究院. 建筑基坑支护技术规程 JGJ120—99[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999.
- [10] COOKE R W, PRICE G, TARR K, et al. Jacked piles in London clay: A study of load transfer and settlement under working condition[J]. **Geotechnique**, 1979, 29(2): 113—147.
- [11] 李云贵, 赵国藩. 结构体系可靠度的近似计算方法[J]. 土木工程学报, 1993, 26(5): 70—75.
LI Yun-gui, ZHAO Guo-fan. An approximate method for structural system reliability analysis[J]. **China Civil Engineering Journal**, 1993, 26(5): 70—75.
- [12] 李国强. 工程结构荷载与可靠度设计原理[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006.