



深部软岩巷道围岩与锚喷U型钢支护结构相互作用研究

孟庆彬 宋子鸣 刘滨 黄炳香 浦海 王从凯 辛学奎

引用本文：

孟庆彬, 宋子鸣, 刘滨, 等. 深部软岩巷道围岩与锚喷U型钢支护结构相互作用研究[J]. 煤炭科学技术, 2024, 52(7): 23–36.
MENG Qingbin, SONG Ziming, LIU Bin. Interaction study on surrounding rock and bolting–shotcrete U-shaped steel support structure in deep soft rock roadway[J]. Coal Science and Technology, 2024, 52(7): 23–36.

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.12438/est.2023-1059>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

深部软岩巷道围岩支护技术研究

Study on surrounding rock support technology of deep soft rock roadway

煤炭科学技术. 2022, 50(4): 76–84 <http://www.mtkxjs.com.cn/article/id/db8daf43-247e-4c7f-82e8-3ff6de256e0c>

全长锚固锚杆支护软岩巷道围岩承载结构力学响应解析

Mechanical response analysis of surrounding rock bearing structure of soft rock roadway based on full-length anchorage

煤炭科学技术. 2023, 51(10): 24–34 <https://doi.org/10.13199/j.cnki.est.2022-1863>

基于蝶形破坏理论的深部巷道围岩控制技术研究

Research on surrounding rock control technology of deep roadway based on butterfly failure theory

煤炭科学技术. 2023, 51(1): 157–167 <https://doi.org/10.13199/j.cnki.est.2022-1780>

深部回采巷道锚固失效分析及支护对策

Analysis of bolting failure in deep mining roadway and support countermeasures

煤炭科学技术. 2021, 49(8): 23–29 <http://www.mtkxjs.com.cn/article/id/b1857e7b-a335-4565-b402-872b205675e7>

深部大断面巷道交叉点围岩稳定性分析及控制技术

Stability analysis and control technology of surrounding rocks at deep large cross-section roadway

煤炭科学技术. 2020, 48(6) <http://www.mtkxjs.com.cn/article/id/47578ae1-c03d-41c9-9c79-43d559d68a41>

断层附近软岩巷道围岩破坏机理及控制研究

Study on the failure mechanism and control technology of surrounding rock of soft rock roadway near fault

煤炭科学技术. 2020, 48(9): 195–202 <http://www.mtkxjs.com.cn/article/id/943457c2-faab-4a8b-aeee-7f61ceae49e0>



关注微信公众号，获得更多资讯信息



移动扫码阅读

孟庆彬,宋子鸣,刘 滨,等.深部软岩巷道围岩与锚喷U型钢支护结构相互作用研究[J].煤炭科学技术,2024,52(7): 23–36.

MENG Qingbin, SONG Ziming, LIU Bin, et al. Interaction study on surrounding rock and bolting-shotcrete U-shaped steel support structure in deep soft rock roadway[J]. Coal Science and Technology, 2024, 52(7): 23–36.

深部软岩巷道围岩与锚喷U型钢支护结构相互作用研究

孟庆彬^{1,2},宋子鸣¹,刘 滨²,黄炳香¹,浦 海¹,王从凯¹,辛学奎¹

(1. 中国矿业大学 深地工程智能建造与健康运维全国重点实验室, 江苏 徐州 221116; 2. 中国科学院武汉岩土力学研究所
岩石力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071)

摘要:收敛-约束法(特性曲线法)是将理论解析、现场实测、工程经验相结合的一种地下工程结构设计方法,是目前分析围岩-支护相互作用关系及开展支护优化设计的常用方法。基于收敛-约束法的基本原理,总结给出了经典的支护特征与支护结构变形方程,理论计算获得了喷射混凝土、锚杆(索)、U型钢支架等支护结构的支护特征曲线,分析了支护结构的几何尺寸(直径、长度)、间排距、材料强度等参数对支护压力的影响特征;随着喷射混凝土厚度及强度等级的增加,喷射混凝土提供的支护刚度和支护压力逐渐增大;随着锚杆(索)直径、长度、杆体材料强度的增加及间排距的减小,锚杆的支护压力显著增加;U型钢支架的排距越小及材料强度越大,其提供的支护压力越大。采用FLAC^{3D}内嵌的莫尔库伦应变软化本构模型,建立了考虑岩石峰后应变软化与扩容特性的深部软岩巷道数值分析模型,计算获得了不同应力状态下巷道纵剖面变形曲线、围岩特征曲线,分析了锚喷、锚杆(索)喷、锚喷U型钢等3种联合支护技术对深部巷道围岩大变形控制的适用性,验证了锚喷U型钢联合支护技术应用于深部巷道支护工程的可行性。考虑岩石峰后应变软化与扩容特性的应变软化本构模型和经典的莫尔库伦本构模型的数值模拟结果相差较大,采用莫尔库伦本构模型的数值模拟结果保守,支护结构提供的支护压力无法满足深部巷道稳定性控制要求,支护后巷道围岩变形较大甚至会发生冒顶、片帮等安全事故。

关键词:深部巷道;收敛-约束法;围岩-支护相互作用;巷道支护

中图分类号:TD325.4 **文献标志码:**A **文章编号:**0253-2336(2024)07-0023-14

Interaction study on surrounding rock and bolting-shotcrete U-shaped steel support structure in deep soft rock roadway

MENG Qingbin^{1,2}, SONG Ziming¹, LIU Bin², HUANG Bingxiang¹, PU Hai¹, WANG Congkai¹, XIN Xuekui¹

(1. State Key Laboratory of Intelligent Construction and Healthy Operation and Maintenance of Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China; 2. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China)

Abstract: Convergence-constraint method is a design approach for underground engineering structures that combines theoretical analysis, field measurements, and engineering experience. It is a commonly used method for analyzing the interaction between surrounding rock and support system, as well as for conducting optimized support design. Based on the basic principle of convergence-constraint method, the classical supporting characteristics and supporting structure deformation equations were summarized. The supporting characteristic curves of supporting structures such as shotcrete, bolt (cable) and U-shaped steel were obtained by theoretical calculation. The effects of the geometric size (diameter, length), row spacing and material strength of supporting structure on the support pressure were analyzed. As the thickness and strength grade of shotcrete increase, the support stiffness and support pressure provided by shotcrete gradually escalate. Simultaneously, the support pressure of bolts experiences a significant increase with the augmentation of bolt (cable) diameter, length, materi-

al strength, and reduction in row-spacing between them. Furthermore, the support pressure delivered by U-shaped supports intensifies as the row-spacing decreases and the material strength increases. By using the Mohr-Coulomb strain softening constitutive model embedded in FLAC^{3D}, the numerical analysis model of deep soft rock roadway considering the post-peak strain softening and dilatancy characteristics of rock was established. The deformation curves of roadway longitudinal section and the characteristic curves of surrounding rock under different stress states were calculated. The applicability of three kinds of combined support technologies such as bolting shotcrete, bolt (cable) shotcrete and bolting-shotcrete U-shaped steel to the large deformation control of surrounding rock in deep roadway were analyzed. The feasibility of applying the combined support technique of bolting-shotcrete U-shaped steel in deep roadway support projects has been verified. The numerical simulation results of the strain-softening constitutive model considering the post-peak strain-softening and dilatancy characteristics of rocks are quite different from those based on the classical Mohr-Coulomb constitutive model. The numerical simulation results of the Mohr-Coulomb constitutive model are conservative, and the supporting pressure provided by the supporting structure cannot meet the stability control requirements of the deep roadway. After roadway support, the surrounding rock exhibits pronounced deformation, which may give rise to safety incidents such as roof collapse and wall instability.

Key words: deep roadway; convergence-constraint method; surrounding rock-support interaction; roadway supporting

0 引言

能源资源(煤炭、金属等矿产)是世界经济发展的支柱,随着对能源需求量的急剧增加和开采强度的不断加大,浅部资源日益减少,国内外矿山相继进入了深部开采状态,千米级深部资源开采已成为常态^[1-3]。随着矿井开采深度的不断增加,深部巷道围岩应力状态较为复杂,由于深部围岩内赋存的高地应力与围岩体低强度间的突出矛盾,巷道开挖造成的集中应力将导致大范围内的围岩体进入峰后破裂状态,且伴随着围岩的非线性大变形^[4]。深部巷道的大变形不可能在围岩破坏前产生,而是由围岩体破坏后引起的,峰后破裂围岩碎胀扩容变形才是造成围岩大变形与失稳破坏的主因^[5]。深部巷道围岩多为破裂岩石或碎裂块体,支护结构主要限制破裂围岩的碎胀变形^[6]。深部巷道围岩变形至破坏的过程是其强度不断劣化的复杂力学过程,围岩破坏后将产生显著的碎胀扩容现象(体积膨胀),宏观上表现为巷道大变形破坏。深部巷道处于掘进与支护使用、高应力作用下变形破坏、返修使用、修复后再破坏反复交替的恶性循环,引发深部巷道维护费用急剧增加、矿井生产系统不畅、安全隐患大等突出问题,对深地矿产资源的安全高效开发产生了巨大威胁^[7-9],深部高应力软岩巷道稳定控制难题已成为国内外研究的热点。

国内外许多学者针对深部软岩巷道支护瓶颈开展了大量的理论、试验及应用研究,提出了一些深部巷道稳控理论与支护方法,在一定程度上解决了巷道支护技术难题^[10-14]。但受复杂工程与水文地质条件、高地应力、采动应力、围岩裂隙剪切滑移等深地环境因素影响,造成深部巷道破裂围岩表现出明显

的碎胀扩容大变形特征,锚网喷支护难以奏效,引发围岩持续大变形或巷道大面积破坏,严重影响了矿井的安全高效生产^[15-17];同时,在开展巷道锚网索支护设计时,常采用工程类比、理论分析、数值模拟、室内试验验证等手段,重点在于考虑围岩体强度、支护阻力等问题,而很少考虑支护结构与围岩间的相互作用,往往造成支护设计强度过高或偏低,导致锚杆(索)支护参数不合理^[18-19]。收敛-约束法(特性曲线法)是将理论解析、现场实测、工程经验相结合的一种地下工程结构设计方法^[20],国内外众多学者从弹塑性分析、数值模拟、室内试验、工程应用等方面开展了系统性研究,使得收敛-约束法不断丰富完善,是目前分析围岩-支护相互作用关系及开展支护优化设计的常用方法^[20-25]。

岩石材料是一种具有复杂力学性质的非均匀准脆性材料,具有明显的峰后应变软化与扩容大变形特性^[26-27]。而目前在采用收敛-约束法来分析巷道围岩与支护相互作用机理时,常忽略岩石峰后应变软化与扩容特性(采用经典的 Mohr-Coulomb 强度准则进行分析)或便于数值模拟分析时进行线性简化(将峰后阶段的强度参数与剪胀角随塑性参数呈线性衰减变化),这使得理论分析、数值模拟结果与实际工程情况不符,导致深部巷道支护结构失效,甚至导致巷道支护后仍发生冒顶、片帮等事故。因此,本文基于收敛-约束法的基本原理,系统性分析巷道典型支护结构(混凝土、锚杆(索)、U型钢)的支护特征曲线,采用 FLAC^{3D} 模拟分析考虑岩石峰后应变软化与扩容特性对围岩-支护相互作用的影响规律,探讨深部软岩巷道围岩与锚喷 U型钢支护结构的相互作用关系,研究成果可为深部软岩巷道支护设计提供一定的理论依据和借鉴。

1 深部巷道支护特征曲线分析

1.1 收敛-约束法基本原理概述

结合图 1 简要概述收敛-约束法(特性曲线法)的基本原理^[24,28-29]: 巷道开挖后围岩形变应力(作用在支护结构上的围岩压力 p_d)与原岩应力(p_0)关系为: $p_d = (1-\lambda)p_0$, λ 为应力释放系数或开挖工作面端头约束损失系数, 其数值可取 0~1.0。随着巷道开挖工作面的推进, 在巷道掘进工作面附近区域围岩体的弹性变形在开挖瞬间释放, 在原岩应力与扰动应力等荷载作用下主要产生峰前阶段的塑性变形和峰后阶段的扩容碎胀大变形, 由于开挖工作面端头的空间约束作用(巷道工作面前方未开挖区域与工作面后方支护区域形成的空间对其围绕的一定范围的开挖未支护区域形成加持作用, 起到一定的约束围岩变形作用, 可保持围岩短时稳定, 为锚杆、锚索等支护结构的施加预留施工时间), 距离巷道开挖工作面 ΔL 处(开挖未支护区域)围岩变形很快趋于稳定, 在该区域施加支护时, 支护结构承受的围岩形变压力相对较小; 随着巷道开挖工作面继续推进, 开挖工作面对 ΔL 区域围岩体的约束效应逐渐减小或消失, 使得支护结构承受的围岩形变压力逐渐增大, 且巷道围岩与支护结构共同变形。在巷道开挖支护区域($\lambda=1.0$), 由于距离巷道开挖工作面较远, 掘进工作面对该区域围岩体几乎没有约束限制作用, 支护结构与围岩达到相对平衡状态。

收敛-约束法的特征曲线包括纵剖面变形曲线

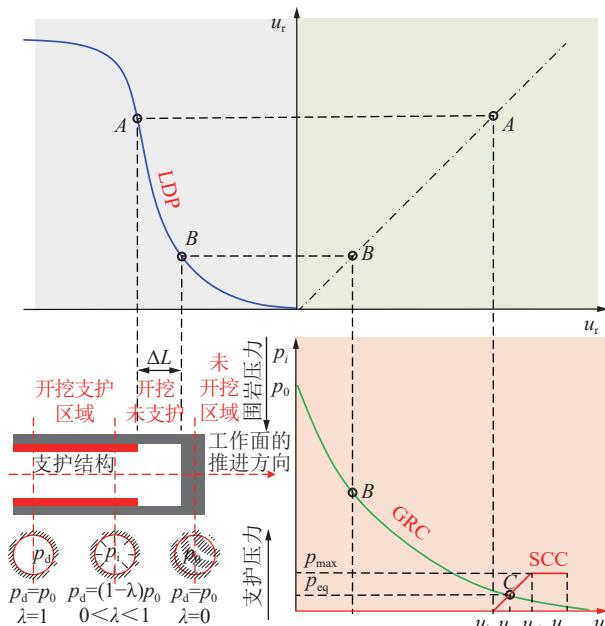


图 1 收敛-约束法基本原理示意(基于文献 [28] 修改)
Fig.1 Schematic diagram of convergence confinement method

(LDP)、支护特征曲线(SCC)、围岩特征曲线(GRC)。GRC 反映了支护阻力作用下巷道围岩变形情况, 可分为弹性部分和塑性部分。LDP 反映了无支护条件下沿巷道纵向的围岩径向位移值 u_r , 表征了巷道开挖工作面端头的空间约束效应。SCC 反映了支护结构所承载的荷载(围岩形变压力)与其变形的关系, 表征了支护结构的承载性能(p_{\max} 为支护结构的最大承载力)。通常, 以支护结构的变形量为横坐标, 支护结构提供的支护应力为纵坐标, 可绘制出支护特征曲线。分析确定围岩特征曲线与支护特征曲线的交点(围岩-支护结构达到相对平衡时需满足的条件, p_{eq} 为最优支护压力, 图 1 中的 C 点), 可确定巷道较为合理的支护技术方案。深部巷道经典的支护特征与支护结构变形方程详见表 1, 通常支护特征曲线的支护压力^[20,24]可表示为:

$$p_i = Ku \quad (1)$$

式中: K 为支护结构的刚度, 即支护特征曲线的斜率, MPa/m; p_i 为支护强度, 即支护结构提供的支护阻力, MPa; u 为支护结构的变形量, mm; u_{in} 为支护结构弹性变形量, mm; u_{max} 为支护结构最大变形量, mm。当 $u_{in} < u < u_{el}$ 时, 支护结构处于弹性阶段; 当 $u_{el} < u \leq u_{max}$ 时, 支护结构处于屈服阶段, 此时 $K=0$; 当 $u > u_{max}$ 时, 支护系统发生破坏^[23-24]。

对于深部巷道而言, 采用单一的支护形式难以有效控制围岩的大变形, 常采用喷射混凝土、锚杆、锚索、钢拱架等组成的联合支护技术^[3,7]。联合支护结构(体系)的刚度近似等效于各支护构件的刚度之和, 即联合支护结构的刚度 K_{com} 简化计算公式:

$$K_{com} = K_{bol} + K_{shot} + K_{set} \quad (2)$$

联合支护结构的支护压力 p_{com} 为

$$p_{com} = K_{com}u_{com} \quad (3)$$

式中: u_{com} 为联合支护结构的径向变形, mm。

需要说明的是, 组成联合支护体系的任一支护构件(喷射混凝土、锚杆、锚索、钢拱架等)的变形达到其最大变形量而破坏时, 则认为支护体系整体失效, 原因在于: 已破坏支护构件承载力的丧失或破损支护构件承载力的降低, 均会引起其原承受的围岩压力转移给其它支护构件, 可能会导致其它支护构件承受的围岩压力过大甚至会超过其最大承载能力, 进而发生破坏失效, 丧失对围岩的控制作用或诱发巷道冒顶、片帮等事故的发生; 在联合支护体系中各支护构件协同承载共同以控制巷道围岩变形, 当某支护构件破坏失效或破损降低承载能力后, 导致原

表1 深部巷道经典的支护特征与支护结构变形方程^[23-24,29]Table 1 Classical supporting characteristics and deformation equation of supporting structure of deep roadway^[23-24,29]

支护结构	支护特征方程及物理含义	支护结构变形方程及物理含义
混凝土	$K_{\text{shot}} = \frac{E_{\text{con}}}{(1+\mu_{\text{con}})} \frac{[R^2 - (R-t_{\text{shot}})^2]}{(1-2\mu_{\text{con}})R^2 + (R-t_{\text{shot}})^2} \frac{1}{R}$ $P_{\text{max,shot}} = \frac{1}{2} \sigma_c \left[1 - \frac{(R-t_{\text{shot}})^2}{R^2} \right]$	$u_{\text{in,shot}} = \frac{P_{\text{max,shot}}}{K_{\text{shot}}}$ $u_{\text{max,shot}} = u_{\text{in,shot}} + \varepsilon_{\text{br,con}} (R-t_{\text{shot}}) - \frac{2(1-\nu_{\text{con}})}{(R-t_{\text{shot}})^2 + (1-2\nu_{\text{con}})R^2} \cdot \frac{P_{\text{max,shot}}}{K_{\text{shot}}}$
	式中: K_{shot} 为混凝土的支护刚度, MPa/m; $P_{\text{max,shot}}$ 为混凝土的最大承载力, MPa; t_{shot} 为混凝土的厚度, mm; E_{con} 为混凝土的弹性模量, GPa; μ_{con} 为混凝土的泊松比; R 为等效圆形巷道开挖半径, m	式中: $u_{\text{in,shot}}$ 为混凝土的弹性变形量, mm; $u_{\text{max,shot}}$ 为混凝土的最大变形量, mm; $\varepsilon_{\text{br,con}}$ 为混凝土的破坏应变, mm/mm
锚杆(索)	$K_{\text{bol}} = \frac{1}{S_c S_1 \left[\frac{4L_{\text{bol}}}{\pi \varphi^2 E_{\text{bol}}} + Q \right]}$ $P_{\text{max,bol}} = \frac{T_{\text{max}}}{S_c S_1}$	$u_{\text{in,bol}} = \frac{P_{\text{max,bol}}}{K_{\text{bol}}}$ $u_{\text{max,bol}} = u_{\text{in,bol}} + \varepsilon_{\text{br,st}} L_{\text{bol}}$
	式中: K_{bol} 为锚杆(索)的支护刚度, MPa/m; $P_{\text{max,bol}}$ 为锚杆(索)的最大承载力, MPa; E_{bol} 为锚杆(索)材料的弹性模量, MPa; S_c 、 S_1 依次为锚杆(索)的间距和排距, mm; L_{bol} 为锚杆(索)的自由段长度, m; φ 为锚杆(索)的直径, mm; T_{max} 为锚杆(索)的抗拉拔力, 若不考虑锚杆(索)被拔出情况可为杆(索)体的抗拉强度, kN; Q 为与锚杆(索)体、托盘等变形特征相关的常数	式中: $u_{\text{in,bol}}$ 为锚杆(索)的弹性变形量, mm; $u_{\text{max,bol}}$ 为锚杆(索)的最大变形量, mm; $\varepsilon_{\text{br,st}}$ 为锚杆(索)破坏应变, mm/mm
U型钢	$K_{\text{set}} = \frac{E_{\text{set}} A_{\text{set}}}{d(R-h_{\text{set}}/2)^2}$ $P_{\text{max,bol}} = \frac{\sigma_{\text{set}} A_{\text{set}}}{d(R-h_{\text{set}}/2)}$	$u_{\text{in,set}} = \frac{P_{\text{max,set}}}{K_{\text{set}}}$ $u_{\text{max,set}} = u_{\text{in,set}} + \varepsilon_{\text{br,st}} \left(R - \frac{h_{\text{set}}}{2} \right)$
	式中: K_{set} 为钢拱架的支护刚度, MPa/m; $P_{\text{max,set}}$ 为钢拱架的最大承载力, MPa; E_{set} 为钢拱架的弹性模量, MPa; d 为钢拱架的排距(棚距), m; A_{set} 为钢拱架的横截面面积, mm ² ; σ_{set} 为钢拱架材料的屈服强度, MPa; h_{set} 为钢拱架的横截面高度, m	式中: $u_{\text{in,set}}$ 为钢拱架的弹性变形量, mm; $u_{\text{max,set}}$ 为钢拱架的最大变形量, mm; $\varepsilon_{\text{br,st}}$ 为钢拱架的破坏应变, mm/mm

支护系统不再是一个统一协调承载的整体, 使得巷道局部破坏风险会增大^[30]。因此, 联合支护结构(体系)的最大变形量是由容许变形最小的支护构件决定的, 其最大变形量 $u_{\text{max,com}}$ 为

$$u_{\text{max,com}} = \min \{u_{\text{max,shot}}, u_{\text{max,bol}}, u_{\text{max,set}}\} \quad (4)$$

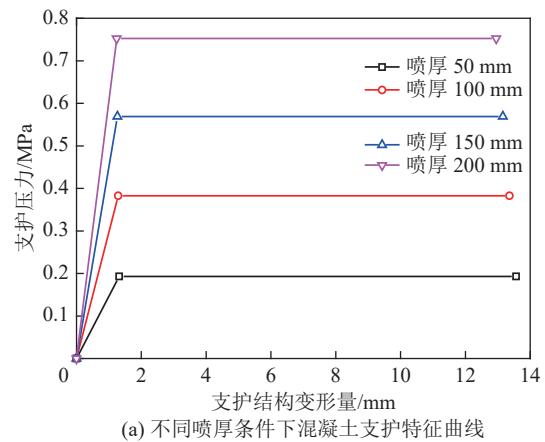
联合支护结构的最大承载力 $p_{\text{max,com}}$ 为

$$p_{\text{max,com}} = K_{\text{com}} u_{\text{max,com}} \quad (5)$$

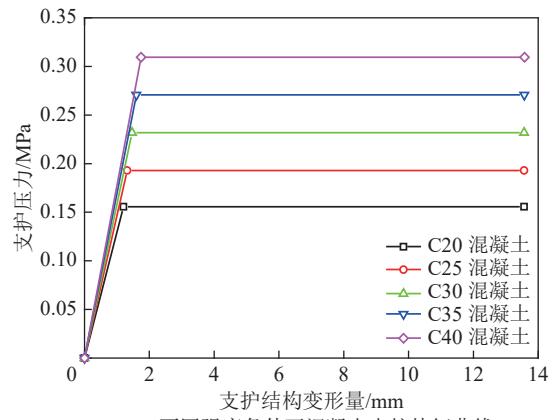
1.2 深部巷道典型支护特征曲线分析

1) 喷射混凝土支护特征曲线分析。深部巷道宽度为 6.4 m、高度为 5.2 m, 采用外接圆半径法求解其等效圆半径 $R=3.06$ m^[31]。选用喷射混凝土厚度 h_{shot} 为 50、100、150、200 mm 等 4 种, 混凝土强度标号为 C25, 其弹性模量 $E=2.6 \times 10^4$ MPa、单轴抗压强度 $f_c=11.9$ MPa、泊松比 μ 取 0.2, 以分析喷射混凝土厚度对喷层支护压力(承载力, 支护阻力)的影响规律。同时, 选定混凝土喷层厚度为 50 mm, 选取 C20、C25、C30、C35、C40 等 4 种混凝土强度等级, 以分析混凝土强度对喷层支护压力的影响规律^[30]。喷射混凝土的支护特征曲线如图 2 所示。

由图 2a 分析可知, 随着喷射混凝土厚度的增加, 喷射混凝土提供的支护刚度逐渐增大, 其支护压力也随之提高; 支护结构的最大变形量随着喷射混凝



(a) 不同喷厚条件下混凝土支护特征曲线



(b) 不同强度条件下混凝土支护特征曲线

图 2 喷射混凝土支护特征曲线
Fig.2 Support characteristic curve of shotcrete

土厚度的增加而降低, 但变形减小量不大、影响不明显。当 $h_{\text{shot}}=50 \text{ mm}$ 时, 混凝土喷层提供的最大支护压力 $P_{\text{shot}}=0.19 \text{ MPa}$; 当 $h_{\text{shot}}=100 \text{ mm}$ 时, $P_{\text{shot}}=0.38 \text{ MPa}$, 支护压力提高了约 1.0 倍。当 $h_{\text{shot}}=200 \text{ mm}$ 时, $P_{\text{shot}}=0.75 \text{ MPa}$, 支护压力提高了约 2.9 倍, 当喷射混凝土厚度从 50 mm 增加至 200 mm 时, 支护结构最大变形量 u_{max} 依次为 13.57、13.36、13.16、12.95 mm, u_{max} 略有降低。由图 2b 分析可知, 混凝土强度的增大可显著提高喷层的支护压力, 且混凝土喷层的变形量略有增加。当混凝土强度等级为 C20 时, $P_{\text{shot}}=0.16 \text{ MPa}$, 混凝土喷层的弹性变形量 $u_{\text{in}}=1.20 \text{ mm}$, $u_{\text{max}}=13.56 \text{ mm}$; 当混凝土强度等级为 C40 时, $P_{\text{shot}}=0.31 \text{ MPa}$, $u_{\text{in}}=1.75 \text{ mm}$, $u_{\text{max}}=13.58 \text{ mm}$ 。与 C20 混凝土相比, C40 混凝土喷层支护强度提高约 1.0 倍, u_{in} 、 u_{max} 依次增大了 0.55、0.02 mm。

总的来说, 增加混凝土喷层的厚度和采用高强度混凝土均可提高喷射混凝土所提供的支护压力(支护抗力或支护强度), 但对改善喷层变形能力的作用有限。喷射混凝土多用于封闭围岩和初次支护以维持围岩的基本稳定, 考虑到隧道、巷道等岩石地下工程混凝土使用量大、施工成本高, 故多采用价格低廉的 C25 混凝土。因此, 对大变形巷道而言, 可考虑增加喷射混凝土厚度的方式来提高对巷道围岩变形的控制作用。但是, 喷射混凝土的厚度不易过大(一般 100~200 mm), 在喷射混凝土时会因厚度过大挂不住而流淌掉落, 导致混凝土的回弹率过大。因此, 建议可采用挂多层钢筋网、分次喷射、逐次增喷的喷射方式, 这样可增加喷射混凝土的厚度和降低混凝土的回弹率。

2) 锚杆支护特征曲线分析。为分析锚杆长度、直径、强度及间排距等参数对支护特征曲线的影响规律, 考虑到变量较多为便于分析本文采用单变量法进行分析。①在分析锚杆长度对巷道围岩控制效果影响时, 选定锚杆间排距为 700 mm×700 mm、直径为 22 mm、杆体强度为 BHRB335, 选取 1 800、2 000、2 200、2 400、2 600、2 800 mm 等 6 种锚杆长度; ②在分析锚杆直径对巷道围岩控制效果影响时, 选定锚杆间排距为 700 mm×700 mm、长度为 2 800 mm、杆体强度为 BHRB335, 选取 16、18、20、22、24 mm 等 5 种锚杆直径; ③在分析锚杆间排距对巷道围岩控制效果影响时, 选定锚杆长度为 2 800 mm、直径为 22 mm、杆体强度为 BHRB335, 选取 700 mm×700 mm、800 mm×800 mm、900 mm×900 mm、1 000 mm×1 000 mm、1 100 mm×1 100 mm、1 200 mm×

1 200 mm 等 6 种锚杆间排距; ④在分析锚杆杆体材料强度对巷道围岩控制效果影响时, 选定锚杆间排距为 700 mm×700 mm、长度为 2 800 mm、直径为 22 mm, 选用 BHRB335、BHRB400、BHRB500、BHRB600、BHRB700 等 5 种锚杆杆体材料强度^[30], 锚杆支护特征曲线如图 3 所示。

由图 3 分析可知, ①锚杆尺寸规格(长度、直径)的改变对锚杆支护特征曲线有明显的影响。随着锚杆长度的增加, 锚杆的支护刚度降低, 其弹性变形量与最大变形量随之增加, 在一定程度上降低了锚杆破断失效风险, 有利于锚杆对巷道变形的有效控制。锚杆直径的增加, 提高了锚杆的最大支护压力。当锚杆直径由 16 mm 增加至 24 mm 时, 锚杆结构最大支护力 $P_{\text{max,bol}}$ 由 0.14 MPa 增加为 0.31 MPa, 锚杆的最大弹性变形量 $u_{\text{max,bol}}$ 由 5.52 mm 增加至 9.08 mm。②锚杆间排距越小, 锚杆的支护刚度越大, 锚杆提供的支护压力亦越大。当锚杆间排距为 700 mm×700 mm 时, 锚杆的最大支护压力 $P_{\text{max,bol}}=0.26 \text{ MPa}$, 约为锚杆间排距 1 200 mm×1 200 mm 时 ($P_{\text{max,bol}}=0.09 \text{ MPa}$) 的 2.94 倍。③当制作锚杆钢材的材质不同时, 锚杆杆体的屈服强度及延伸率有所差异, 影响了锚杆的最大支护压力、弹性变形量及最大变形量等。当锚杆杆体材料为 BHRB335 时, 其最大支护力 $P_{\text{max,bol}}=0.26 \text{ MPa}$ 、弹性变形量 $u_{\text{in,bol}}=8.05 \text{ mm}$ 、最大变形量 $u_{\text{max,bol}}=192 \text{ mm}$; 当锚杆杆体材料为 BHRB500 时, $P_{\text{max,bol}}=0.39 \text{ MPa}$ 、 $u_{\text{in,bol}}=12.02 \text{ mm}$ 、 $u_{\text{max,bol}}=160 \text{ mm}$; 当锚杆杆体材料为 BHRB700 时, $P_{\text{max,bol}}=0.54 \text{ MPa}$ 、 $u_{\text{in,bol}}=16.83 \text{ mm}$ 、 $u_{\text{max,bol}}=120 \text{ mm}$ 。以上数据表明, 随着锚杆杆体材料强度的增加, 锚杆的最大支护力及弹性变形量均有所提高; 锚杆的最大变形量与其长度、杆体材料的延伸率相关(锚杆的拉伸变形量为延伸率与其长度的乘积, 即锚杆越长、杆体材料延伸率越大, 在轴向拉伸荷载作用下其变形量越大^[31-32]), 考虑到锚杆在塑性变形阶段已到达其所能提供的最大支护压力, 持续塑性变形会降低锚杆的使用安全性, 故在巷道支护时应尽量避免锚杆出现较大塑性变形。

3) 锚索支护特征曲线分析。考虑到变量较多, 为便于分析本文采用单变量法。①在分析锚索长度对巷道围岩控制效果影响时, 选定锚索间排距为 1 400 mm×1 400 mm、直径为 21.6 mm, 选取 5 000、6 000、7 000、8 000、9 000、10 000 mm 等 6 种锚索长度; ②在分析锚索直径对巷道围岩控制效果影响时, 选定锚索间排距为 1 400 mm×1 400 mm、长度为

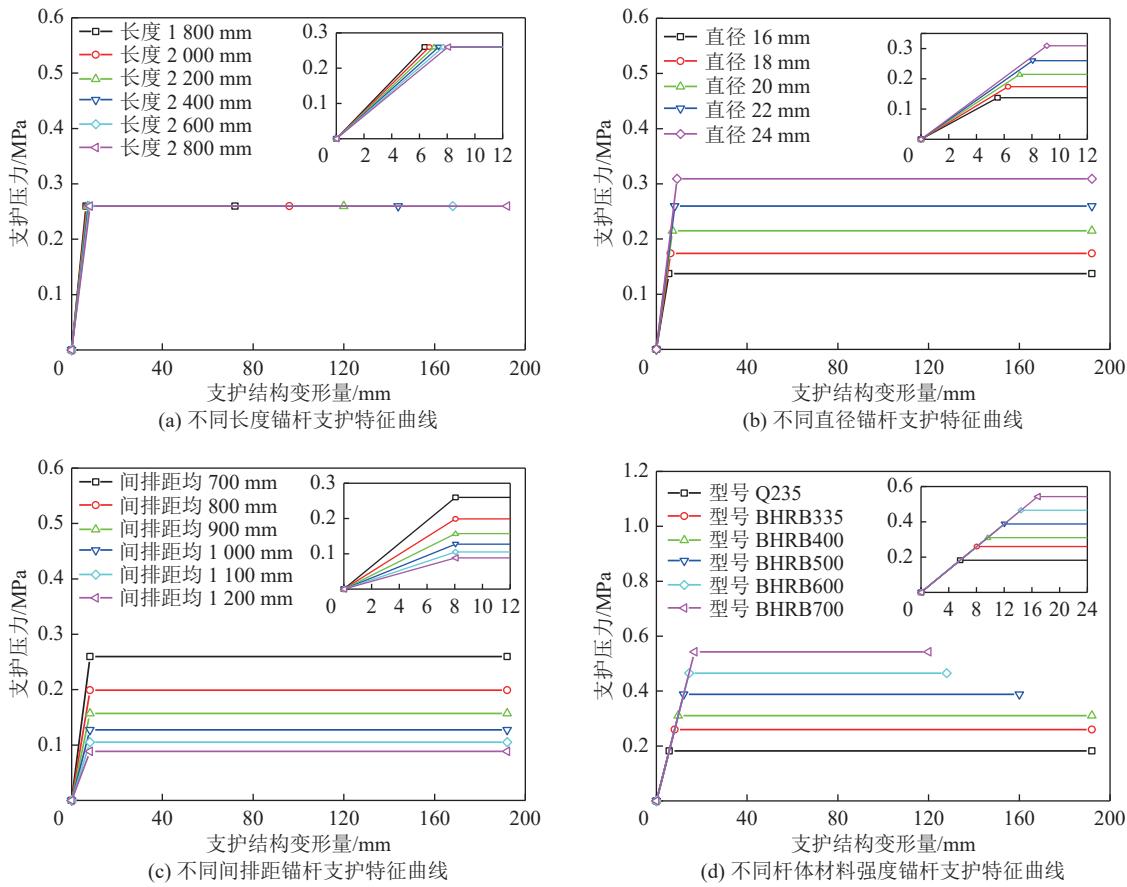


图3 锚杆支护特征曲线

Fig.3 Support characteristic curve of bolt

8 000 mm, 选取 15.2、17.8、18.9、21.6、18.0、20.3、21.8、28.6 mm 等 8 种锚索直径; ③在分析锚索间排距对巷道围岩控制效果影响时, 选定锚索长度为 8 000 mm、直径为 21.6 mm, 选择 1 400 mm×1 400 mm、1 600 mm×1 600 mm、1 800 mm×1 800 mm、2 000 mm×2 000 mm、2 200 mm×2 200 mm、2 400 mm×2 400 mm 等 6 种锚索间排距^[30], 锚索支护特征曲线如图 4 所示。

由图 4 分析可知, 随着锚索长度的增加, 锚索的弹性变形量与最大变形量 (锚索延伸率与其自由段长度的乘积, 理论上讲锚索的自由段越长, 在轴向拉伸荷载作用下锚索破断时的极限变形量越大) 随之增加, 在一定程度上降低了锚索破断失效风险, 有利于锚索对巷道变形的有效控制。当锚索长度 $L=5 000$ mm 时, $u_{in, bol}=36.57$ mm, $u_{max, bol}=210$ mm; 当 $L=8 000$ mm 时, $u_{in, bol}=50.77$ mm, $u_{max, bol}=420$ mm, 依次约增加了 39%、100%。随着锚索直径的增加, 锚索支护结构的弹性变形量、最大变形量及支护压力均随之增大。不同直径锚索的极限承载力 (破断荷载) 不同, 锚索的直径越大, 其支护刚度越大、承载力越高、支护压力越大; 当锚索直径由 $\varphi=18.00$ mm 增

加至 $\varphi=28.6$ mm 时, 其支护压力、支护刚度依次增加了 126% 和 64%。常用锚索结构有 1×7 和 1×19 两种, 1×19 结构锚索的承载力、延伸率相对较大, 其弹性变形量和最大变形量也有所增加。以锚索直径 21.6 mm (1×7 结构)、21.8 mm (1×19 结构) 为例分析, 2 种规格锚索的直径仅相差 0.2 mm, $P_{max, bol}$ 依次为 0.27、0.30 MPa, $u_{in, bol}$ 依次为 51.29、55.75 mm, $u_{max, bol}$ 依次为 203、406 mm, 可以看出 1×19 结构锚索的支护性能有了明显提高。锚索间排距主要影响支护结构的刚度及最大支护压力, 锚索间排距较小时, 有利于支护压力的提高及对巷道围岩变形的有效控制, 可避免巷道开挖卸荷而导致冒顶或大变形破坏。

4) U 型钢支护特征曲线分析。选取 U25、U29、U36、U40 等 4 种型号的 U 型钢支架, 以及 700、800、900、1 000、1 100、1 200 mm 等 6 种排距 (棚距), 以分析钢材强度和排距对 U 型钢支护特征曲线的影响规律。U25、U29 及 U36 型钢材料为 20 MnK, U40 型钢材料为 20 MnVK, 通常 U 型钢支架由 3 段型钢搭接拼装而成, 每段搭接的伸缩量约为 150 mm, 通过等效的围岩位移量计算可得, 每次 U 型钢支架让压径向收缩变形量约为 23.87 mm^[30]。

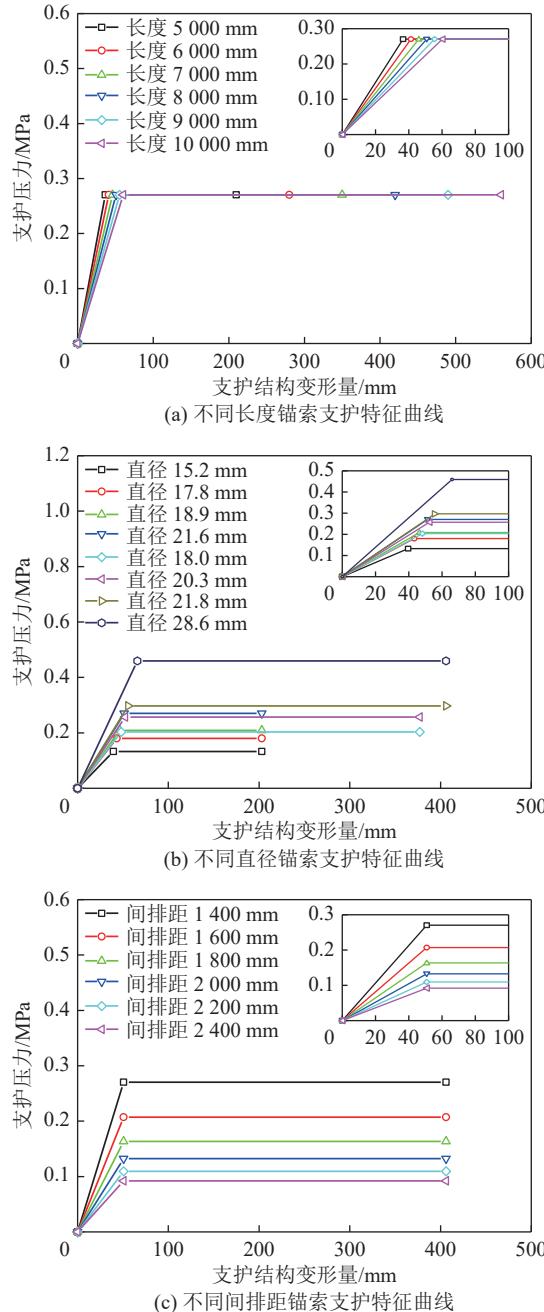


图 4 锚索支护特征曲线

Fig.4 Support characteristic curve of anchor

由图 5 分析可知, U 型钢支架的排距(棚距)越小, 其提供的支护压力越大; 在相同 U 型钢强度条件下, 不同排距的 U 型钢支架的最大变形量及弹性变形量基本保持不变。以 U36 型钢支架为例, 当排距为 700 mm 时, 其最大支护压力 $P_{\max, \text{set}}=0.76 \text{ MPa}$; 当排距为 900 mm 时, $P_{\max, \text{set}}=0.59 \text{ MPa}$, 支护压力约降低了 22%; 当排距为 1100 mm 时, $P_{\max, \text{set}}=0.49 \text{ MPa}$, 支护压力约降低了 36%。U25 型钢与 U29 型钢的支护曲线比较接近, 主要是因为两者的截面尺寸相差不大, 当选用的钢材材质相同时, 两者屈服强度比较接近, 故所提供的支护压力、弹性变形量和最大变形

量基本一致。当 U 型钢支架的钢材材质有差异时, 其支护特征曲线不同。当钢材材质的强度较大时, U 型钢支架提供的支护压力也会提升。故选用高强度 U 型钢支架, 可提高支护结构的支护压力及对巷道围岩的控制效果, 在一定程度上可防止型钢支架局部受力过大而屈服破坏。

2 考虑岩石应变软化与扩容特性的深部巷道围岩特征曲线分析

2.1 考虑岩石峰后应变软化与扩容特性本构模型的 FLAC^{3D} 的数值实现

采用 Mohr-Coulomb 强度准则来判定岩石材料的屈服状态, 若 $f < 0$, 表示处于弹性状态; 若 $f = 0$, 表示处于屈服状态。选取的塑性流动法则^[33]:

$$\Delta \varepsilon_i^p = \lambda^s \frac{\partial g^s}{\partial \sigma_i} \quad (6)$$

式中: $\Delta \varepsilon_i^p$ 为主塑性应变分量增量, $i=1, 2, 3, \text{mm/mm}$; λ^s 为塑乘因子; σ_i 为主应力分量, MPa; g^s 为塑性势函数。

塑性势函数 g^s 的表达式^[33] 为:

$$g^s = \sigma_1 - \sigma_3 K_\psi \quad (7)$$

式中: K_ψ 为系数, $K_\psi = (1 + \sin \psi) / (1 - \sin \psi)$; ψ 为剪胀角, (°)。

联合式(6)、式(7)并求偏导数, 可得:

$$\begin{cases} \Delta \varepsilon_1^p = \lambda^s \\ \Delta \varepsilon_3^p = -\lambda^s K_\psi \end{cases} \quad (8)$$

以等效塑性应变 ε^{ps} 的增量形式为 FLAC^{3D} 内嵌应变软化本构模型的塑性参数, 其表达式^[30]为:

$$\Delta \varepsilon^{ps} = \sqrt{\frac{(\Delta \varepsilon_1^p - \Delta \varepsilon_m^p)^2 + (\Delta \varepsilon_2^p - \Delta \varepsilon_m^p)^2 + (\Delta \varepsilon_3^p - \Delta \varepsilon_m^p)^2}{2}} \quad (9)$$

式中: $\Delta \varepsilon_1^p$ 为最大主塑性应变增量, mm/mm; $\Delta \varepsilon_3^p$ 为最小主塑性应变增量, mm/mm; $\Delta \varepsilon_m^p$ 为平均塑性应变增量, $\Delta \varepsilon_m^p = (\Delta \varepsilon_1^p + \Delta \varepsilon_3^p) / 3$, mm/mm。

塑性剪切应变 γ^p 的增量形式:

$$\Delta \gamma^p = \Delta \varepsilon_1^p - \Delta \varepsilon_3^p \quad (10)$$

联合式(8)、(9)、(10), 可得:

等效塑性应变 ε^{ps} 与剪胀角 ψ 、塑性剪切应变 γ^p 之间的关系^[30]:

$$\Delta \varepsilon^p = \frac{\sqrt{3}}{3} \sqrt{1 + K_\psi + K_\psi^2} \frac{\Delta \gamma^p}{1 + K_\psi} \quad (11)$$

煤矿巷道围岩处于复杂的加卸载应力环境中(巷道开挖前处于加载状态, 开挖后处于卸载状态, 受工作面回采影响又处于再加载状态, 工作面推采后

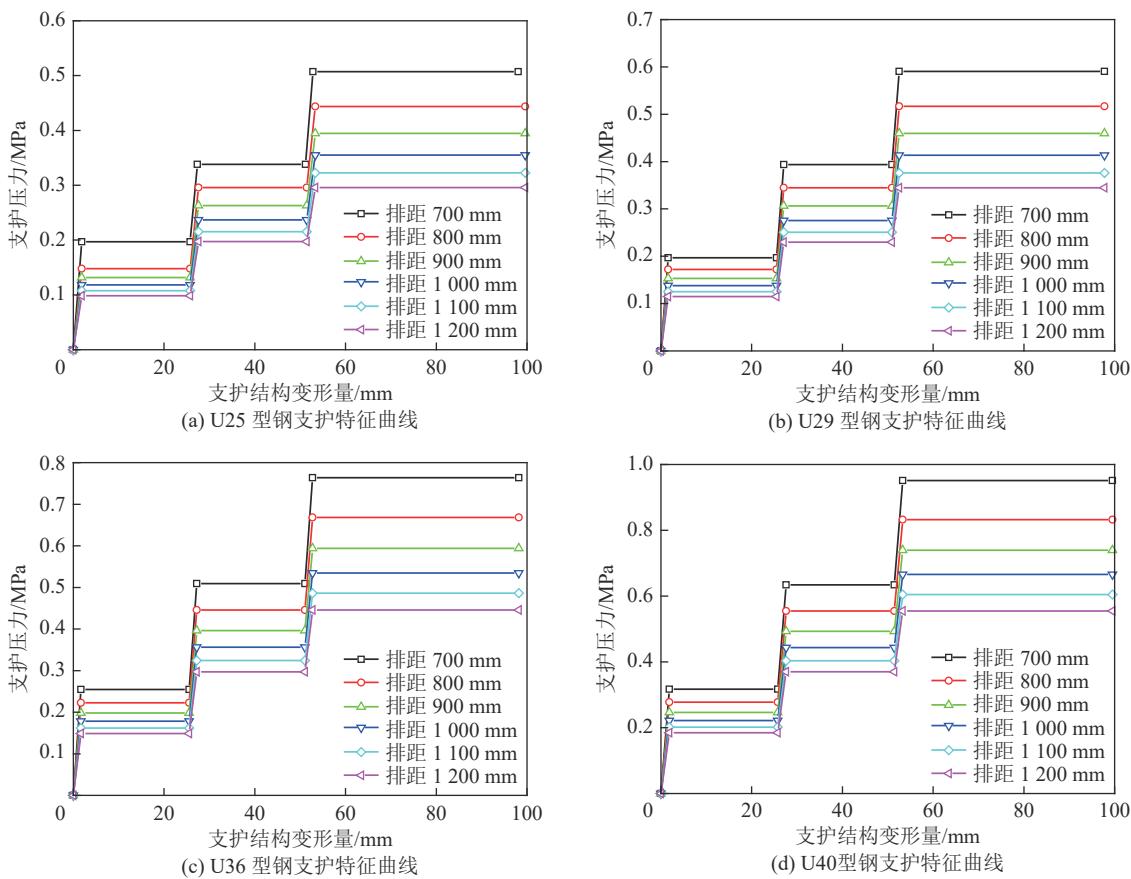


图 5 U型钢支护特征曲线

Fig.5 Support characteristic curve of U-shaped steel support

又处于卸载状态),三轴循环加卸载作用下岩石的力学行为要比单调加载或卸荷试验条件下更为复杂;同时,通过开展循环加卸载试验,可以将受载岩样的弹性变形与塑性变形分离开来,便于岩石损伤与扩容特性的分析。故研究三轴循环加卸载条件下岩石的强度、变形和扩容特性,尤其是峰后的岩石力学特性对岩石工程安全施工及灾害预测具有重要的理论意义和工程价值^[34]。鉴于此,以匀质性好、强度适中的石灰岩(与煤系地层中的粉砂岩、细/粗砂岩性质类似,均属于沉积岩类型)为研究对象,采用MTS815岩石力学试验系统开展了6种围压下的岩石三轴循环加卸载试验,力图揭示加卸载条件下岩样的强度、变形及扩容特性,可为后续开展考虑岩石应变软化与扩容特性的巷道围岩与锚喷U型钢支护相互作用机理分析提供基础数据。需要说明的是,本文获得的岩石参数均为标准岩样的室内试验结果,在工程应用时需根据岩体内部节理裂隙发育分布情况及其破碎程度进行折减处理。受论文篇幅限制,仅以 $\sigma_3=20$ MPa为例,本文数值模拟采用的广义黏聚力 c' 、广义内摩擦角 φ' 、剪胀角 ψ 的数值详见表2^[30]。

2.2 考虑岩石峰后应变软化与扩容特性的深部巷道纵剖面变形分析

1) 数值建模及模拟参数。采用FLAC^{3D}建立了深部软岩巷道数值分析模型,为简化计算,取等效圆形巷道的1/4模型开展数值模拟分析,如图6所示。在模型顶板及侧面进行位移约束,在顶面施加垂直荷载(p_0)。巷道采用循环式分次开挖,每次开挖进尺为1.0 m,共开挖30次。垂直应力(p_0)分别取1、5、10、15、20、25 MPa等6种应力水平,不同应力状态下巷道纵剖面变形曲线如图7所示。

2) 计算结果及分析。由图7分析可知(围岩径向位移比是指巷道围岩径向位移 u_r 与最大径向位移 $u_{r,max}$ 比值的绝对值),采用莫尔库伦本构模型(Mohr-Coulomb failure criterion或MC本构模型)和应变软化本构模型模拟获得的巷道纵剖面曲线变化趋势基本一致,总体呈“S”形分布。在巷道掘进工作面后方,随着距工作面距离的增大,巷道围岩径向位移逐渐增大,最终趋于某一定值;在巷道掘进工作面前方,随着距工作面距离的增加,巷道围岩径向位移逐渐减小且趋于稳定。在低应力状态下($p_0<10$ MPa),采用2种本构模型所模拟获得的巷道纵剖面变形曲线

表 2 $\sigma_3=20$ MPa 条件下岩石峰后强度参数与剪胀角数值模拟取值^[30]Table 2 Numerical simulation values of post-peak strength parameters and dilatancy angle of rock under condition of $\sigma_3=20$ MPa^[30]

$\gamma^p/(\text{mm} \cdot \text{mm}^{-1})$	0	0.0023	0.0046	0.0069	0.0092	0.0115	0.0138	0.0161	0.0184	0.0207	0.0230
$\varepsilon^{ps}/(\text{mm} \cdot \text{mm}^{-1})$	0.0029	0.0042	0.0055	0.0062	0.0073	0.0089	0.0106	0.0120	0.0132	0.0137	0.0140
c'/MPa	25.77	24.63	23.59	22.61	19.57	16.81	13.89	12.06	11.14	10.05	9.37
$\varphi'/(^{\circ})$	25.59	26.90	27.23	28.36	28.06	27.86	26.83	25.20	22.36	20.26	18.99
$\psi/(^{\circ})$	36.13	39.59	39.37	37.19	34.08	30.62	27.15	23.88	20.85	18.14	15.73

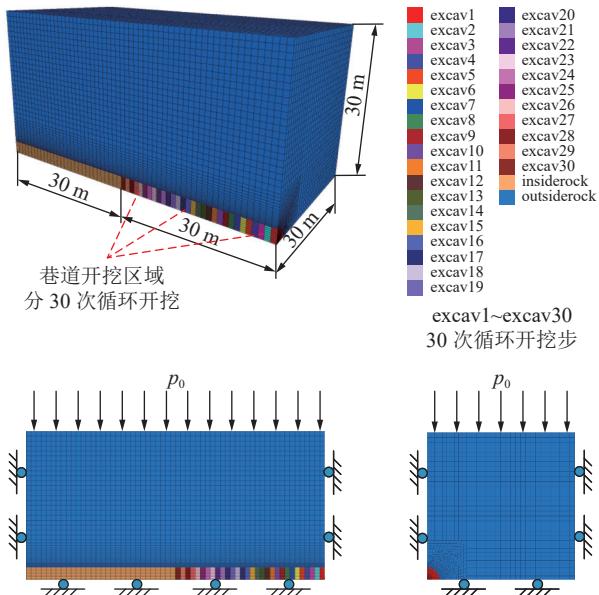


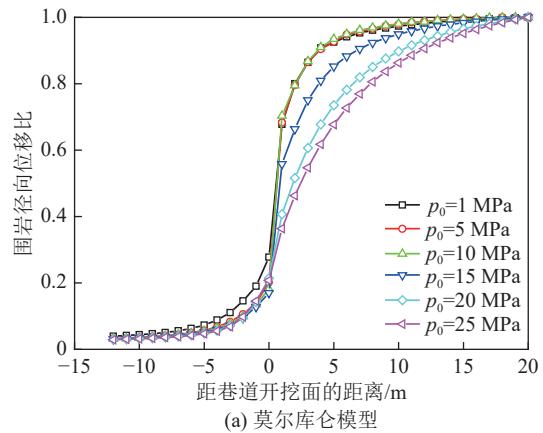
图 6 巷道纵剖面变形曲线求解数值计算模型

Fig.6 Numerical calculation model for deformation curve of longitudinal section of roadway

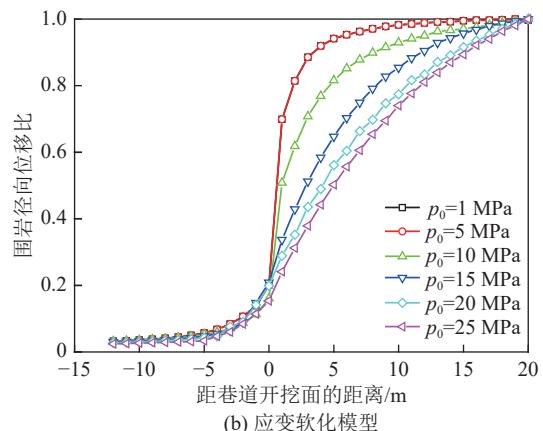
具有较高的一致性。当高应力状态下 ($p_0 \geq 10$ MPa), 采用 2 种本构模型模拟获得的结果有明显差异, 并随着应力水平 p_0 的增大模拟结果的差异性愈加明显。随着 p_0 的增加, 巷道开挖工作面后方围岩径向位移收敛速率明显下降; 当 $p_0=5$ MPa 时, 采用 2 种本构模型数值模拟条件下距巷道开挖工作面约 10 m 处径向位移收敛率均已达 97% 以上, 巷道围岩变形基本完成; 当 $p_0=20$ MPa 时, 采用莫尔库伦本构模型模拟时距巷道掘进工作面约 15 m 处径向位移基本收敛, 而采用应变软化本构模型模拟时巷道围岩径向位移增量仍较大, 尚未达到收敛状态。

2.3 考虑岩石峰后应变软化与扩容特性的深部巷道围岩特征分析

1) 数值建模及模拟参数。采用数值模拟法求解围岩特征曲线的关键是虚拟支撑力 (支护压力) p_i 的模拟实现。通常在巷道开挖后立即对巷壁施加虚拟支护力 p_i , 此时 $p_i=p_0$ 且巷道围岩径向位移为 0; 随后减小虚拟支护力 p_i , 此时巷道围岩径向位移 u_r 增大。每次 p_i 减小量为 $0.02p_0$, 拟计算共循环 50 次, 直到



(a) 莫尔库伦模型



(b) 应变软化模型

图 7 巷道纵剖面变形曲线

Fig.7 Longitudinal deformation profile

$p_i=0$, 此时巷道围岩径向位移达到最大值^[30]。采用 FLAC^{3D} 内置的 Fish 语言编写程序, 可实现作用于巷道内壁的虚拟支护力 p_i 的循环卸载模拟, 通过设置历史追踪点可监测应力释放过程中的巷道径向位移量, 从而实现围岩特征曲线的数值求解^[30]。在模型顶板及侧面进行位移约束, 在顶面施加垂直荷载 (p_0), 由于围岩特征曲线不需要考虑巷道的空间效应, 所建立的数值模拟模型为边长 60 m 的正方形平面应变模型, 巷道围岩特征曲线求解模型如图 8 所示。

2) 计算结果及分析。由图 9 巷道围岩特征曲线分析可知 (围岩应力比是指虚拟支护力 p_i 与应力水平 p_0 的比值), 采用莫尔库伦与应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩特征曲线有着相似的变化规律; 随

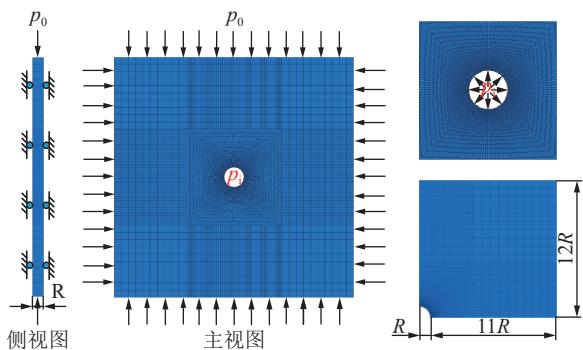


图 8 巷道围岩特征曲线求解数值计算模型

Fig.8 Numerical calculation model of surrounding rock characteristic curve of roadway

着虚拟支护力 p_i 的降低,采用应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩径向位移 u_r 增加速度较快,应力水平 p_0 的增大使巷道围岩径向位移快速增加,表明在高应力状态下岩石峰后应变软化与扩容特性明显。巷道所处的应力水平越高,虚拟支护力 p_i 的卸荷量亦越大,巷道围岩径向变形就越大,尤其采用应变软化本构模型模拟时更为显著。当 $p_0=15$ MPa 时,采用应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩径向最大位移约为采用莫尔库伦本构模型模拟结果的 3 倍以上。

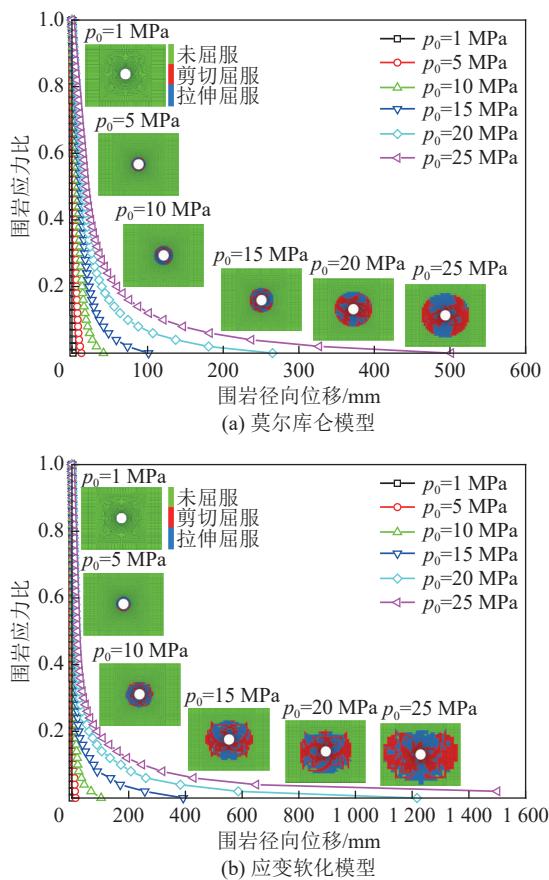


图 9 巷道围岩特征曲线

Fig.9 Characteristic curve of roadway surrounding rock

应力水平 p_0 对巷道围岩径向变形有着直接的影响:在低应力状态下 ($p_0=1$ MPa) 时巷道围岩特征曲线为直线,此时围岩变形基本为弹性变形;随着应力水平 p_0 的增大,围岩特征曲线逐渐过渡为非线性形式(直线与曲线的结合),曲线转折点处所对应的虚拟支护力 p_i 的释放率不断减小,且围岩出现塑性变形的位置不断提前,巷道围岩最大径向位移 $u_{r,\max}$ 不断增大。随着应力水平 p_0 的增大,围岩最大塑性区深度呈非线性增长;在相同应力状态下,采用应变软化本构模型模拟获得的塑性区范围远大于莫尔库伦本构模型计算的结果。在低应力状态下 ($p_0<10$ MPa),采用莫尔库伦本构模型与应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩最大塑性区深度基本相同,当 $p_0=10$ MPa 时,采用应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩塑性区深度快速增加;当 $p_0=25$ MPa 时 2 种本构模型模拟获得的巷道围岩最大塑性区深度相差约为 6.28 m。现场实测表明^[35]:深部高应力破碎软岩巷道围岩松动范围较大,基本为 2.0~2.5 m,局部为 5.0~6.0 m;巷道围岩变形量较大,顶底板移近量为 327.43~893.72 mm,两帮内挤量为 169.34~247.96 mm。因此,采用应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩变形量及塑性区深度更接近实测结果。总的来说,考虑应变软化与扩容特性的巷道围岩位移量和塑性区深度,与经典的莫尔库伦本构模型模拟计算结果存在明显的差异,尤其在高应力水平 p_0 条件下,若忽略岩石峰后应变软化与扩容特性会导致数值模拟结果较为保守,则数值模拟方法不能真实反映巷道变形情况与支护结构对围岩的控制效果。若采用经典的莫尔库伦本构模型模拟计算结果开展巷道支护工程设计,支护结构会因支护压力不足而无法有效控制巷道围岩大变形,甚至会导致支护破断失效。

3 考虑岩石应变软化与扩容特性的深部巷道围岩与支护相互作用分析

淮南深井矿区朱集西煤矿-860 m~-1 000 m 水平开拓巷道断面为直墙半圆拱形,巷道原岩应力数值约为 20 MPa;为保证开挖后深部巷道围岩的基本稳定及使用安全,巷道支护主要采用喷射混凝土-U型钢支架组成的锚喷 U型钢联合支护方式。主要支护参数^[35]:喷射混凝土的强度等级为 C25,厚度为 50 mm;锚杆采用 BHRB500 型左旋无纵筋螺纹锚杆,规格为 $\varnothing 22$ mm×2 800 mm,间排距为 700 mm×700 mm,锚固长度为 500~1 000 mm;锚索

采用 1×19 股高强度低松弛预应力钢绞线制作, 规格为 $\phi 21.8$ mm (或称为 $\phi 22.0$ mm) $\times 6$ 300 mm, 锚固长度约为 2 000 mm; 支架采用 U36 型钢制作, 排距为 700 mm。采用 FLAC^{3D} 内嵌的莫尔库伦本构模型和应变软化本构模型来模拟分析巷道纵剖面变形曲线及围岩特征曲线, 数值模拟结果如图 10 所示。可计算支护构件的特征曲线如图 11 所示, 特征参数详见表 3。

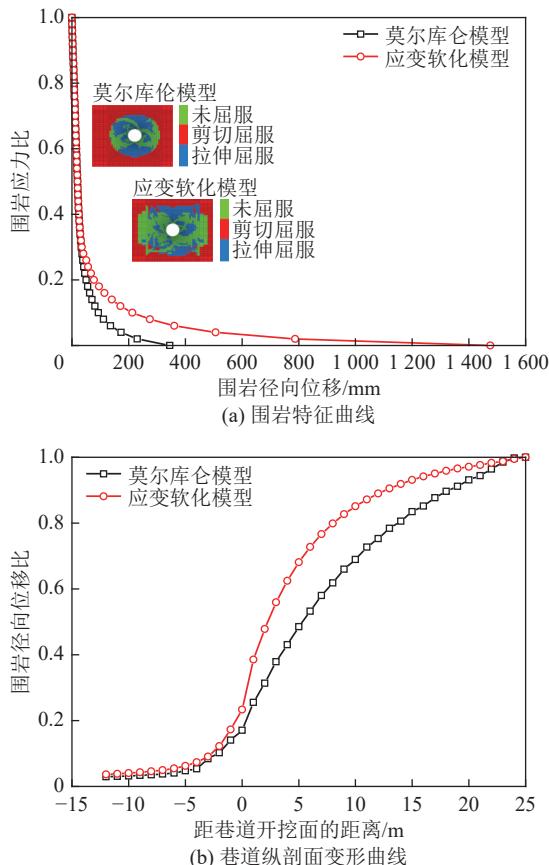


图 10 深部巷道数值模拟结果

Fig.10 Numerical simulation results of deep roadway

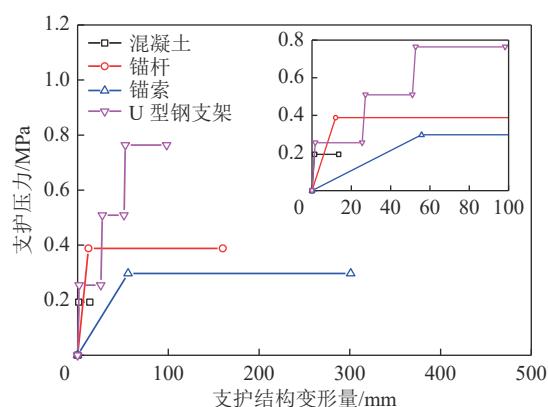


图 11 支护构件的特征曲线

Fig.11 Characteristic curve diagram of supporting parts

表 3 支护构件的特征参数

Table 3 Characteristic parameter of supporting parts

序号	支护形式	p_{\max}	K	u_{el}	u_{max}
1	混凝土	0.19	146.40	1.32	13.57
2	锚杆	0.39	32.27	12.02	160.00
3	锚索	0.30	5.33	55.75	301.00
4	U型支架	0.76	153.22	4.99	19.94

注: p_{\max} 为支护结构的最大支护压力, MPa; K 为支护结构的刚度, MPa/m; u_{el} 为支护结构的弹性变形量, mm; u_{max} 为支护结构的最大变形量, mm。

由图 10 分析可知, 采用应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩变形量及塑性区深度远大于采用莫尔库伦本构模型的计算结果。2 种本构模型模拟获得的巷道围岩特征曲线变化趋势类似, 在卸载初期, 巷道围岩特征曲线基本重合。当卸载至原岩应力 p_0 的 30% 以下时, 采用应变软化本构模型模拟获得的巷道围岩径向变形量急剧增长。采用莫尔库伦本构模型时, 沿巷道纵剖面方向的变形量在巷道开挖工作面后方约 15 m 处已基本收敛; 采用应变软化本构模型时, 在巷道开挖工作面后方约 25 m 处围岩变形仍未收敛, 巷道开挖扰动范围较大。

在深部巷道联合支护体系中, 通常以喷射混凝土为初次支护, 在巷道开挖后立即喷射以封闭围岩及时承载以限制围岩变形; 然后根据围岩变形监测结果及现场施工情况, 再施加锚杆、锚索或 U 型钢支架作为二次支护。根据表 3 中支护构件的特征参数, 且在二次支护结构施作前喷射混凝土未失效仍具有支护能力, 故在组合支护结构特征参数分析时不计喷层的支护特征参数; 同时考虑 U 型钢支架的可伸缩性, 其实际变形量远大于理论计算值^[30]。本文计算组合支护结构的支护特征曲线如图 12 所示, 联合支护结构的特征参数详见表 4 (锚喷: 锚杆+喷射混凝土, 锚杆(索)喷: 锚杆(索)+喷射混凝土, 锚喷 U 型钢: 锚杆(索)+喷射混凝土+U 型钢支架)。

由图 12 分析可知, 采用莫尔库伦本构模型和应变软化本构模型模拟获得的巷道纵剖面变形曲线 (LDP) 和围岩特征曲线 (GRC) 差异较大, 采用应变软化本构模型模拟获得的巷道开挖工作面处围岩径向位移为 $u_r=236.78$ mm、围岩压力 $p_d=1.85$ MPa, 采用莫尔库伦模型模拟结果为 $u_r=51.08$ mm、 $p_d=3.93$ MPa。随着巷道围岩径向位移 u_r 的增加, 围岩压力 p_d 得到大量释放, 使得控制围岩变形所需的支护压力 p_i 逐渐减小, 但这样会导致巷道围岩变形量增大、围岩稳定性降低。采用莫尔库伦本构模型开

展数值模拟分析时,围岩特征曲线与锚喷、锚杆(索)喷、锚喷U型钢等3种联合支护结构(体系)的特征曲线均相交,说明从理论上讲这3种支护技术方案均能控制巷道围岩变形。采用应变软化本构模型开展数值模拟分析时,围岩特征曲线与锚喷、锚杆(索)喷等2种联合支护结构(体系)的特征曲线不相交,即表明这2种联合支护技术方案均无法满足巷道稳定控制的需要;而锚喷U型钢联合支护结构的支护特征曲线与围岩特征曲线相交,表明若考虑岩石峰后应变软化与扩容特性时,深部巷道采用锚喷U型钢联合支护技术可控制围岩大变形。

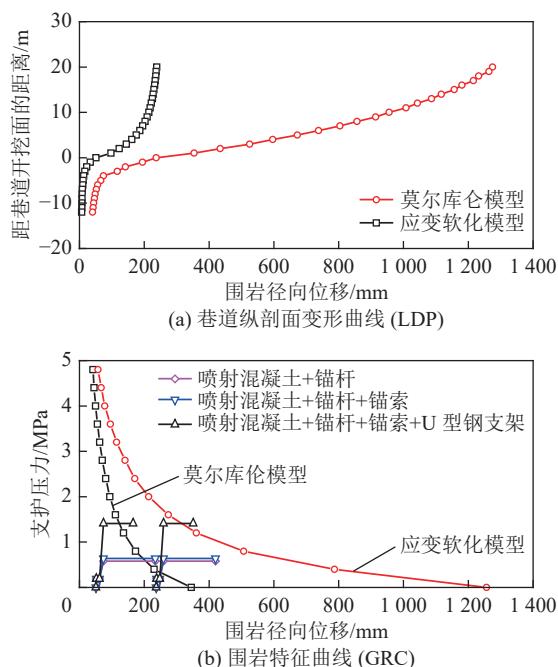


图12 深部巷道围岩-支护相互作用关系

Fig.12 Interaction between deep roadway surrounding rock and support

表4 联合支护结构的特征参数

Table 4 Characteristic parameter of combined support structure

支护组合	$p_{\max, \text{com}}$	K_{com}	$u_{\text{el, com}}$	$u_{\max, \text{com}}$
锚喷	0.39	32.27	12.02	160.00
锚杆(索)喷	0.45	37.60	12.02	160.00
锚喷U型钢	1.41	190.82	12.02	91.56

注: $p_{\max, \text{com}}$ 为联合支护结构的最大支护压力, MPa; K_{com} 为联合支护结构的刚度, MPa/m; $u_{\text{el, com}}$ 为联合支护结构的弹性变形量, mm; $u_{\max, \text{com}}$ 为联合支护结构的最大变形量, mm。

对比分析2种本构模型模拟获得的巷道纵剖面变形曲线(LDP)和围岩特征曲线(GRC),由于经典的莫尔库伦模型忽略了岩石峰后软化与扩容特性,高估了巷道围岩的自稳能力,模拟获得的巷道径向

变形量偏小,故支护结构仅需要提供较小的支护压力则可满足巷道变形控制要求。在实际巷道支护工程应用中,由于巷道围岩尤其是深部巷道围岩具有显著的峰后应变软化与扩容特征,若采用经典的莫尔库伦本构模型进行巷道支护设计,支护结构提供的支护压力难以满足深部巷道稳定性控制要求,支护后巷道围岩变形较大甚至会发生冒顶、片帮等安全事故。采用应变软化本构模型所设计的巷道支护技术方案更为合理、安全,且锚喷U型钢联合支护结构的支护特征曲线可与围岩特征曲线相交,此时巷道围岩径向位移 $u_r=311$ mm,支护结构变形量 $u_{\text{com}}=74.22$ mm,支护压力 $p_{\text{com}}=1.41$ MPa;支护结构最大变形量 $u_{\max, \text{com}}=91.56$ m,支护结构的变形量仍有富余,具备一定的安全性。考虑到巷道开挖工作面处围岩径向位移 $u_r=236.78$ mm,故在巷道开挖后及时施加初次与二次支护,理论上可将巷道围岩变形量控制在80 mm以内,故锚喷U型钢联合支护技术可基本满足围岩变形控制及安全生产要求,可应用于煤矿深部巷道支护工程。

4 结 论

1)计算获得了喷射混凝土、锚杆(索)、U型钢支架等支护结构的支护特征曲线,分析了支护结构的几何尺寸(直径、长度)、间排距、材料强度等参数对支护压力的影响特征。随着喷射混凝土厚度及强度等级的增加,喷射混凝土提供的支护刚度和支护压力逐渐增大;随着锚杆(索)直径、长度、杆体材料强度的增加及间排距的减小,锚杆的支护压力显著增加。U型钢支架的排距(棚距)越小及材料强度越大,其提供的支护压力越大。

2)模拟获得了不同应力状态下巷道纵剖面变形曲线、围岩特征曲线,考虑岩石峰后应变软化与扩容特性的应变软化本构模型和经典的莫尔库伦本构模型的数值模拟结果相差较大。采用莫尔库伦的数值模拟结果保守,忽略了岩石的峰后软化与扩容特性,高估了巷道围岩的自稳能力,支护结构提供的支护压力难以满足深部巷道稳定性控制要求。

3)模拟分析了锚喷、锚杆(索)喷、锚喷U型钢等3种联合支护技术对深部巷道围岩大变形控制的适用性,验证了锚喷U型钢联合支护技术应用于深部巷道支护工程的可行性。但后续仍需深入探讨喷射混凝土、锚杆(索)、U型钢支架等支护结构间的耦合支护效应及联合承载机理,以期科学有效地开展深部巷道支护参数设计。

参考文献(References):

- [1] 谢和平, 李存宝, 高明忠, 等. 深部原位岩石力学构想与初步探索[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(2): 217–232.
XIE Heping, LI Cunbao, GAO Mingzhong, et al. Conceptualization and preliminary research on deep in situ rock mechanics[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 40(2): 217–232.
- [2] 何满潮. 深部建井力学研究进展[J]. 煤炭学报, 2021, 46(3): 726–746.
HE Manchao. Research progress of deep shaft construction mechanics[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(3): 726–746.
- [3] 孙晓明, 张勇, 何满潮, 等. 深部井巷工程高预应力 NPR 耦合支护技术[J]. 矿业科学学报, 2023, 8(1): 50–65.
SUN Xiaoming, ZHANG Yong, HE Manchao, et al. Research of high pre-stress NPR support technology in deep shaft roadway engineering[J]. Journal of Mining Science and Technology, 2023, 8(1): 50–65.
- [4] 刘泉声, 卢兴利. 煤矿深部巷道破裂围岩非线性大变形及支护对策研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(10): 3273–3279.
LIU Quansheng, LU Xingli. Research on nonlinear large deformation and support measures for broken surrounding rocks of deep coal mine roadway[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(10): 3273–3279.
- [5] 康永水, 耿志, 刘泉声, 等. 我国软岩大变形灾害控制技术与方法研究进展[J]. 岩土力学, 2022, 43(8): 2034–2059.
KANG Yongshui, GENG Zhi, LIU Quansheng, et al. Research progress on support technology and methods for soft rock with large deformation hazards in China[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(8): 2034–2059.
- [6] JIANG B, XIN Z X, ZHANG X F, et al. Mechanical properties and influence mechanism of confined concrete arches in high-stress tunnels[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2023, 33(7): 829–841.
- [7] 靖洪文, 孟庆彬, 朱俊福, 等. 深部巷道围岩松动圈稳定控制理论与技术进展[J]. 采矿与安全工程学报, 2020, 37(3): 429–442.
JING Hongwen, MENG Qingbin, ZHU Junfu, et al. Theoretical and technical progress of stability control of broken rock zone of deep roadway surrounding rock[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2020, 37(3): 429–442.
- [8] 王琦, 何满潮, 许硕, 等. 恒阻吸能锚杆力学特性与工程应用[J]. 煤炭学报, 2022, 47(4): 1490–1500.
WANG Qi, HE Manchao, XU Shuo, et al. Mechanical properties and engineering application of constant resistance energy absorbing bolt[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(4): 1490–1500.
- [9] 王卫军, 范磊, 马渝杰, 等. 基于蝶形破坏理论的深部巷道围岩控制技术研究[J]. 煤炭科学技术, 2023, 51(1): 157–167.
WANG Weijun, FAN Lei, MA Yujie, et al. Research on surrounding rock control technology of deep roadway based on butterfly failure theory[J]. Coal Science and Technology, 2023, 51(1): 157–167.
- [10] 侯朝炯, 王襄禹, 柏建彪, 等. 深部巷道围岩稳定性控制的基本理论与技术研究[J]. 中国矿业大学学报, 2021, 50(1): 1–12.
HOU Chaojiong, WANG Xiangyu, BAI Jianbiao, et al. Basic theory technology study of stability control for surrounding rock in deep roadway[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2021, 50(1): 1–12.
- [11] 左建平, 洪紫杰, 于美鲁, 等. 破碎围岩梯度支护模型及分级控制研究[J]. 中国矿业大学学报, 2022, 51(2): 221–231.
ZUO Jianping, HONG Zijie, YU Meilu, et al. Research on gradient support mode and classification control of broken surrounding rock[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2022, 51(2): 221–231.
- [12] 康红普, 姜鹏飞, 黄炳香, 等. 煤矿千米深井巷道围岩支护-改性-卸压协同控制技术[J]. 煤炭学报, 2020, 45(3): 845–864.
KANG Hongpu, JIANG Pengfei, HUANG Bingxiang, et al. Roadway strata control technology by means of bolting-modification-destressing in synergy in 1000 m deep coal mines[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(3): 845–864.
- [13] 袁亮, 薛俊华, 刘泉声, 等. 煤矿深部岩巷围岩控制理论与支护技术[J]. 煤炭学报, 2011, 36(4): 535–543.
YUAN Liang, XUE Junhua, LIU Quansheng, et al. Surrounding rock stability control theory and support technique in deep rock roadway for coal mine[J]. Journal of China Coal Society, 2011, 36(4): 535–543.
- [14] 程敬义, 魏泽捷, 白纪成, 等. 基于爆破卸压的深部构造应力富水软岩巷道底鼓控制技术研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(7): 117–126.
CHENG Jingyi, WEI Zejie, BAI Jicheng, et al. Study on floor heave control technology of deep tectonic stress water-rich soft rock roadway based on blasting pressure relief[J]. Coal Science and Technology, 2022, 50(7): 117–126.
- [15] 刘学生, 武允昊, 谭云亮, 等. 深部高应力巷道倾斜锚杆破断机制及加强支护时机[J]. 煤炭学报, 2023, 48(2): 609–622.
LIU Xuesheng, WU Yunhao, TAN Yunliang, et al. Breaking mechanism of inclined bolts in deep mine roadway with high horizontal stress and the timing of strengthening support[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(2): 609–622.
- [16] 黄炳香, 张农, 靖洪文, 等. 深井采动巷道围岩流变和结构失稳大变形理论[J]. 煤炭学报, 2020, 45(3): 911–926.
HUANG Bingxiang, ZHANG Nong, JING Hongwen, et al. Large deformation theory of rheology and structural instability of the surrounding rock in deep mining roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(3): 911–926.
- [17] 李英明, 赵呈星, 刘增辉, 等. 岩承载层分层演化规律及“层-双拱”承载结构强度分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, 39(2): 217–227.
LI Yingming, ZHAO Chengxing, LIU Zenghui, et al. Research on layered evolution law of surrounding rock bearing layers and strength analysis of “layer-double arch” bearing structure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, 39(2): 217–227.
- [18] 于凤海, 赵同彬, 胡善超, 等. 大松动圈围岩锚网索联合支护参数确定方法探讨[J]. 岩土力学, 2016, 37(7): 2021–2027.
YU Fenghai, ZHAO Tongbin, HU Shanchao, et al. Discussion on

- determination method of anchor-net-cable coupling support parameters of surrounding rock in a large broken zone[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2016, 37(7): 2021–2027.
- [19] 侯公羽, 梁金平, 李小瑞. 常规条件下巷道支护设计的原理与方法研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2022, 41(4): 691–711.
- HOU Gongyu, LIANG Jinping, LI Xiaorui. Research on principles and methods of roadway support design under conventional conditions[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2022, 41(4): 691–711.
- [20] ORESTE P P. Analysis of structural interaction in tunnels using the convergence-confinement approach[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2003, 13(2): 347–363.
- [21] ALEJANO L R, ALONSO E. Application of the convergence-confinement method to tunnels in rock masses exhibiting Hoek-Brown strain-softening behaviour[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2010, 47(6): 150–160.
- [22] VLACHOPOULOS N, DIEDERICHS M. Improved longitudinal displacement profiles for convergence confinement analysis of deep tunnels[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2009, 42(2): 131–146.
- [23] 孙闯, 张向东, 张建俊. 深部断层破碎带竖井围岩与支护系统稳定性分析[J]. *煤炭学报*, 2013, 38(4): 587–594.
- SUN Chuang, ZHANG Xiangdong, ZHANG Jianjun. Stability analysis of vertical shaft surrounding rock and supporting system in deep fault fracture[J]. *Journal of China Coal Society*, 2013, 38(4): 587–594.
- [24] 孙闯, 张向东, 李永靖. 高应力软岩巷道围岩与支护结构相互作用分析[J]. *岩土力学*, 2013, 34(9): 2601–2607.
- SUN Chuang, ZHANG Xiangdong, LI Yongjing. Analysis of interaction between surrounding rock and support structure in high stressed soft rock roadway[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2013, 34(9): 2601–2607.
- [25] 崔岚, 郑俊杰, 苗晨曦, 等. 隧道纵向变形曲线与围岩特征曲线耦合分析[J]. *岩土工程学报*, 2014, 36(4): 707–715.
- CUI Lan, ZHENG Junjie, MIAO Chenxi, et al. Coupling analysis of longitudinal deformation profile and ground reaction curve[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, 36(4): 707–715.
- [26] 梁明纯, 苗胜军, 蔡美峰, 等. 考虑剪胀特性和峰后形态的岩石损伤本构模型[J]. *岩石力学与工程学报*, 2021, 40(12): 2392–2401.
- LIANG Mingchun, MIAO Shengjun, CAI Meifeng, et al. A damage constitutive model of rock with consideration of dilatation and post-peak shape of the stress-strain curve[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2021, 40(12): 2392–2401.
- [27] 刘泉声, 邓鹏海, 毕晨, 等. 深部巷道软弱围岩破裂碎胀过程及锚喷-注浆加固 FDEM 数值模拟[J]. *岩土力学*, 2019, 40(10): 4065–4083.
- LIU Quansheng, DENG Penghai, BI Chen, et al. FDEM numerical simulation of the fracture and extraction process of soft surrounding rock mass and its rockbolt-shotcrete-grouting reinforcement methods in the deep tunnel[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, 40(10): 4065–4083.
- [28] ALEJANO L R, RODRIGUEZ-DONO A, ALONSO E, et al. Ground reaction curves for tunnels excavated in different quality rock masses showing several types of post-failure behaviour[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2009, 24(6): 689–705.
- [29] GSCHWANDTNER G G, GALLER R. Input to the application of the convergence confinement method with time-dependent material behaviour of the support[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2012, 27(2): 13–22.
- [30] 王从凯. 基于收敛-约束法的深部巷道围岩与支护相互作用机制研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2021: 9–61.
- WANG Congkai. The research on the interaction between the deep surrounding rock and the supporting structure based on characteristic curve method[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2021: 9–61.
- [31] 孟庆彬, 韩立军, 张帆舸, 等. 深部高应力软岩巷道耦合支护效应研究及应用[J]. *岩土力学*, 2017, 38(5): 1424–1444.
- MENG Qingbin, HAN Lijun, ZHANG Fange, et al. Coupling support effect on high-stress deep soft rock roadway and its application[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2017, 38(5): 1424–1444.
- [32] 康红普. 我国煤矿巷道围岩控制技术发展 70 年及展望[J]. *岩石力学与工程学报*, 2021, 40(1): 1–30.
- KANG Hongpu. Seventy years development and prospects of strata control technologies for coal mine roadways in China[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2021, 40(1): 1–30.
- [33] 吴政, 梁斌, 祝方才, 等. 基于 FLAC^{3D} 的深部隧道分区破裂特性研究[J]. *湖南工业大学学报*, 2022, 36(6): 15–21.
- WU Zheng, LIANG Bing, ZHU Fangcai, et al. Research on zonal fracture characteristics of deep tunnels based on FLAC^{3D}[J]. *Journal of Hunan University of Technology*, 2022, 36(6): 15–21.
- [34] MENG Q B, LIU J F, REN L, et al. Experimental study on rock strength and deformation characteristics under triaxial cyclic loading and unloading conditions[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2021, 54(3): 777–797.
- [35] 孟庆彬, 韩立军, 张建, 等. 深部高应力破碎软岩巷道支护技术研究及其应用[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2016, 47(11): 3861–3872.
- MENG Qingbin, HAN Lijun, ZHANG Jian, et al. Research and application of supporting technology in deep high stress fractured soft-rock roadway[J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2016, 47(11): 3861–3872.