

DOI: 10.11779/CJGE202209015

# 非均质复合岩巷围岩破坏机理及底鼓控制技术

张 栋<sup>1</sup>, 柏建彪<sup>1, 2</sup>, 闫 帅<sup>2</sup>, 王 瑞<sup>1</sup>, 孟宁康<sup>1</sup>, 王共元<sup>1</sup>

(1. 中国矿业大学煤炭资源与安全开采国家重点实验室, 江苏 徐州 221116; 2. 中国矿业大学矿业工程学院, 江苏 徐州 221116)

**摘 要:** 深部高地应力、层间软弱夹层(结构面)等复杂应力环境下复合煤(岩)巷道围岩变形严重, 底鼓问题尤为突出。针对某矿-830 水平大巷复合区域岩巷底鼓大变形技术难题, 梳理了复合岩巷现场变形破坏特征, 分析了围岩破坏力学机制。结合滑移线场理论建立底鼓力学模型, 推导了底板破坏半径  $R_0$  的显式解析式, 并借助 ZDY 钻孔窥视仪对围岩内部损伤裂隙发育程度进行量化表征。建立 UDEC 数值计算模型反演了原支护下复合岩巷围岩应力、裂隙发育特征以及位移分布规律, 综合分析了复合岩巷底鼓变形机理。结果表明: 高地应力、邻近岩石极限强度差异大、底板岩性差、底板无支护或弱支护是复合岩巷产生底鼓大变形的根本性原因。结合现场调研及数值模拟分析结果, 基于“固底-强帮”整体支护、“强-弱-强”组合承载圈分梯次加固底板的控制思路, 提出了一种“全断面锚索+预制块反底拱”锚注联合支护技术应用于复合岩巷底鼓返修实践中。现场监测结果表明, 巷道返修 60 d 内底鼓缓慢变形直至趋于稳定, 最大底鼓量约为 67.9 mm, 相比原支护条件下底鼓变形量降低了 95%, 大大降低了巷道重复返修的可能性, 确保了该矿煤炭资源安全高效开采。

**关键词:** 复合岩巷; 底鼓; 全断面锚索; 预制块反底拱; 锚注联合支护

**中图分类号:** TD353

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000-4548(2022)09-1699-11

**作者简介:** 张 栋(1996—), 男, 博士研究生, 主要从事动压巷道支护与围岩控制方面的研究工作。E-mail: dzhang@cumt.edu.cn。

## Failure mechanism of surrounding rock and control of floor heave in heterogeneous composite rock roadway

ZHANG Dong<sup>1</sup>, BAI Jian-biao<sup>1, 2</sup>, YAN Shuai<sup>2</sup>, WANG Rui<sup>1</sup>, MENG Ning-kang<sup>1</sup>, WANG Gong-yuan<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Coal Resources and Safe Mining, China University of Mining & Technology, Xuzhou 221116, China;

2. School of Mines, China University of Mining & Technology, Xuzhou 221116, China)

**Abstract:** Under the complex stress environment of deep high ground stress and interlayer weak interlayer (structural surface), the deformation of the surrounding rock of composite coal (rock) roadway is severe, and the floor heave is particularly prominent. In view of the technical difficulties in the large deformation of the floor heave in the complex region of -830 roadway in a mine, the deformation and failure characteristics of the roadway are investigated, and the failure mechanics mechanism of the surrounding rock is analyzed. Based on the theory of slip-line field, a mechanical model for the floor heave is established and is used to derive an explicit analytical formula for the failure radius of the floor ( $R_0$ ). With the help of ZDY borehole peeper, the development degree of damage cracks in the surrounding rock is quantified. The UDEC numerical calculation model is established to inverse the stress of the surrounding rock, fracture development characteristics and displacement distribution laws of composite rock roadway under the original support, and the deformation mechanism of floor heave of composite rock roadway is comprehensively analyzed. The results show that the high ground stress, large difference in the ultimate strength of adjacent rock, poor lithology of floor, no support or weak support of floor are the fundamental causes of deformation of the floor heave in composite rock roadway. Considering the results of field investigation and numerical simulation analysis, based on the control idea of “solid bottom-strong side” overall support and “strong-weak-strong” combined bearing ring to strengthen the floor plate step by step, a combined support technology of “full-section anchor cable + precast block inverted-arch” is proposed and applied to the repair practice of the floor heave of composite rock roadway. The field monitoring results show that the floor heave deforms slowly until it becomes stable within 60 days of roadway repair, and the maximum floor heave is about 67.9 mm, which is 95% lower than that under the original support conditions, greatly

基金项目: 国家自然科学基金项目(52074239)

收稿日期: 2021-10-18

\*通信作者(E-mail: bjbai@163.com)

reducing the possibility of repeated repair of roadway and ensuring the safe and efficient mining of coal resources in the mine.

**Key words:** composite rock roadway; floor heave; full-section anchor cable; precast block reverse arch; bolt-grouting combined support

0 引言

受水平及阶段划分、开采方式、煤岩层赋存特征、坡度等<sup>[1]</sup>综合因素限制,煤炭地下开采过程中,巷道在掘进期间需贯穿不同煤(岩)层。在深部高地应力、强采动应力及层间软弱夹层(结构面)等复杂应力环境下,此类复合煤(岩)巷道围岩极易发生显著的非线性变形<sup>[2]</sup>。随着煤炭开采深度逐步延伸,高应力环境中,强烈的底鼓现象更为突出,已经成为威胁煤矿安全生产的重大隐患。常规的单一巷道支护设计方案<sup>[3-5]</sup>已无法有效控制此类复合煤(岩)巷道大变形,迫切需要针对此类巷道优化固有支护设计,提出一种全新的联合支护方案。

目前,国内外研究人员针对具体地质条件下底鼓类型、破坏机理及控制措施均进行了一定程度的研究。姜耀东等<sup>[6]</sup>研究总结了巷道底鼓的 4 种类型及底鼓主要影响因素。文志杰等<sup>[7]</sup>假设剪切错动型巷道底鼓力学模型,提出了控制软岩巷道底鼓的新型反底拱支护技术。高明中等<sup>[8]</sup>通过建立拱形巷道底鼓力学模型,研究了非对称底鼓现象的形成机制。文献<sup>[9]</sup>发现了底鼓“两点三区”分布特征,提出优化巷道布置方式、加固两帮及底角、全长锚固锚杆控制底鼓。安智海等<sup>[10]</sup>提出锚网喷支护+滞后注浆的底鼓控制方案。谢广祥等<sup>[11]</sup>提出了超挖锚注回填技术控制深部巷道底鼓。康红普等<sup>[12]</sup>将钻锚注一体化加固技术成功应用于巷道底鼓控制中。以上研究主要针对特定地质条件下的单一均质巷道底鼓变形现象进行分析,而对于非均质复合煤(岩)巷道底鼓未进行深入研究。

本文以某矿-830 水平大巷复合岩巷为背景,分析了复合岩巷破坏力学机制、围岩内部裂隙损伤程度以及巷道底鼓产生机理,提出了一种“全断面锚索+预制块反底拱”锚注联合支护技术,治理深部非均质复合岩巷底鼓严重问题。工程实践表明,该联合支护技术对围岩差异化严重的深部复合岩巷底鼓控制有显著效果,满足矿井安全高效生产的需求。

1 工程概况

1.1 地质背景

某矿井-830 水平大巷平均埋深为 870 m,掘进过程中依次穿过#7 煤顶板泥岩、砂质泥岩、砂岩、泥岩、#7 煤、#7 煤底板泥岩、#9 煤顶板砂岩,煤岩层倾角 18°~26°,煤岩层柱状图如图 1 所示。

-830 水平大巷断面形状为直墙半圆拱型,巷道掘进断面宽 5.2 m,高 4.4 m。巷道原支护采用锚网喷联合支护方案,锚杆  $\phi 22 \times 2400$  mm,间排距 800 mm $\times$ 800 mm;锚索  $\phi 18.9$  mm $\times$ 6250 mm,间排距 1600 mm $\times$ 2250 mm,原支护设计断面如图 2 所示。

地应力测试结果表明,该区域地应力以水平应力为主,最大、最小水平应力分别为 23.61, 9.96 MPa,与巷道走向近似垂直和平行;最大垂直应力 20.01 MPa。

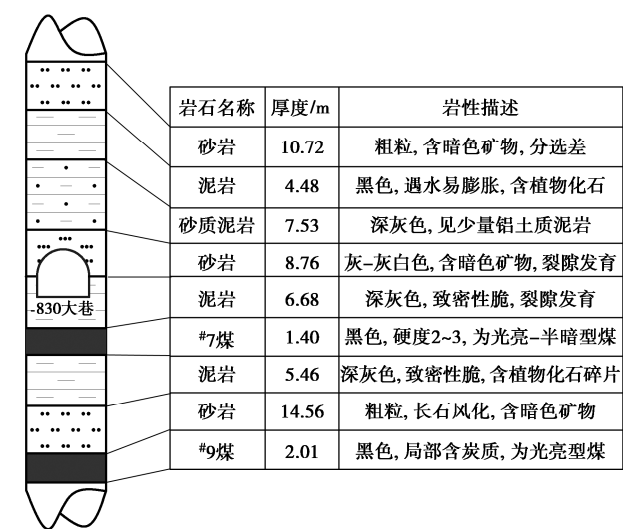


图 1 煤岩层综合柱状图

Fig. 1 Comprehensive histogram of coal and rock strata

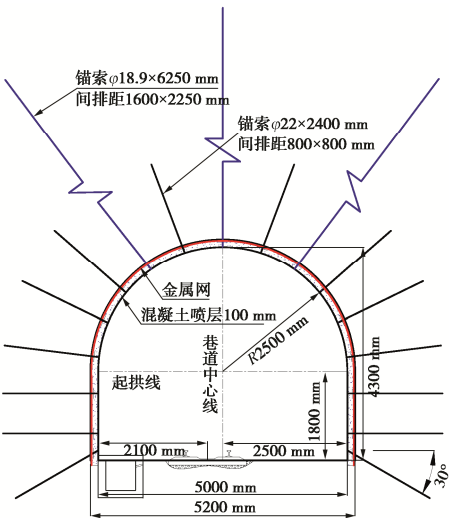


图 2 原支护断面设计

Fig. 2 Design of original support section

1.2 围岩破坏特征

-830 水平大巷在穿越#7 煤顶板砂岩与泥岩交界

复合围岩区段时, 巷道经多次卧底返修仍无法正常使用, 严重制约矿井安全高效生产, 图3为复合岩巷现场变形破坏特征。

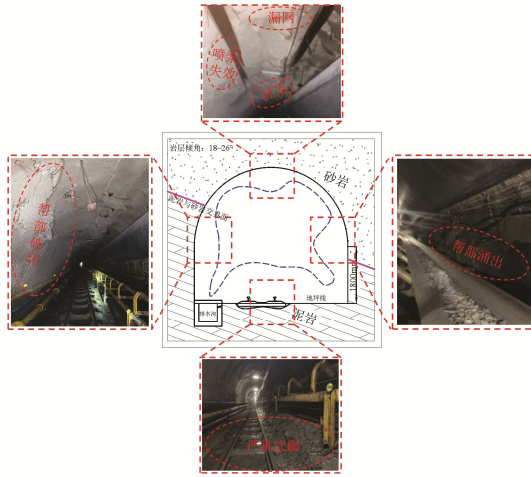


图3 巷道现场破坏特征

Fig. 3 Failure characteristics of roadway

(1) 巷道底板泥岩受到积水长期浸泡, 底板强度大幅度降低, 最大底鼓量约为 1241 mm, 且水沟侧底鼓较为明显。

(2) 皮带侧起拱线下部围岩大范围挤入巷道, 将皮带底座推向巷道中部; 拱顶喷层破裂、金属网片外露、锚杆折断失效、局部冒顶, 顶板最大下沉量约为 247 mm。

## 2 非均质复合岩巷围岩破坏机制

### 2.1 围岩受力特征

巷道开挖后围岩受力状态从三向受力转变为二向围压, 通常来说, 弹塑性分界区域是应力过渡的转折点。为便于分析, 本文将直墙半圆拱型巷道根据当量半径简化为等效圆形巷道, 非均匀应力场环境下复合岩巷围岩受力状态如图4所示。

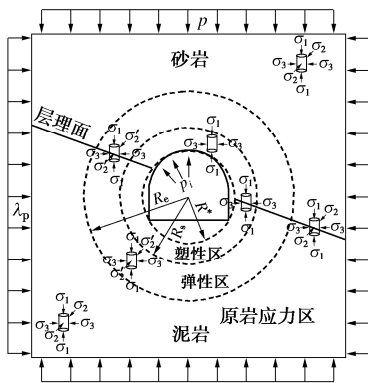


图4 围岩受力特征

Fig. 4 Stress characteristics of surrounding rock

图4中:  $p$  为原岩应力,  $p=\gamma h$  (MPa);  $\lambda$  为侧

压系数;  $\sigma_1$ ,  $\sigma_3$  为最大、最小主应力,  $\sigma_2$  为次主应力,  $\sigma'_2$  为过渡应力 (MPa);  $R^*$ ,  $R_s$ ,  $R_e$  为巷道当量半径、塑性区边界、弹性区边界 (m);  $p_1$  为巷道原始支护阻力 (MPa)。

直墙半圆拱巷道等效圆当量半径<sup>[13]</sup>将按照下式计算:

$$R^* = \xi \sqrt{\frac{S}{\pi}}, \quad (1)$$

式中,  $\xi$  为巷道断面形状的修正系数, 对于直墙半圆拱巷道取  $\xi=1.1$ ,  $S$  为巷道的断面面积 ( $\text{m}^2$ )。

### 2.2 围岩破坏判据

#### (1) 完整岩体破坏

应用应力构造法, 对复合岩巷围岩应力场进行叠加可得, 在极坐标下等效圆形巷道弹性区内围岩任意一点的应力<sup>[14]</sup>可按式计算

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{p}{2} \left[ (1+\lambda) \left( 1 - \frac{R^{*2}}{r^2} \right) + (\lambda-1) \left( 1 - 4 \frac{R^{*2}}{r^2} + 3 \frac{R^{*4}}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] + \\ &\quad p_1 \frac{R^{*2}}{r^2}, \\ \sigma_\theta &= \frac{p}{2} \left[ (1+\lambda) \left( 1 + \frac{R^{*2}}{r^2} \right) - (\lambda-1) \left( 1 + 3 \frac{R^{*4}}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] - \\ &\quad p_1 \frac{R^{*2}}{r^2}, \\ \tau_{r\theta} &= \frac{p}{2} \left[ (\lambda-1) \left( 1 + 2 \frac{R^{*2}}{r^2} - 3 \frac{R^{*4}}{r^4} \right) \sin 2\theta \right]. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

根据弹塑性力学相关计算公式, 极坐标下等效圆形巷道任意一点的主应力可表示为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + 4\tau_{r\theta}^2}, \\ \sigma_3 &= \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + 4\tau_{r\theta}^2}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中,  $\sigma_r$ ,  $\tau_{r\theta}$ ,  $\sigma_\theta$  分别为任一点的径向应力、环向应力及剪应力,  $\theta$  为任一点的极坐标。

假定在极限平衡状态下, 岩体的破坏行为符合 Mohr-Coulomb 强度准则:

$$\sigma_1 = 2c \frac{\cos \varphi}{1 - \sin \varphi} + \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \sigma_3, \quad (4)$$

式中,  $c$  为弹塑性介质的内聚力 (MPa),  $\varphi$  为弹塑性介质的内摩擦角 ( $^\circ$ )。

将式(3)代入式(4)可知, 等效圆形巷道围岩处于塑性破坏状态下的应力需满足如下关系式:

$$(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + 4\tau_{r\theta}^2 - [(\sigma_r + \sigma_\theta) \sin \varphi + 2c \cos \varphi]^2 \geq 0. \quad (5)$$

#### (2) 复合岩体破坏

引入单结构面强度理论<sup>[15-16]</sup>, 选取层理面附近的复合微元体进行简化, 对复合岩体的破坏形式进行分

析, 复合岩体受力特征如图 5 所示。

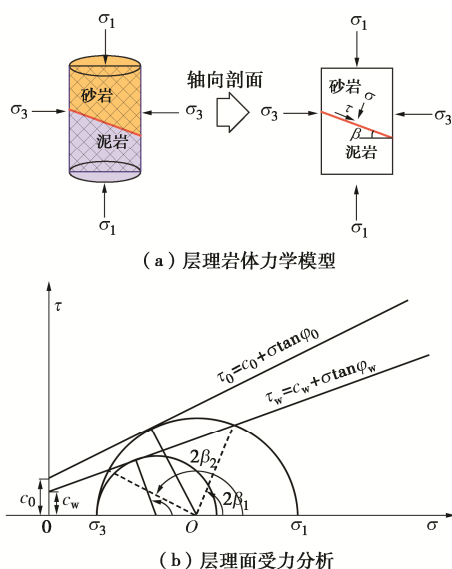


图 5 复合岩体强度分析

Fig. 5 Strength analysis of composite rock mass

图 5 中:  $\beta$  为层理面倾角 ( $^\circ$ );  $\sigma$ ,  $\tau$  为层理面上的正应力、切向应力 (MPa);  $c_0$ ,  $\varphi_0$  和  $c_w$ ,  $\varphi_w$  分别为复合岩体和层理面的内聚力及内摩擦角;  $\tau_0$ ,  $\tau_w$  分别为复合岩体和层理面的剪切强度 (MPa);  $\beta_0$  为复合岩体层理破坏面的倾角;  $\beta_1$ ,  $\beta_2$  分别为复合岩体沿层理面破坏的最小、最大角度 ( $^\circ$ )。

根据 Mohr 应力圆理论, 作用在复合岩体层理面的应力可表示为

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\cos 2\beta, \\ \tau &= \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\sin 2\beta. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

假设复合岩体层理面强度符合 Mohr-Coulomb 破坏准则:

$$\tau_w = c_w + \sigma \tan \varphi_w. \quad (7)$$

将式 (6) 代入式 (7) 可得, 复合岩体沿层理面发生剪切破坏的极限状态为

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \frac{2(c_w + \sigma_3 \tan \varphi_w)}{(1 - \tan \varphi_w \cot \beta) \sin 2\beta}. \quad (8)$$

根据岩体力学相关理论推导:

$$\left. \begin{aligned} \beta_1 &= \frac{\varphi_w}{2} + \frac{1}{2} \arcsin \left[ \frac{(\sigma_1 + \sigma_3 + 2c_w \cot \varphi_w) \sin \varphi_w}{\sigma_1 - \sigma_3} \right], \\ \beta_2 &= \frac{\pi}{2} + \varphi_w - \beta_1, \\ \beta_0 &= \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_w}{2}. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

根据耶格尔<sup>[17]</sup>判据, 复合岩体发生剪切破坏的条件见表 1 所示, 层理面力学效应如图 6 所示。

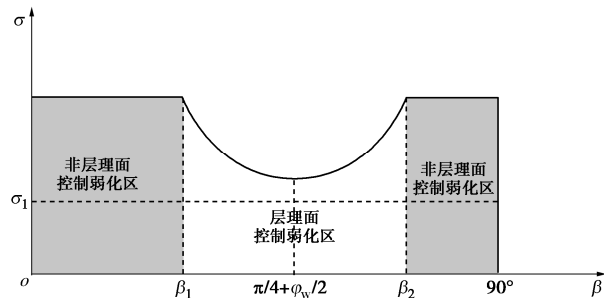


图 6 层理面力学效应

Fig. 6 Mechanical effects of stratification plane

由表 1 及图 6 可知, 层理面弱化效应对复合岩体的控制具有区域性: ①当  $0 \leq \beta < \beta_1$  或  $\beta_2 < \beta \leq 90^\circ$ , 复合岩体的破坏不受弱化区域的控制, 岩体的强度主要取决于层理面分割的岩块强度, 即复合岩体的稳定受其所分割的 2 个岩块自身内部局部弱化区域控制而与层理面无关; ②当  $\beta_1 \leq \beta \leq \beta_2$ , 层理面弱化区域对复合岩体的破坏具有控制作用, 当层理面倾角越趋近于  $\beta_0$  时, 弱化区对复合岩体的稳定控制作用越强, 即复合岩体的破坏取决于层理面的强度。

### 2.3 底板破坏深度

围岩破坏深度是评价巷道工程质量、锚固系统稳控效果的重要量化指标, 也是支护参数定量的理论基础。本文基于滑移线场理论<sup>[18]</sup>建立如图 7 所示的底板破坏深度计算模型, 对底板最大破坏深度进行理论求解。为便于进行推导和计算, 将建立的底鼓力学模型进行以下简化假定:

(1)  $ABC$  区域为主动应力区,  $BCE$  区域为过渡应力区,  $CEC'$  区域为被动应力区; 过渡区域  $BCE$  边界条件满足对数螺线方程。

(2)  $\triangle ABC$ 、 $\triangle A'B'C'$  和  $\triangle CEC'$  为等腰  $\triangle$ ,  $\angle BAC = \angle BCA$ ,  $\angle ECC' = \angle EC'C$ ,  $\angle B'A'C' = \angle B'C'A'$ ,  $\angle BCE = 90^\circ$ 。

(3) 底板岩体为理想弹塑性介质。

图 7 中:  $a$  为巷道宽度 (m);  $p$  为破碎区上覆岩层压力 (MPa);  $\delta$  为岩体极限平衡状态下, 塑性滑动面  $AB$  与水平面的夹角,  $\delta = \pi/4 + \varphi/2$ ;  $\psi$  为塑性滑动面  $EC'$  与水平面的夹角,  $\psi = \pi/4 - \varphi/2$ ,  $\varphi$  为底板岩层内摩擦角;  $R$  为底板任意位置的塑性破坏半径、 $R_0$  为底板最大破坏半径 (m);  $\eta$  为螺线  $r_0$  与  $r$  之间的夹角;  $\omega$  为螺线  $r$  与巷道底板的夹角。

滑动面  $BDE$  满足对数螺线:

$$r = r_0 e^{\eta \tan \varphi}. \quad (10)$$

根据图 7 中几何关系, 底板任意位置破坏半径为

$$R = r_0 \sin \omega e^{\eta \tan \varphi}. \quad (11)$$

根据图 7 中角度关系,  $\omega$  可表示为



表 1 复合岩体剪切破坏条件  
Table 1 Shear damage conditions of composite rock mass

层理角度	破坏判据		破坏类型
	角度/(°)	应力/MPa	
$\beta, \beta_0, \beta_1, \beta_2$	$\beta_0 = \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_w}{2}$	$\sigma_1 \geq \sigma_3 + \frac{2(c_w + \sigma_3 \tan \varphi_w)}{\sqrt{1 + \tan^2 \varphi_w} - \tan \varphi_w}$	沿层理面破坏, 复合岩体的强度取决于层理面强度
	$\beta_1 \leq \beta \leq \beta_2$	$\sigma_1 \geq \sigma_3 + \frac{2(c_w + \sigma_3 \tan \varphi_w)}{(1 - \tan \varphi_w \cot 2\beta) \sin 2\beta}$	
	$0 \leq \beta < \beta_1$ 或 $\beta_2 < \beta \leq 90^\circ$	$\sigma_1 \geq 2c_0 \frac{\cos \varphi_0}{1 - \sin \varphi_0} + \frac{1 + \sin \varphi_0}{1 - \sin \varphi_0} \sigma_3$	不沿层理面破坏, 复合岩体强度取决于上、下 2 个岩块强度

$$\omega = \frac{3}{4}\pi - \frac{\varphi}{2} - \eta \quad (12)$$

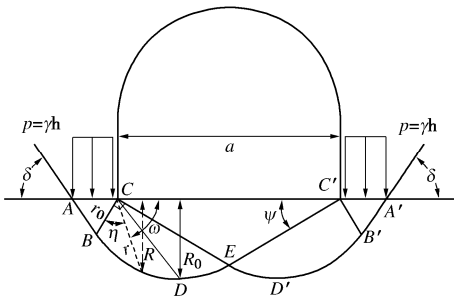


图 7 巷道底鼓力学模型

Fig. 7 Mechanical model for floor heave of roadway

将式 (12) 代入式 (11), 对其关于  $\eta$  求导可得, 当  $\eta=\pi/4+\varphi/2$  时, 底板最大破坏半径为

$$R_0 = r_0 \cos \varphi e^{\left(\frac{\varphi}{2} + \frac{\pi}{4}\right) \tan \varphi} \quad (13)$$

根据图 6 中几何关系,  $r_0$  为

$$r_0 = \frac{a \sin \psi}{\cos \varphi} e^{-\frac{\pi}{2} \tan \varphi} \quad (14)$$

将式 (14) 代入式 (13) 可得

$$R_0 = a \sin \left( \frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} \right) e^{\left( \frac{\varphi}{2} - \frac{\pi}{4} \right) \tan \varphi} \quad (15)$$

底板破坏半径  $R_0$  与巷道宽度  $a$ 、内摩擦角  $\varphi$  之间的关系如图 8 所示。

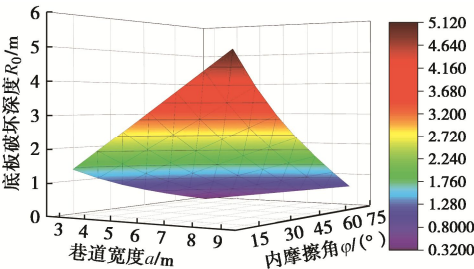


图 8 底板破坏半径敏感性分析

Fig. 8 Sensitivity analysis of floor damaged-radius

复合岩巷净断面宽度  $a=5.0\text{ m}$ , 底板内摩擦角  $\varphi=17^\circ$ , 代入式(15)可得, 底板最大破坏半径  $R_0=2.55\text{ m}$ , 即复合岩巷底板水平面以下区域的破坏深度为

2.55 m。结合现场测定的底板水平面以上鼓出区域的高度为  $h_0=1241\text{ mm}$ , 最终确定, 复合岩巷底板最大理论破坏深度为  $H=R_0+h_0=3.79\text{ m}$ 。

2.4 围岩内部损伤程度

在复合岩巷顶底板及两帮垂直施工钻孔(顶板 8.0 m, 两帮 4.0 m, 底板 6.0 m), 采用新型 ZDY 钻孔窥视仪对围岩内部裂隙损伤特征及破坏程度进行量化表征, 复合岩巷围岩损伤破坏特征如图 9 所示。

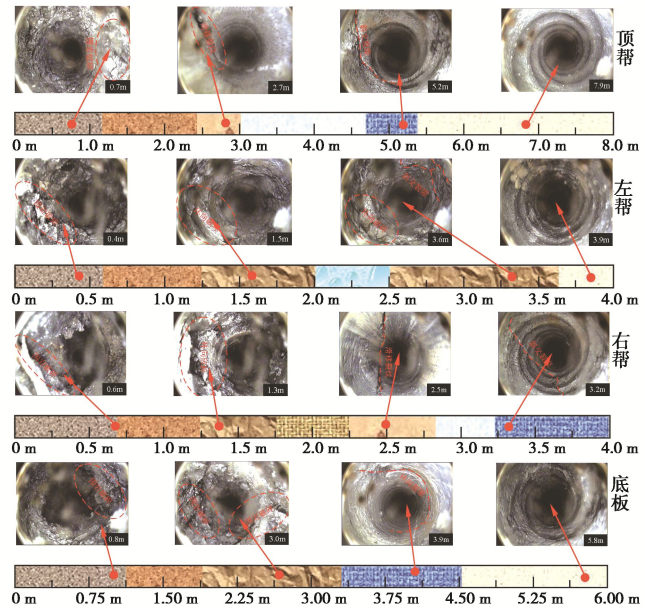


图 9 围岩钻孔窥视结果

Fig. 9 Drilling imaging results of surrounding rock

钻孔窥视结果表明: 复合岩巷顶板围岩仅在距孔口 2.7 m 范围内局部破碎, 深部围岩完整性相对较高; 底板围岩距孔口 3.0 m 范围内完整性极差; 两帮破碎区最大宽度分别为 3.6, 2.5 m。巷道围岩损伤破坏程度表现为: 底板>两帮>顶板, 锚杆锚固范围内围岩内部结构已经明显破坏, 锚固支护结构失效明显。

3 非均质复合岩巷底鼓变形机理

3.1 数值计算模型

结合现场地质条件, 建立长×宽=60 m×60 m 的

UDEC 数值模型 (图 10), 对原支护方案下复合岩巷典型破坏变形特征进行研究分析。-830 大巷开挖宽度 5.0 m, 直墙高度 1.8 m, 拱顶高度 2.5 m。

为精确地捕捉巷道围岩裂隙损伤特征, 巷道周边采用接近于真实裂隙煤岩体的 Trigon 模型划分, 远离巷道的岩体采用长宽比不等的常规矩形块体处理。块体采用 Mohr-Coulomb 本构模型, 结构面满足残余库伦滑移准则, 锚杆、锚索采用 UDEC 内置的 Cable 单元, 梯子梁、喷浆采用 Structural 单元模拟。模型左右及底部边界采用位移法固定, 根据-830 大巷附近现场地应力测试结果, 上覆岩层的平均容重按照 2300 kN/m<sup>3</sup> 计算, 模型顶部施加 19.32 MPa 等效上覆岩层自重的均布载荷, 左右边界施加 22.80 MPa 水平应力。

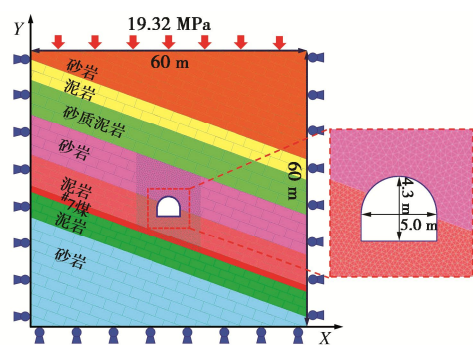


图 10 数值计算模型

Fig. 10 Numerical model

基于室内围岩物理力学测定结果、钻孔窥视中得到的 RQD 值进行折减并利用下面所述公式<sup>[19-20]</sup>修正获得模型计算采用的参数。

$$\frac{E_m}{E_r} = 10^{0.0186RQD-1.91}, \quad (16)$$

$$\frac{\sigma_{cm}}{\sigma_c} = \left( \frac{E_m}{E_r} \right)^q, \quad (17)$$

式中,  $E_m$ ,  $E_r$  分别为岩体和岩石的弹性模量,  $\sigma_{cm}$ ,  $\sigma_c$  分别为岩体和岩石的单轴抗压强度,  $q$  为经验参数, 本计算模型取 0.7。

结构面法向刚度  $k_n$  和切向刚度  $k_s$  根据下式确定:

$$k_n = n \left( \frac{K + 4/3G}{\Delta Z_{\min}} \right) \quad (1 \leq n \leq 10), \quad (18)$$

$$k_s = 0.2k_n. \quad (19)$$

式中  $k_n$ ,  $k_s$  分别为结构面的法向刚度和切向刚度;  $\Delta Z_{\min}$  为与法线方向接触的区域块体最小边长;  $K$  为块体体积模量,  $K=E/3(1-2\nu)$ ;  $G$  为块体剪切模量,  $G=E/2(1+\nu)$ ,  $\nu$  为泊松比。

为了获得数值计算模型中不同岩层块体准确的力学参数, 利用 Trigon logic 模型建立宽×高=2.0 m×4.0 m、直径 2.0 m 的校正模型, 进行 UCS、BTS 试验, 块体力学参数校正结果如图 11 (a) 所示, 将校正后的参数代入数值计算模型, 原支护条件下复合岩巷破坏特征 (图 11 (b)) 与现场实际情况基本吻合, 最终确定数值模型中煤岩块体及节理参数见表 2。

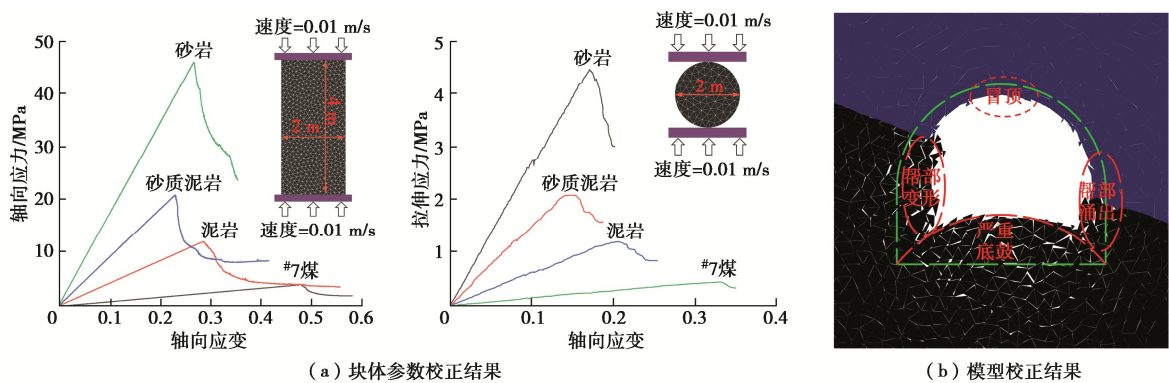


图 11 模型参数校正

Fig. 11 Correction of model parameters

表 2 模型块体及节理物理力学参数

Table 2 Physical and mechanical parameters of blocks and joints in model

岩性	块体参数						节理参数				
	密度 (kg·m <sup>-3</sup> )	体积 模量 /GPa	剪切 模量 /GPa	内聚 力 /MPa	内摩 擦角 /(°)	抗拉 强度 /MPa	法向刚度 /(GPa·m <sup>-1</sup> )	切向刚度 /(GPa·m <sup>-1</sup> )	内聚 力 /MPa	内摩 擦角 /(°)	抗拉 强度 /MPa
砂岩	2 600	11.20	5.80	6.20	35	4.5	23.6	4.7	2.7	24	2.1
泥岩	2 100	2.40	1.30	1.30	17	1.2	14.2	2.8	1.2	20	0.9
砂质泥岩	2 350	5.00	2.60	3.60	20	2.1	18.5	3.7	1.6	18	0.6
7 号煤	1 300	0.53	0.32	1.05	23	0.4	6.1	1.2	0.9	15	0.2

3.2 模拟结果分析

对复合岩巷原支护条件下巷道围岩的应力、裂隙扩展特征、表面位移、底板位移矢量进行反演分析, 结果如下:

(1) 应力分布特征。如图 12 所示: ①巷道开挖后, 巷道表面及浅部围岩应力大面积释放; ②泥岩与砂岩分界面改变了应力分布状态, 水平应力呈现出差异性释放特征; ③在巷道顶板 4.2 m、底板 6.5 m 处压应力产生应力集中, 最大为 28.64 MPa; ④高应力环境下, 底板无支护导致底板的持续大变形无法根治。

(2) 围岩裂隙特征。由图 13 可知: ①在泥岩与砂岩层位分界区域巷道拱顶肩角和底板区域围岩裂隙扩展存在明显的不对称性 (黑色虚线为原巷道掘进断面形状); ②巷道深部围岩以滑移剪切裂隙为主, 巷道两帮及底板浅部破碎区域出现大量张拉裂隙, 且底板裂隙扩展范围大于巷道顶板; ③底板裂隙发育区最大深度为 3.02 m; 巷道顶、底板及两帮微裂隙区深度分别为: 2.67, 3.82, 3.64, 2.52 m, 与现场钻孔窥视结果基本吻合。

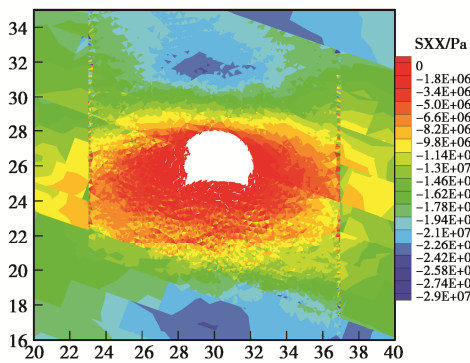


图 12 水平应力云图

Fig. 12 Cloud chart of horizontal stress

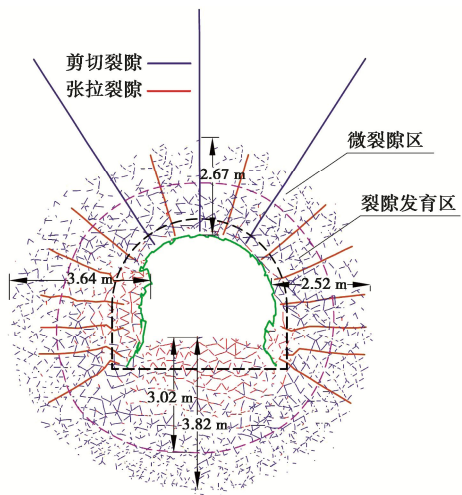


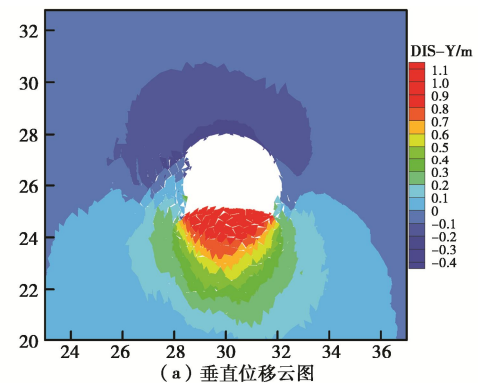
图 13 围岩裂隙分布特征

Fig. 13 Distribution characteristics of fracture of surrounding rock

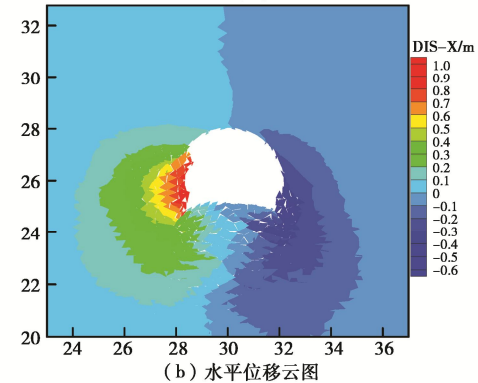
(3) 围岩位移特征。由图 14 可知: ①底板无支

护时, 巷道底板及两帮位移明显且变形范围较大, 巷道左帮移近量大于右帮; ②根据巷道表面测点的监测结果, 巷道最大底鼓量为 1248 mm, 顶板最大下沉量为 254 mm, 巷道两帮最大移近量分别为 821, 654 mm; ③巷道围岩表面位移呈现“底鼓量>两帮移近量>顶板下沉量”的分布规律。底鼓是复合岩巷主要变形特征且在巷道底板下部变形范围较大, 与现场变形特征基本吻合。

(4) 围岩位移矢量。图 15 为巷道围岩整体位移矢量图, 可以明显看出: ①随着巷道两帮底角区域岩体向巷道临空区域塑性流动, 巷道底板浅部岩体产生破坏变形、鼓起; ②底板深部岩体在巷道两帮下沉增加、底角破坏加重的影响下逐渐向底板浅部转移, 而造成巷道底鼓现象。



(a) 垂直位移云图



(b) 水平位移云图

图 14 巷道位移特征

Fig. 14 Displacement characteristics of roadway

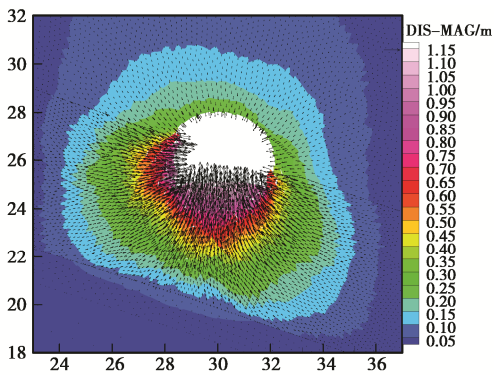


图 15 围岩位移矢量图

Fig. 15 Displacement vectors of surrounding rock



因此,在深部高地应力及强采动应力的影响下,复合岩巷泥岩底板无支护而进行“卧底、刷帮”的常规修复,并不能控制底板的持续变形,反而会因为频繁的卧底导致巷道底板岩体加速破坏,从而引发更为严重的底鼓。

### 3.3 复合岩巷底鼓变形机理分析

结合现场调研结果、理论分析及数值模拟结果,总结得出非均质复合岩巷底鼓的变形机理:

(1) 地应力高。复合岩巷平均埋深 870 m,巷道开挖后应力向巷道围岩深部转移并引起应力集中,高地应力与低围岩强度的突出矛盾必将造成围岩大变形。因此,高地应力是引起巷道围岩裂隙发育、破碎区范围增大、支护体失效及巷道底鼓严重的主要力源。

(2) 邻近岩体极限强度差异大。复合岩巷顶板及上帮为强度较高的砂岩,底板及下帮以软弱泥岩为主。泥岩强度低且对应力作用敏感性强,导致两帮下部及底板产生大范围的破碎区和塑性区,围岩强度衰减严重,相同支护参数条件下,岩性的差异致使锚网主动支护体系的承载能力失衡,减弱了两帮对顶板的支撑作用,削弱了巷道底板岩层的承载能力,加剧了巷道持续大变形及底鼓的产生。

(3) 支护强度不足。复合岩巷的两帮及顶板采用常规的“锚网+喷浆”支护,而巷道底板并未采取任何支护措施,相当于敞开的自由面。由数值模拟结果分析可知:锚杆锚固段处于破碎围岩中,锚固力不足削弱了对帮部围岩约束力,未能对巷道关键部位进行支护,产生较大收敛变形,促使两帮加速下沉。应力集中导致泥岩底板产生显著的塑性变形和滑移剪切破坏,压力更易在底板释放,破碎岩体在两帮压模效应、远场应力的作用下,持续向巷道自由面强烈流动挤出,导致复合岩巷底鼓大变形。

(4) 水理弱化明显。泥岩遇水后具有膨胀、软化特性,根据实验室测试结果分析(见图 16),将标准泥岩试件浸水 48 h 后,与自然条件下的强度相比,强度衰减率为 51.75%。-830 水平大巷局部存在裂隙淋水现象,巷道排水沟和其他防水措施也不完善,底板积水不能及时排走,泥岩长期浸水加剧了其软化破坏速度,力学性能严重下降,导致严重的底鼓变形持续不断。

(5) 巷修反复扰动。-830 水平大巷复合岩巷区段掘进以后底鼓及围岩变形严重,多次进行刷帮、卧底返修使得应力集中向巷道围岩深部持续转移。在高应力作用下,深部围岩内部原生裂隙发育,围岩破坏深度和范围也将持续增大,围岩破裂面向深部扩展,使得围岩松动圈范围加大。反复的工程扰动加速了巷道的变形,各种因素相互影响、相互促进,恶性循环,

最终导致围岩全断面失稳、变形严重,复合岩巷底鼓变形难以控制。

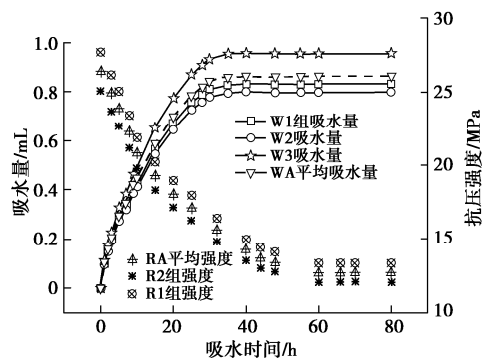


图 16 泥岩吸水强度测试

Fig. 16 Water absorption strength tests on mudstone

## 4 非均质复合岩巷底鼓控制技术

### 4.1 底鼓控制方法

基于“固底-强帮”整体支护、“强-弱-强”组合承载圈分梯次加固底板控制思路,确定复合岩巷底鼓变形破坏控制的关键技术如下:

(1) 全断面锚索。全断面预应力锚索支护可以增加顶帮锚固范围,控制巷道围岩塑性区的发育,提高整体支护强度,充分调用深部岩体的自身稳定性。底板普通锚索可以切断巷道底板塑性滑移线、阻碍主动朗肯区岩体的滑动、控制底板围岩塑性区的发展;底板注浆锚索还可以对深部岩体进行改性,进而提高底板泥岩强度,控制底板围岩的整体稳定。

(2) 预制块反底拱。巷道发生底鼓后,巷道底板依靠两帮下沉,通过底角将岩石源源不断地补充到巷道底板<sup>[21]</sup>。反底拱与浅部软弱岩体、深部稳定岩体形成“强-弱-强”加固承载圈,既能增加底板抗弯能力、缓冲高应力对巷道底板的长期损伤破坏,还可以缩减巷道周边的应力降低区,降低巷道两侧的压模效应,避免两帮破碎岩体向临空区的塑性流动;配合注浆锚索对底板破碎岩体的改性作用,从而有效控制复合岩巷底鼓持续大变形。

### 4.2 底鼓控制方案

“全断面锚索+预制块反底拱”锚注联合支护设计断面如图 17 所示。

(1) 锚索规格。短锚索规格  $\phi 18.9 \text{ mm} \times 4300 \text{ mm}$ , 配套使用  $250 \text{ mm} \times 250 \text{ mm} \times 14 \text{ mm}$  的锚索托盘;长锚索规格  $\phi 18.9 \text{ mm} \times 7300 \text{ mm}$ , 配套使用  $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 14 \text{ mm}$  的锚索托盘。

(2) 布置方式。顶板:短锚索间排距  $1000 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm}$ ,长锚索间排距  $2000 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm}$ 。两帮:短锚索间排距  $800 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm}$ ,帮角锚索距离底板  $200 \text{ mm}$  与巷帮呈  $30^\circ$  夹角。底板:短锚索间



排距 1000 mm×1000 mm, 注浆锚索与普通锚索呈“3-2-3”交替布置。锚索采用#14 钢筋焊接的钢筋梯子梁连接, 每根锚索使用 1 支 Z2370 和 1 支 CK2350 树脂药卷, 锚索预紧力不小于 150 kN。

(3) 喷浆支护。完成巷道基本支护后, 立即喷浆封闭破碎岩体, 减小巷道围岩风化程度。喷射混凝土强度等级为 C20。

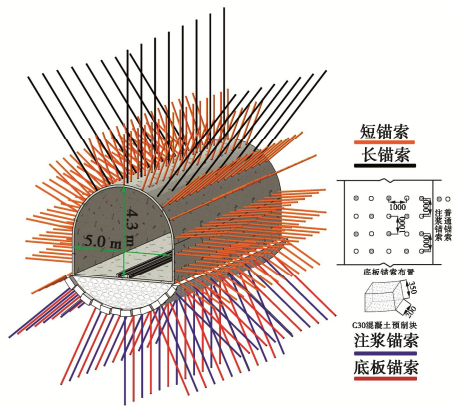


图 17 联合支护设计方案  
Fig. 17 Design scheme of combined support

(4) 预制块反底拱。由现场调研及数值模拟反演结果可知: 巷道最大底鼓量约为 1.25 m、底板裂隙发育贯通的区域深度约为 3.0 m、两帮围岩损伤破坏严重区域深度约为 0.5 m。因此巷道卧底(1.25 m)至原设计断面后, 确定反底拱超挖深度为 1750 mm, 两帮伸出段长度为 500 mm, 采用 C30 混凝土预制块铺设。由于巷道底板泥岩具有遇水泥化、膨胀的特性, 在反底拱施工前铺洒生石灰, 阻断底板与深部岩体的导水裂隙通道, 改善底板围岩环境。反底拱施工完成后, 对底板注浆锚索实施滞后注浆, 提高底板深部岩体的整体强度。

5 工程应用

采用“全断面锚索+预制块反底拱”锚注联合支护技术方案对-830 水平大巷复合岩巷区段进行返修实践, 预制块反底拱现场实际施工情况如图 18 所示。



图 18 预制块反底拱现场施工图  
Fig. 18 Construction drawing of precast block reverse bottom arch

对试验段巷道完成返修后, 在返修段设置表面位移测站实时监测巷道围岩收敛变形情况, 通过对监测断面连续 90 d 的实时监测, 绘制如图 19 所示的围岩变形曲线。

监测结果表明:

(1) 巷道进行返修后, 在返修后 0~20 d 内, 顶板下沉和两帮收敛速度较快, 在 20~50 d 内, 巷道两帮和顶板变形以平稳的速度发展, 高预紧力全锚索支护抑制了浅部围岩的破碎变形和底角岩体的剪切滑移。

(2) 在返修后 30~40 d 内, 底鼓速度明显加快, 直至 60 d 后, 底鼓量基本稳定在 67.9 mm。究其原因, 邻近工作面采动影响导致围岩应力重新分布, 致使巷道底鼓量快速上升。

(3) 巷道采用联合支护技术返修后, 支护效果明显改善, 两帮收敛位移最大约为 82.8 mm, 比原支护方案条件下降低了 82%, 顶板最大下沉量为 48.5 mm, 巷道底鼓控制较好, 比原支护方案条件下降低了 95%。

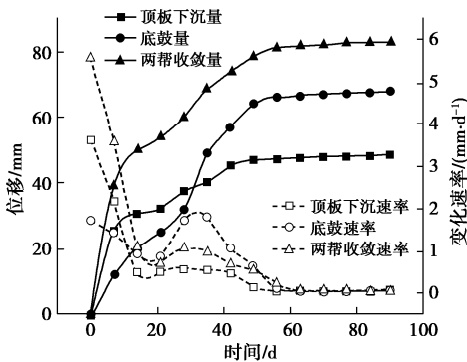


图 19 巷道围岩收敛变形曲线  
Fig. 19 Deformation curves of convergence of surrounding rock



图 20 复合岩巷返修效果图  
Fig. 20 Repair effects of composite rock roadway  
-830 水平大巷复合岩巷区段返修支护实际效果

如图 20 所示。由图 20 可见,采用“全断面锚索+预制块反底拱”锚注联合支护技术对深部非均质复合岩巷底鼓大变形控制效果显著,可为其他类似地质条件巷道支护提供借鉴。

## 6 结 论

针对特定地质背景条件下的一系列研究,为深部非均质复合岩巷围岩底鼓大变形控制提出了具体的支护强化技术,并且得到如下结论:

(1) 临近岩体强度差异大、底板力学性质差、水理弱化明显、巷帮及底板支护强度不足等是复合岩巷底板发生底鼓的根本性原因。

(2) 复合岩巷底板失稳过程为:高地应力、围岩强度差异→两帮裂隙发育、层间错动→围岩破碎→底板应力释放→岩体塑性流动→底鼓持续大变形。

(3) 提出了复合岩巷围岩破坏力学判据,确定了底板极限破坏深度,提出了一种“全断面锚索+预制块反底拱”锚注联合支护技术。

(4) 现场监测结果表明:返修 60 d 后,最大底鼓量约为 67.9 mm,比原支护条件降低 95%,保证了巷道服务运行期间的安全使用。

### 参考文献:

- [1] 东兆星, 吴士良. 井巷工程[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2004. (DONG Zhao-xing, WU Shi-liang. Shaft engineering[M]. Xuzhou: China University of Mining & Technology Press, 2004. (in Chinese))
- [2] 谢和平. 深部岩体力学与开采理论研究进展[J]. 煤炭学报, 2019, 44(5): 1283 - 1305. (XIE He-ping. Research review of the state key research development program of China: deep rock mechanics and mining theory[J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(5): 1283 - 1305. (in Chinese))
- [3] 王 琦, 王 雷, 刘博宏, 等. 破碎围岩注浆体空隙特征和力学性能研究[J]. 中国矿业大学学报, 2019, 48(6): 1197 - 1205. (WANG Qi, WANG Lei, LIU Bo-hong, et al. Study of void characteristics and mechanical properties of fractured surrounding rock grout[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2019, 48(6): 1197 - 1205. (in Chinese))
- [4] 王卫军, 袁 越, 余伟健, 等. 采动影响下底板暗斜井的破坏机理及其控制[J]. 煤炭学报, 2014, 39(8): 1463 - 1472. (WANG Wei-jun, YUAN Yue, YU Wei-jian, et al. Failure mechanism of the subinclined shaft in floor under mining influence and its control[J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(8): 1463 - 1472. (in Chinese))
- [5] 孙晓明, 张国锋, 蔡 峰, 等. 深部倾斜岩层巷道非对称变形机制及控制对策[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(6): 1137 - 1143. (SUN Xiao-ming, ZHANG Guo-feng, CAI Feng, et al. Asymmetric deformation mechanism within inclined rock strata induced by excavation in deep roadway and its controlling countermeasures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(6): 1137 - 1143. (in Chinese))
- [6] 姜耀东, 陆士良. 巷道底鼓机理的研究[J]. 煤炭学报, 1994, 19(4): 343 - 351. (JIANG Yao-dong, LU Shi-liang. Investigation of mechanism of floor heave of roadway[J]. Journal of China Coal Society, 1994, 19(4): 343 - 351. (in Chinese))
- [7] 文志杰, 卢建宇, 肖庆华, 等. 软岩回采巷道底鼓破坏机制与支护技术[J]. 煤炭学报, 2019, 44(7): 1991 - 1999. (WEN Zhi-jie, LU Jian-yu, XIAO Qing-hua, et al. Failure mechanism of floor heave and supporting technology of soft rock roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(7): 1991 - 1999. (in Chinese))
- [8] 高明中, 井欢庆. 巷道非对称底鼓的力学解析[J]. 安徽理工大学学报(自然科学版), 2012, 32(4): 38 - 43. (GAO Ming-zhong, JING Huan-qing. Mechanical analysis of asymmetric floor heave of roadway[J]. Journal of Anhui University of Science and Technology (Natural Science), 2012, 32(4): 38 - 43. (in Chinese))
- [9] 柏建彪, 李文峰, 王襄禹, 等. 采动巷道底鼓机理与控制技术[J]. 采矿与安全工程学报, 2011, 28(1): 1 - 5. (BAI Jian-biao, LI Wen-feng, WANG Xiang-yu, et al. Mechanism of floor heave and control technology of roadway induced by mining[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2011, 28(1): 1 - 5. (in Chinese))
- [10] 安智海, 张 农, 倪建明, 等. 朱仙庄煤矿松软破碎岩层巷道底鼓控制技术[J]. 采矿与安全工程学报, 2008, 25(3): 263 - 267. (AN Zhi-hai, ZHANG Nong, NI Jian-ming, et al. Floor heave control technique for broken soft rock roadway in Zhuxianzhuang mine[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2008, 25(3): 263 - 267. (in Chinese))
- [11] 谢广祥, 常聚才. 超挖锚注回填控制深部巷道底鼓研究[J]. 煤炭学报, 2010, 35(8): 1242 - 1246. (XIE Guang-xiang, CHANG Ju-cai. Study on overcutting-bolting & grouting-backfilling concrete to control the floor heave of deep mine roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2010, 35(8): 1242 - 1246. (in Chinese))
- [12] 康红普, 林 健, 吴拥政. 全断面高预应力强力锚索支护

- 技术及其在动压巷道中的应用[J]. 煤炭学报, 2009, **34**(9): 1153 - 1159. (KANG Hong-pu, LIN Jian, WU Yong-zheng. High pretensioned stress and intensive cable bolting technology set in full section and application in entry affected by dynamic pressure[J]. Journal of China Coal Society, 2009, **34**(9): 1153 - 1159. (in Chinese))
- [13] 彭 瑞, 赵光明, 孟祥瑞. 基于 D-P 准则的非均匀应力场受扰动轴对称巷道安全性分析[J]. 中国安全科学学报, 2014, **24**(1): 103 - 108. (PENG Rui, ZHAO Guang-ming, MENG Xiang-rui. Analysis of safety of disturbed and axisymmetric roadway under non-uniform stress field based on D-P criterion[J]. China Safety Science Journal, 2014, **24**(1): 103 - 108. (in Chinese))
- [14] 李 季, 彭 博, 袁 鹏. 深部沿空巷道顶板蝶叶塑性区“低阻微变”性形成机理研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2019, **36**(3): 465 - 472, 481. (LI Ji, PENG Bo, YUAN Peng. A formation mechanism of “low resistance and slight change” in plastic zone of butterfly leaf on the roof in deep roadway[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2019, **36**(3): 465 - 472, 481. (in Chinese))
- [15] 冯 帆, 赵兴东, 陈绍杰, 等. 结构面位置对于深部高应力采动硬岩巷道破坏的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2021, **52**(8): 2588 - 2600. (FENG Fan, ZHAO Xing-dong, CHEN Shao-jie, et al. Effect of structural plane position on hard tunnel failure during excavation unloading subjected to high stresses in deep level mines[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2021, **52**(8): 2588 - 2600. (in Chinese))
- [16] 张淑坤, 王树达, 王来贵, 等. 结构面局部弱化影响下巷道围岩稳定性研究[J]. 中国安全科学学报, 2018, **28**(7): 116 - 121. (ZHANG Shu-kun, WANG Shu-da, WANG Lai-gui, et al. Stability study of roadway surrounding rock under influence of local weakening of structural plane[J]. China Safety Science Journal, 2018, **28**(7): 116 - 121. (in Chinese))
- [17] 耶格尔 J C, 库克 N G W. 岩石力学基础[M]. 中国科学院工程力学研究所译. 北京: 科学出版社, 1981. (JAEGER J C, COOK N G W. Fundamentals of Rock-Mechanics[M]. Translated by Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences. Beijing: Science Press, 1981. (in Chinese))
- [18] 程 辉, 赵洪宝, 徐建峰, 等. 基于滑移线场理论的巷道底鼓机理与防治技术研究[J]. 矿业科学学报, 2021, **6**(3): 314 - 322. (CHENG Hui, ZHAO Hong-bao, XU Jian-feng, et al. Study on floor heave mechanism and control technology of roadway based on slip line field theory[J]. Journal of Mining Science and Technology, 2021, **6**(3): 314 - 322. (in Chinese))
- [19] ZHANG L Y, EINSTEIN H H. Using RQD to estimate the deformation modulus of rock masses[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2004, **41**(2): 337 - 341.
- [20] SINGH M, RAO K S. Empirical methods to estimate the strength of jointed rock masses[J]. Engineering Geology, 2005, **77**(1/2): 127 - 137.
- [21] 侯朝炯. 深部巷道围岩控制的关键技术研究[J]. 中国矿业大学学报, 2017, **46**(5): 970 - 978. (HOU Chao-jiong. Key technologies for surrounding rock control in deep roadway[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2017, **46**(5): 970 - 978. (in Chinese))