

深部巷道锚注支护结构时效特性理论分析

孟庆彬^{1,2}, 张 烜², 葛政宇², 韩 绪¹, 安刚健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. 中国矿业大学 力学与土木工程学院, 江苏 徐州 221116)

摘要: 针对深部巷道变形速率快、变形量大、难支护等工程问题, 采用岩石流变理论开展深部巷道锚注支护结构时效特性分析, 构建可反映锚注支护结构变形特性的流变元件, 结合淮南深井矿区朱集西煤矿深部岩巷围岩变形监测数据, 揭示“锚喷+锚索/U型钢支架+注浆”支护单元(体/结构)在不同支护时期的变形规律。研究结果表明, 单一的锚喷支护难以维护深部巷道围岩稳定, 采用锚喷+锚索/U型钢及注浆加强支护, 且发挥各支护单元的承载特性, 可有效控制深部巷道围岩大变形灾变; 随着喷射混凝土厚度的增加, 巷道围岩变形量显著减小, 但喷射混凝土强度等级对围岩变形影响较小; 随着锚杆(索)直径、材质强度的增加及间排距的减小, 围岩变形量快速降低; 随着U型钢支架材质强度等级的提升及棚距(排距)的减小, 可减小巷道围岩变形量。工程实践表明, 采用“锚网喷初次支护+预应力锚索/U型钢支架加强支护+注浆加固”的锚网索喷U注分步联合支护技术及确定的各支护单元合理支护时机, 可满足深部巷道围岩大变形控制的工程安全要求。

关键词: 采矿工程; 深部巷道; 锚注支护; 流变元件; 时效特性; 支护时机

中图分类号: TD 32

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2025)06-1420-18

Time-dependent analysis of bolt-grouting support structures in deep roadways

MENG Qingbin^{1,2}, ZHANG Xuan², GE Zhengyu², HAN Xu¹, AN Gangjian¹

(1. State Key Laboratory of Intelligent Construction and Healthy Operation and Maintenance of Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou, Jiangsu 221116, China; 2. School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou, Jiangsu 221116, China)

Abstract: To address critical engineering challenges such as high deformation rates, significant deformation magnitudes, and difficulties in stabilizing deep roadways, this study employs rock rheology theory to analyze the time-dependent characteristics of bolt-grouting support structures. A rheological model specifically designed to capture the deformation behavior of these structures was developed. By integrating deformation monitoring data from the surrounding rock at the Zhujixi Mine, this study elucidates the deformation mechanisms of a composite support system, comprising “bolt-shotcrete + prestressed cable/U-shaped steel + grouting” across various support stages. The findings indicate that single-component bolt-shotcrete support is insufficient for maintaining the stability of surrounding rocks in deep roadways. Conversely, a multi-component support approach effectively harnesses the load-bearing capacity of the support system to control severe deformations and mitigate catastrophic instabilities.

收稿日期: 2024-10-30; **修回日期:** 2025-02-24

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(2021YFC2902103); 国家自然科学基金资助项目(52074268, 51704280)

Supported by the National Key Research and Development Program of China (Grant No. 2021YFC2902103) and National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 52074268 and 51704280)

作者简介: 孟庆彬(1985-), 男, 博士, 2008年毕业于山东科技大学土木工程专业, 现任教授、博士生导师, 主要从事深部岩体力学与围岩稳控理论及关键技术方面的研究工作。E-mail: mqb1985@126.com

DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2024.0839

Increasing the thickness of shotcrete significantly reduces deformation, while its compressive strength has a negligible effect. Similarly, enhancing the diameter and strength of anchor bolts, along with reducing their spacing, markedly improves deformation control. The increased material strength and decreased spacing of U-shaped steel also contribute to effective stabilization. Practical engineering applications confirm that a staged combined support strategy—comprising “bolt-net-shotcrete initial support + prestressed cable reinforcement support/U-shaped steel reinforced support + grouting reinforcement”—can effectively meet the safety requirements for large deformation control in the surrounding rock of deep roadways.

Key words: mining engineering; deep roadways; bolt-grouting support; rheological modeling; time-dependent characteristics; support strategy optimization

1 引言

20世纪以来,人类对矿产资源的需求不断增大,浅部矿产资源逐渐枯竭,煤矿开采深度不断增加,我国未来煤炭、金属等矿产资源将进入深部开采阶段(1 000~2 000 m)^[1-2]。深部开采环境较为复杂,岩体处于“三高一扰动”的工程与地质条件,导致深部巷道工程灾害日益增多,深地固体矿产资源开采难度大,大变形、冒顶片帮、冲击地压等深部巷道工程问题亟待解决^[3-4]。尤其深部巷道在高应力或开采扰动下,造成围岩松动破碎区持续增大,导致深部巷道前掘后修、边掘边修、反复掘修等,巷道围岩稳控难度大,严重危及深部巷道掘进与使用安全^[5]。

进入深部开采需对巷道进行联合支护以提高围岩稳定性,确保主被动支护体系各支护单元的作用得以充分发挥。目前巷道初次支护主要采用锚网喷^[6-10],喷射混凝土可及时封闭巷道围岩以降低地下水、风化等环境因素对煤岩体强度的劣化影响,且可限制巷道围岩变形及传递锚杆(索)施加的预应力;锚杆可起到主动支护的作用,及时约束围岩变形和提高围岩自承载能力;钢筋网能够辅助喷射混凝土的凝固和增强,也可防止小块度破碎煤岩体的掉落。在锚网喷支护无法满足围岩稳定时,一般采用锚索或U型钢支架进行加强支护。锚索可调动深部围岩的承载力,将锚网喷形成的锚固结构悬挂在深部更稳定的岩层;U型钢支架的强度高、承载力强,可承受巷道围压荷载(松散压力)^[11-13]。当煤岩体较为软弱破碎时,锚网喷支护难以控制破碎围岩变形,需进行注浆补强加固^[14-15];注浆加固技术作为巷道支护的重要手段,可使破碎围岩重新胶结起来形成整体,提升巷道围岩稳定性及使用安全。其次,为充分发挥各支护单元(体/结构)对围岩的控制作用及提高围岩的自承载能力,需要对各支护单元

的施作时间(支护时机)进行分析确定。收敛约束法是进行支护时机分析的一种较为成熟的理论分析方法,通过理论解析可绘制出围岩和支护结构的支护阻力、变形量特征曲线,可确定在充分释放围岩变形时的支护结构的施作时机^[16-17]。数值模拟方法亦是确定支护时机的重要手段,陆银龙等^[18]采用FLAC^{3D}内嵌的应变软化模型,讨论了巷道锚注支护时机并应用于巷道注浆加固实践。陈军等^[19]开展了三维有限元模拟,确定了V级围岩隧道双侧壁导坑开挖施工的二衬支护时机。周勇等^[20]基于自主开发的软件对围岩稳定进行预测分析,确定了最佳二衬支护时机,认为可通过时间效应来分析支护结构的稳定性。张玉军和孙钧^[21]基于“等效材料”方法来模拟锚杆加固岩体(锚固体)的强化效应,采用修正的Burgers模型为岩体模型、弹性元件为锚杆力学模型,通过元件并联方式开展了锚固体流变分析。赵同彬等^[22]采用广义Kelvin模型对加锚岩体进行流变分析,探究了锚杆支护参数与岩石流变特性间的关联性,分析了岩石锚固的时效机制。曾广尚等^[23]采用Boltzmann黏弹性模型,给出了在开挖与支护过程中隧道原岩区与锚固区的位移和应力理论解答(解析解),分析了不同位置处围岩的力学状态。董恩远等^[24]将带应变触发的非线性单向运动黏壶与Burgers流变模型结合,建立了能够反映围岩加速蠕变的本构模型,分析了巷道围岩蠕变的锚固时空效应。

目前已有的研究成果提高了对深部巷道联合支护时效性的理论认识水平,但目前对于巷(隧)道支护时效性的研究多集中在基于现场围岩位移变形曲线的拟合来确定流变元件的参数,而涉及开展锚注支护巷道围岩流变特性理论解析及考虑锚固体时效特性的锚注支护参数优化研究的涉及较少。因此,本文拟采用岩石流变理论,构建“锚喷+锚索/U型钢支架+注浆”支护单元(体/结构)组合支护巷道围岩流变力学模型,分析锚注支护结构的时效特性,以

保证深部软弱破碎围岩巷道的长期稳定, 为深部巷(隧)道支护工程应用提供参考借鉴。

2 深部巷道围岩变形破坏特征

朱集西煤矿位于安徽省淮南市潘集区贺疇乡境内, 地层岩性较复杂, 主要煤层的顶底板以泥岩、碳质泥岩及粉砂岩等软弱岩层为主; 岩石内部节理、裂隙等结构面较为发育, 主采煤层顶底板均含有软弱夹层, 存在局部破碎带^[25-26]。巷道顶板窥视表明, 围岩是由多个薄岩层组成的复合顶板。此外, 井下岩石巷道断面大, 受相邻巷道群多次开挖扰动影响, 必然会导致巷道顶板大变形破坏。

2.1 深部巷道围岩变形破坏规律分析

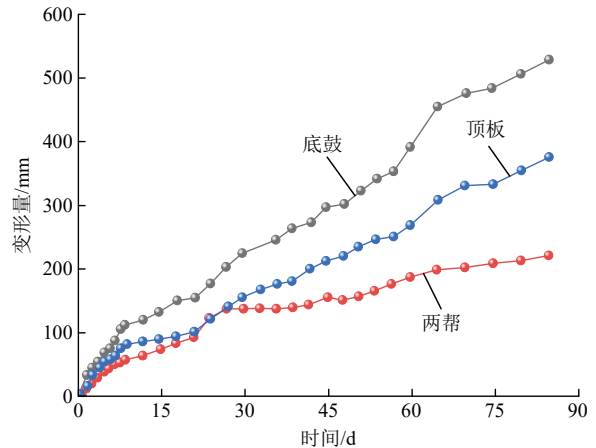
朱集西煤矿-962 m 水平井底车场西翼 11 煤开拓巷道采用锚网索喷+U 型钢支架联合支护(简称锚网索喷 U 支护), 锚杆规格为 $\phi 22 \text{ mm} \times 2\,800 \text{ mm}$, 间排距为 $700 \text{ mm} \times 700 \text{ mm}$; U36 型钢支架棚距(排距)为 700 mm ; 喷射混凝土强度等级 C25, 配合比为 $1:2:2$, 初喷厚度约为 50 mm ^[27]。由于前期巷道支护方案选择与支护参数设计不合理, 造成锚网索喷 U 支护技术难以控制深部软弱破碎围岩巷道大变形破坏, 出现了顶板下沉、两帮内挤、底板隆起及锚喷支护失效和支架扭曲破坏等强矿压显现现象, 严重影响了西翼岩石大巷的正常使用, 如图 1^[27]所示。



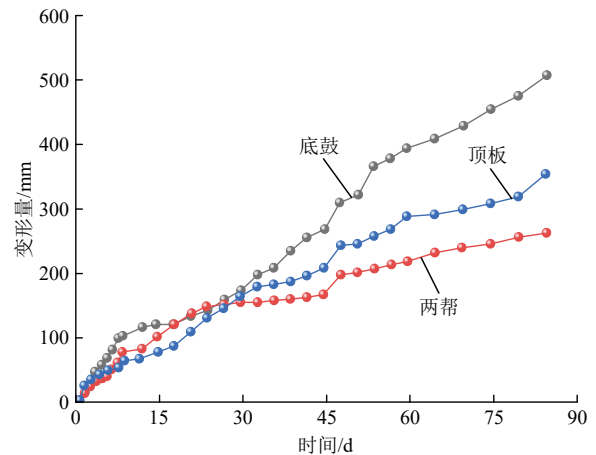
图 1 原锚网索喷 U 支护巷道围岩破坏情况^[27]

Fig.1 Initial failure characteristics of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel support roadway^[27]

矿方使用的原锚网索喷 U 支护条件下西翼岩石大巷围岩变形曲线如图 2^[27]所示。由图 2 分析可知, 在原锚网索喷 U 支护条件下, 近 3 个月巷道围岩变形仍持续增大没有达到稳定, 表现出显著的流变现象。巷道顶板、底臃、两帮变形量随时间均在增大, 底臃最为严重(变形量达 500 mm 左右), 顶板其次(变形量达 400 mm 左右), 两帮最小(变形量达 200 mm 左右)。



(a) 1#监测断面



(b) 2#监测断面

图 2 原锚网索喷 U 支护巷道围岩变形曲线^[27]

Fig.2 Initial deformation curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel support roadway^[27]

2.2 深部巷道锚杆、锚索变形极限分析

目前煤矿井下使用的矿用 BHRB500 高强度锚杆, 其理论延伸率在 20% 左右^[28], 按锚杆自由段长度为 2.0 m 计算, 其延伸量达到了 400 mm 左右。锚索理论延伸率约为 3.5%^[29-30], 在施工过程中施加预紧力, 其工程延伸量计算公式^[31]:

$$\Delta l \geq \left(1.8 - \frac{F_y}{221} \right) L \quad (1)$$

式中: Δl 为锚索延伸量, F_y 为锚索施加的预紧力, L 为锚索自由段长度。

暂取 $F_y = 160 \text{ kN}$ 、 $L = 5\,300 \text{ mm}$, 通过式(1)计算可得锚索延伸量约为 57.03 mm 。分析可知, 巷道顶板变形量远超过了锚杆、锚索的延伸量, 势必会导致锚杆脱锚(被拔出)、锚索断裂, 顶板达不到预期支护效果, 更体现不出锚网索支护优势。

3 深部巷道锚注支护结构时效特性

3.1 锚喷支护结构时效特性理论分析

3.1.1 锚喷支护元件的建立

(1) 巷道围岩流变力学模型

朱集西煤矿深部巷道围岩主要是泥岩、碳质泥岩及粉砂岩等薄岩层, 其较为软弱破碎、强度低、易风化水解, 在巷道开挖前就已发生了一定的塑性变形, 造成围岩体的自承载能力降低, 开挖后巷道难以自稳, 围岩变形破坏较为严重, 前期巷道围岩变形曲线呈近似线性增长的发展趋势, 与 Bingham 体的线性蠕变规律较为接近, 故拟采用 Bingham 体作为巷道顶板的力学模型^[32], 如图 3 所示, 图中, E_{y1} 为围岩体弹性模量, σ_{sy} 为围岩体屈服应力(长期强度), σ 为作用在流变力学模型上的应力, η 为黏性系数。

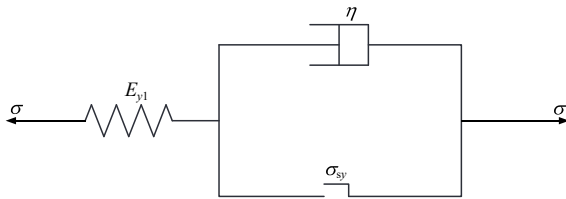


图 3 巷道围岩流变力学模型

Fig.3 Rheomechanical model for roadway surrounding rock

(2) 锚喷支护单元(体/结构)流变力学模型

对锚喷支护结构(锚杆+喷射混凝土)的流变特性进行判定: 在未达到支护结构(体)屈服强度前, 其应力-应变特征符合线弹性关系; 当达到支护结构屈服强度时, 支护结构提供的支护力达到最大, 且后续支护力随围岩体变形的增大而逐渐减小; 当达到支护结构变形极限时, 锚喷支护失效。参考董恩远等^[24]的锚杆流变模型给出了修正的锚喷支护单元(体/结构)流变力学模型如图 4 所示。



图 4 锚喷支护结构流变力学模型

Fig.4 Rheomechanical model of bolt-shotcrete support structure

锚喷支护结构流变力学模型的本构方程:

$$\sigma = \begin{cases} k_z \varepsilon & (\sigma < \sigma_{sz}) \\ a \sigma_{sz} e^{-\varepsilon/\varepsilon_0} + \sigma_{cr} & (\sigma > \sigma_{sz}) \end{cases} \quad (2)$$

式中: ε 为流变力学模型的应变, σ_{sz} 为锚喷支护结构的屈服强度, k_z 为修正的锚喷支护结构刚度, ε_0

为锚喷支护结构达到屈服强度 σ_{sz} 时所对应的应变, σ_{cr} 为支护巷道围岩(锚固区)的残余强度, a 为修正常数, ε_0 为锚喷支护结构达到屈服强度时的应变。

拉伸荷载作用下锚杆受力特性可分为弹性变形阶段、塑性变形、缓慢脱黏及完全脱黏 4 个阶段^[28], 将锚杆断裂过程简化为弹性和脱黏发展阶段的示意图如图 5 所示。随着锚杆应变的增加, 其逐渐与围岩脱黏, 锚杆提供的支护力随应变的增加而减小, 但由于边界约束作用的存在, 在锚固区(锚杆支护的围岩区域, 即锚杆与围岩组合体)存在残余强度 σ_{cr} 。

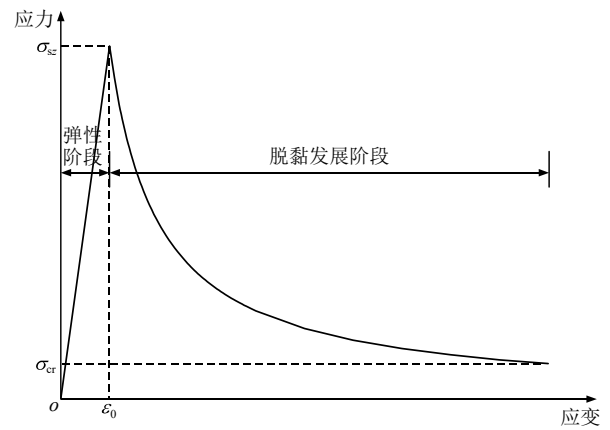


图 5 拉伸荷载作用下锚杆应力-应变曲线

Fig.5 Stress-strain curve of anchor bolt under tensile load

3.1.2 锚喷支护结构刚度、弹性变形计算方法

锚喷支护体作为组合结构可使用支护刚度以反映其弹性性质的参数。组合支护结构(体)的刚度近似等效于各支护构件的刚度之和, 即锚喷支护结构刚度 k 简化计算公式^[33-34]:

$$k = k_{bol} + k_{shot} \quad (3)$$

式中: k 为锚喷支护刚度, k_{bol} 为径向锚杆支护刚度, k_{shot} 为喷射混凝土支护刚度。

(1) 锚杆支护刚度和最大承载力、弹性变形极限的计算公式^[34]:

$$\left. \begin{aligned} k_{bol} &= \frac{1}{S_c S_l \left(\frac{4L_{bol}}{\pi \phi^2 E_{st}} + Q \right)} \\ P_{max, bol} &= \frac{T_{max}}{S_c S_l} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$u_{max, bol, el} = \frac{P_{max, bol}}{k_{bol}} \quad (5)$$

式中: S_c , S_l 分别为锚杆的环向间距与纵向间距; L_{bol} 为锚杆长度; ϕ 为锚杆直径; E_{st} 为锚杆材料弹性模量; Q 为与锚杆体、垫板、锚头的受力变形特征有关的常数; $P_{max, bol}$ 为锚杆最大承载力; T_{max} 为

锚杆抗拉拔强度； $u_{\max, \text{bol, el}}$ 为锚杆弹性变形极限。

(2) 喷射混凝土支护刚度和最大承载力、弹性变形极限的计算公式^[35]：

$$\left. \begin{aligned} k_{\text{shot}} &= \frac{E_{\text{con}}}{1 + \nu_{\text{con}}} \frac{R^2 - (R - t_{\text{shot}})^2}{(1 - 2\nu_{\text{con}})R^2 + (R - t_{\text{shot}})^2} \frac{1}{R} \\ P_{\max, \text{shot}} &= \frac{1}{2} \sigma_{\text{con}} \left[1 - \frac{(R - t_{\text{shot}})^2}{R^2} \right] \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$u_{\max, \text{shot, el}} = \frac{P_{\max, \text{shot}}}{k_{\text{shot}}} \quad (7)$$

式中： E_{con} 为喷射混凝土的弹性模量， ν_{con} 为喷射混凝土的泊松比， R 为圆形巷道开挖半径， t_{shot} 为喷射混凝土厚度， $P_{\max, \text{shot}}$ 为喷射混凝土的最大承载力， σ_{con} 为喷射混凝土单轴抗压强度， $u_{\max, \text{shot, el}}$ 为喷射混凝土弹性变形极限。

由式(4)和(6)可得出锚杆、喷射混凝土的刚度，但要考虑锚杆的群锚效应及喷射混凝土对锚喷支护结构整体刚度的强化影响，修正的锚喷支护刚度 k_z 计算公式：

$$k_z = \frac{k_{\text{bol}} L_{\text{bol}} \pi R}{S_c} + k_{\text{shot}} \pi R \quad (8)$$

3.1.3 锚喷支护巷道围岩流变力学模型

在锚喷支护结构(体)失效前，巷道围岩体与锚喷支护结构共同变形，即围岩体与锚喷支护结构的应变量相等，这与岩石流变元件并联时的特性一致，故可将描述围岩流变特性的 Bingham 体^[32]与董恩远等^[24]的锚喷修正模型进行并联，可建立锚喷支护巷道围岩流变力学模型，如图 6 所示。

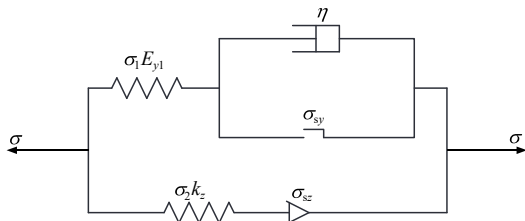


图 6 锚喷支护巷道围岩流变力学模型

Fig.6 Rheomechanical model of surrounding rock in bolt-shotcrete support roadway

(1) 当 $\sigma_1 < \sigma_{sy}$ ， $\sigma_2 < \sigma_{sz}$ 时，弹性阶段

此时围岩体处于弹性阶段，未发生塑性蠕变，此时模型中黏塑性体不发挥作用，可将锚喷支护结构(锚固体)视为两弹性元件的并联，巷道围岩流变力学模型无蠕变、松弛及弹性后效。计算式为

$$\sigma_2 = k_z \varepsilon_2 \quad (9)$$

$$\dot{\sigma}_2 = k_z \dot{\varepsilon}_2 \quad (10)$$

$$\sigma = \frac{k_z}{k_z + E_{y1}} \sigma_1 = \frac{E_{y1}}{k_z + E_{y1}} \sigma_2 \quad (11)$$

式中： σ 为作用在模型上的应力， σ_1 为围岩体自承应力， σ_2 为锚喷支护结构提供的支护应力， σ_{sz} 为锚喷支护结构屈服强度， $\dot{\sigma}_2$ 为锚喷支护结构提供的支护应力的一阶导数， $\dot{\varepsilon}_2$ 为锚喷支护结构应变的一阶导数。

(2) 当 $\sigma_1 > \sigma_{sy}$ ， $\sigma_2 < \sigma_{sz}$ 时，减速蠕变、等速蠕变阶段

此时塑性元件打开，围岩体开始进行蠕变，描述围岩流变特性的 Bingham 体的蠕变方程^[32]：

$$\dot{\varepsilon}_1 = \frac{\dot{\sigma}_1}{E_{y1}} + \frac{\sigma_1 - \sigma_{sy}}{\eta} \quad (12)$$

式中： $\dot{\varepsilon}_1$ 为围岩体应变的一阶导数， $\dot{\sigma}_1$ 为围岩体自承应力的一阶导数， E_{y1} 为围岩体弹性模量。

此时围岩体与锚喷支护结构共同变形，两者应变及其导数值相等，将锚喷支护结构流变力学模型与 Bingham 体并联后可得

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 \quad (13)$$

$$\dot{\sigma} = \dot{\sigma}_1 + \dot{\sigma}_2 \quad (14)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_1 = \varepsilon_2 \quad (15)$$

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_1 = \dot{\varepsilon}_2 \quad (16)$$

式中： ε 为模型应变， ε_1 为围岩体应变， ε_2 为锚喷支护结构应变， $\dot{\sigma}$ 为作用在流变力学模型上的应力的一阶导数， $\dot{\varepsilon}$ 为锚喷支护结构的应变率。

将式(14)~(16)代入式(12)可得

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_1 = \frac{\dot{\sigma}_1}{E_{y1}} + \frac{\sigma_1 - \sigma_{sy}}{\eta} = \frac{\dot{\sigma} - \dot{\sigma}_2}{E_{y1}} + \frac{\sigma - \sigma_2 - \sigma_{sy}}{\eta} \quad (17)$$

由于此时 $\sigma_2 < \sigma_{sz}$ ，锚喷支护结构处于弹性变形阶段，分析可得

$$\sigma_2 = k_z \varepsilon \quad (18)$$

$$\dot{\sigma}_2 = k_z \dot{\varepsilon} \quad (19)$$

将式(18)、(19)代入式(17)可得

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma} - k_z \dot{\varepsilon}}{E_{y1}} + \frac{\sigma - k_z \varepsilon - \sigma_{sy}}{\eta} \quad (20)$$

将式(20)简化后可得

$$(E_{y1} + k_z) \dot{\varepsilon} + \frac{k_z E_{y1}}{\eta} \varepsilon = \dot{\sigma} + \frac{E_{y1}}{\eta} (\sigma - \sigma_{sy}) \quad (21)$$

当发生蠕变时，围岩体与锚喷支护结构受力相同，则有

$$(E_{y1} + k_z)\dot{\varepsilon} + \frac{k_z E_{y1}}{\eta} \varepsilon = \frac{E_{y1}}{\eta} (\sigma_0 - \sigma_{sy}) \quad (22)$$

式中: σ_0 为围岩体蠕变应力。

令 $A = E_{y1} + k_z$, $B = k_z E_{y1} / \eta$, $C = E_{y1} (\sigma_0 - \sigma_{sy}) / \eta$, 可将式(22)简化:

$$A\dot{\varepsilon} + B\varepsilon = C \quad (23)$$

可求得一阶线性微分方程的通解:

$$\varepsilon = e^{-\int \frac{B}{A} dt} \left(\int \frac{C}{A} e^{\int \frac{B}{A} dt} dt + D \right) \quad (24)$$

式中: D 为常数, t 为时间。

将式(24)简化后可得

$$\varepsilon = \frac{C}{B} + D e^{-\frac{B}{A} t} \quad (25)$$

将式(25)展开后可得此阶段锚喷支护巷道围岩流变力学模型的蠕变方程通解:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0 - \sigma_{sy}}{k_z} + D e^{-\frac{E_{y1} k_z}{(E_{y1} + k_z) \eta} t} \quad (26)$$

当围岩体塑性蠕变启动时, 即满足 $\sigma_1 = \sigma_{sy}$ 且 $t = 0$ 时, 围岩体应变 ε_2 由弹性元件产生, 则 $\varepsilon = \varepsilon_2 = \sigma_{sy} / E_{y1}$, 可得出常数 D 的表达式:

$$D = \frac{(k_z + E_{y1}) \sigma_{sy} - E_{y1} \sigma_0}{k_z E_{y1}} \quad (27)$$

将式(27)代入式(26)可得此阶段锚喷支护巷道围岩流变力学模型的蠕变方程特解:

$$\varepsilon = \frac{1}{k_z E_{y1}} \left\{ E_{y1} (\sigma_0 - \sigma_{sy}) + [k_z \sigma_{sy} + E_{y1} (\sigma_{sy} - \sigma_0)] e^{-\frac{E_{y1} k_z}{(E_{y1} + k_z) \eta} t} \right\} \quad (28)$$

(3) 当 $\sigma_1 > \sigma_{sy}$, $\sigma_2 > \sigma_{sc}$ 时, 脱黏蠕变阶段

锚喷支护结构的变形可随围岩体变形的增加而增大, 但其提供的支护力随围岩体变形的增大而逐渐减小。此阶段锚喷支护尚未失效, 仍可提供一定的支护力, 故模型所承受的应力要减去锚喷支护提供的支护应力, 此阶段锚喷支护巷道围岩流变力学模型的蠕变方程:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon &= \frac{\sigma_0 - \sigma_{sy} - \sigma_z}{\eta} t + \frac{\sigma_0 - \sigma_z}{E_{y1}} \\ \sigma_z &= a \sigma_{sc} e^{-\varepsilon + \varepsilon_0} + \sigma_{cr} \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

(4) 当 $\varepsilon > \varepsilon_{\max, \text{com}}$ 时, 加速蠕变阶段

此时锚喷支护经失效, 围岩体变形进入加速蠕变阶段且蠕变速率急剧增大, 巷道将失稳破坏, 此阶段锚喷支护巷道围岩流变力学模型的蠕变方程:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0 - \sigma_{sy}}{\eta} t + \frac{\sigma_0}{k} \quad (30)$$

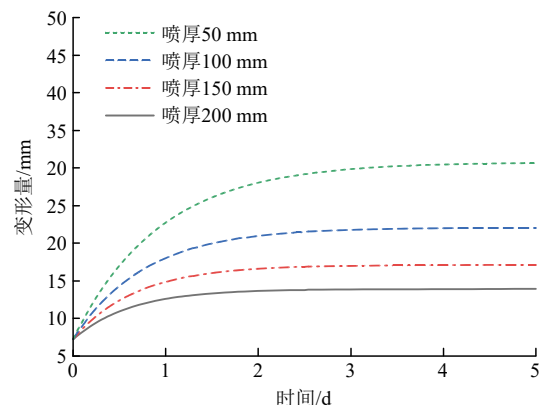
3.1.4 锚喷支护结构时效特性理论分析

基于聂军委等^[27, 36-37]研究成果, 本文暂取 Bingham 体的弹性模量 $E_{y1} = 5.813 \text{ GPa}$, 黏滞系数 $\eta = 50 \text{ GPa} \cdot \text{h}$, 蠕变应力 $\sigma_0 = 55 \text{ MPa}$, 围岩体屈服应力 (长期强度) $\sigma_{sy} = 20.0 \text{ MPa}$ 。

(1) 不同喷射混凝土参数条件下锚喷支护巷道围岩蠕变特性分析

在开展喷射混凝土参数对锚喷支护巷道围岩蠕变特性影响分析时, 锚杆支护参数设为定值, 即锚杆强度等级 (钢号) 为 BHRB500、间排距为 $700 \text{ mm} \times 700 \text{ mm}$ 、直径 $\times$ 长度 = $22 \text{ mm} \times 2800 \text{ mm}$ 。取混凝土强度等级为 C25、弹性模量为 $2.6 \times 10^4 \text{ MPa}$ 、泊松比为 0.19^[38], 设计喷射混凝土厚度 (喷厚) t_{shot} 为 50, 100, 150, 200 mm, 以分析喷厚对锚喷支护巷道围岩时效特性的影响规律; 设定喷厚为 50 mm, 设计喷射混凝土强度等级为 C25, C30, C35, C40, 以分析喷射混凝土强度等级对锚喷支护巷道围岩时效特性的影响规律。不同喷射混凝土参数条件下锚喷支护巷道围岩减速及等速蠕变曲线如图 7 所示。实际上锚喷支护结构存在弹性变形极限, 即当锚喷支护结构的变形达到其弹性极限后, 锚杆会进入脱黏蠕变阶段 (见图 5), 结合式(29)可计算绘制出了不同喷射混凝土参数条件下锚喷支护巷道围岩脱黏及加速蠕变曲线, 如图 8 所示。

由图 7(a) 分析可知, 随着喷射混凝土厚度 (喷厚) 的减小, 巷道围岩变形量急剧增大, 巷道围岩变形趋于稳定状态的时间也有所延长。当喷射混凝土厚度 $t_{\text{shot}} = 50 \sim 200 \text{ mm}$ 时, 巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量依次为 30.70, 22.06, 17.11, 13.91 mm。当喷厚在 $150 \sim 200 \text{ mm}$ 范围时, 增加喷厚对巷道围岩变形量数值影响较低; 当喷厚 $< 100 \text{ mm}$ 时, 巷道围岩变形量明显增加, 与 200 mm 喷厚相



(a) 喷射混凝土厚度

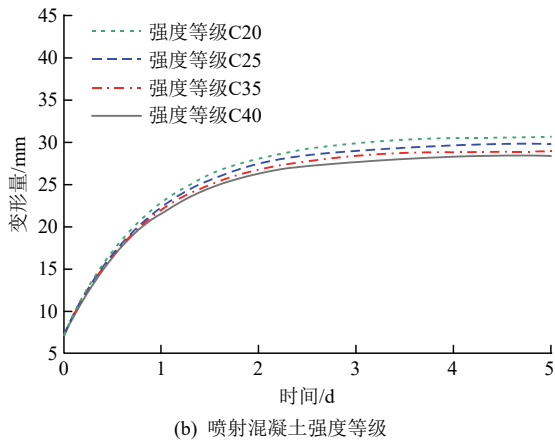
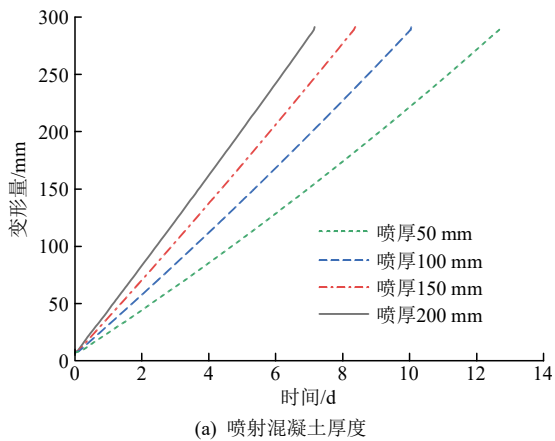
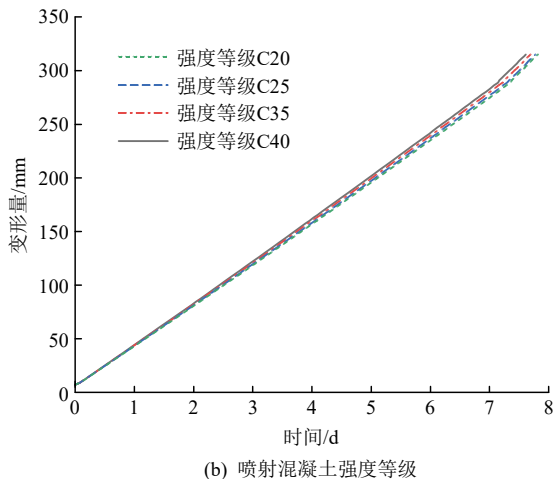


图 7 不同喷射混凝土参数条件下锚喷支护巷道围岩减速及等速蠕变曲线

Fig.7 Decelerated and steady-state creep curves of surrounding rock in bolt-shotcrete support roadway under different shotcrete parameter conditions



(a) 喷射混凝土厚度



(b) 喷射混凝土强度等级

图 8 不同喷射混凝土参数条件下锚喷支护巷道围岩脱黏及加速蠕变曲线

Fig.8 Debonding and accelerated creep curves of surrounding rock in bolt-shotcrete support roadway under different shotcrete parameter conditions

比, 100 和 50 mm 喷厚的巷道围岩变形量依次增长 58.59%, 116.18%。由图 7(b)分析可知, 不同喷射混凝土强度等级对巷道围岩变形量影响不明显, 巷道

围岩变形趋于稳定状态的持续时间基本相同。当喷射混凝土强度等级为 C25~C40 时, 巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量依次为 30.70, 29.82, 28.99, 28.40 mm。

锚喷支护巷道围岩变形随着时间的延续基本呈线性增加趋势; 锚喷支护失效后, 巷道围岩蠕变速率急速增大, 直至失稳破坏而终止。由图 8(a)分析可知, 随着喷射混凝土厚度的增加, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间(锚喷支护失效的时间, 即锚喷支护丧失对巷道围岩变形有效控制的持续时间)会延长。当喷厚 $t_{\text{shot}} = 50 \sim 200$ mm 时, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 7.1, 8.3, 10.0, 12.7 d。以上数据表明, 随着混凝土喷厚的增加, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间越久; 与 50 mm 喷厚相比, 150 和 200 mm 喷厚的锚喷支护失效的时间依次延长了 40.53%, 77.70%。由图 8(b)分析可知, 喷射混凝土强度等级对巷道围岩变形量和趋于稳定的持续时间影响较小, 锚喷支护失效的时间基本都维持在 7.3 d 左右。

总的来说, 喷射混凝土厚度对巷道围岩变形量和趋于稳定的持续时间具有显著影响, 喷厚越厚, 巷道围岩变形量越小, 锚喷支护失效的持续时间越长, 从而可提高锚喷支护巷道的整体稳定性及使用安全; 尤其是当喷厚增加至 150 mm 及以上时, 锚喷支护巷道围岩稳定时间延长效果更加明显。在一定范围内, 喷射混凝土强度等级对巷道围岩变形量和趋于稳定的持续时间影响较小, 故可选择合适的混凝土强度等级, 以降低支护成本。故选择合理的喷射混凝土厚度较为关键, 可确保巷道围岩的整体稳定性; 但若喷射混凝土厚度过大, 会导致喷射混凝土回弹率过高。建议在井下巷道施工时取喷射混凝土强度为 C25、喷厚为 100~200 mm 较为合理。

(2) 不同锚杆参数条件下锚喷支护巷道围岩蠕变特性分析

在开展锚杆参数对锚喷支护巷道围岩蠕变特性影响分析时, 喷射混凝土支护参数选为定值, 即喷射混凝土强度等级为 C25、弹性模量为 2.6×10^4 MPa、泊松比为 0.19、喷厚为 50 mm^[38]。为分析锚杆直径对锚喷支护巷道围岩时效特性的影响规律, 设定锚杆强度等级为 BHRB500、间排距为 700 mm×700 mm、直径×长度 = 22 mm×2 800 mm, 设计锚杆直径为 18, 20, 22, 24 mm; 同时, 设定锚杆直径为 22 mm, 设计锚杆强度等级(钢号)为 BHRB335, BHRB400, BHRB500, BHRB600, 以分析锚杆强度

等级(钢号)对锚喷支护巷道围岩时效特性的影响规律;并设定锚杆强度等级(钢号)为BHRB500,设计锚杆间排距为700 mm×700 mm,800 mm×800 mm,900 mm×900 mm,1 000 mm×1 000 mm,以分析锚杆间排距对锚喷支护巷道围岩时效特性的影响规律。不同锚杆参数条件下锚喷支护巷道围岩减速及等速蠕变曲线如图9所示,不同锚杆参数条件下锚喷支护巷道围岩脱黏及加速蠕变曲线如图10所示。

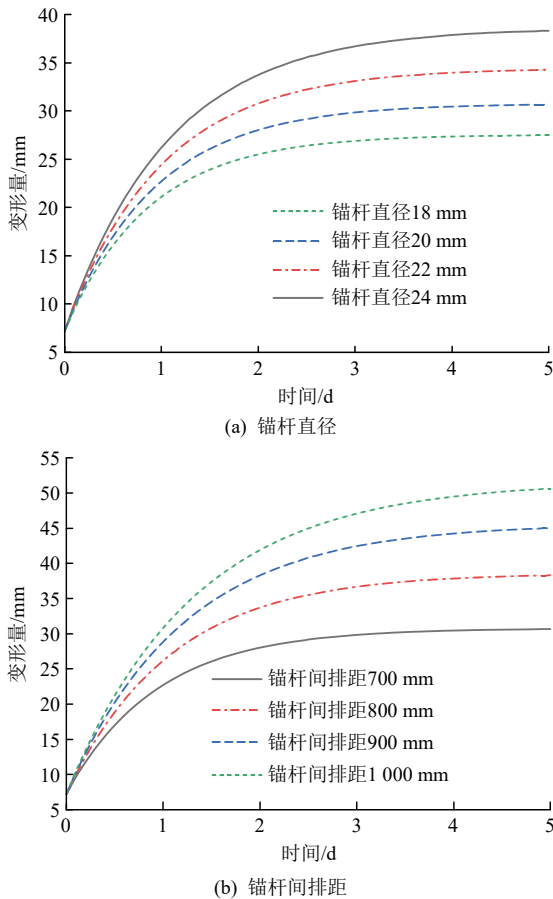


图9 不同锚杆参数条件下锚喷支护巷道围岩减速及等速蠕变曲线

Fig.9 Decelerated and steady-state creep curves of surrounding rock in bolt-shotcrete support roadway under different anchor bolt parameter conditions

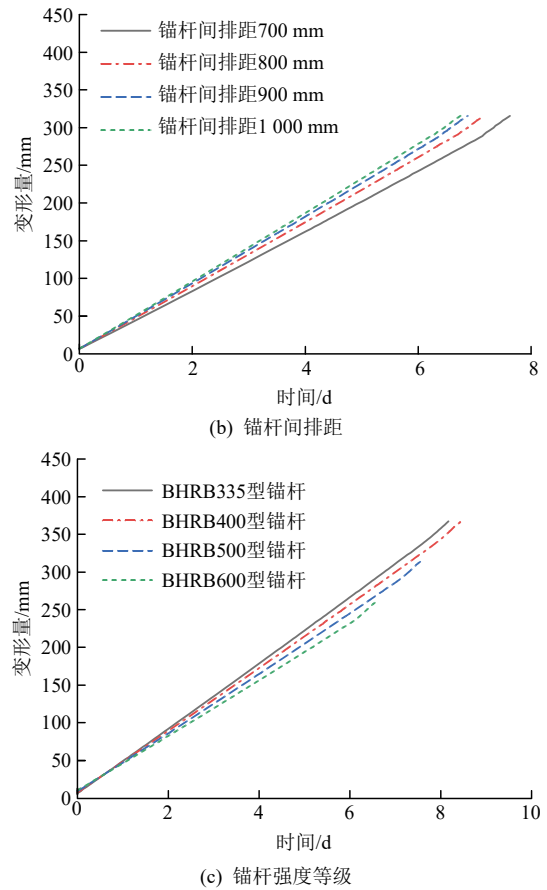
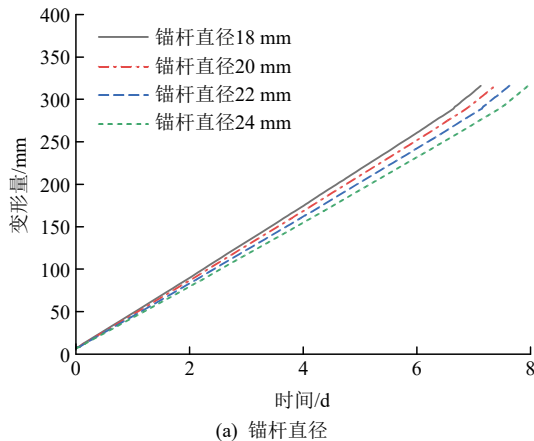


图10 不同锚杆参数条件下锚喷支护巷道围岩脱黏及加速蠕变曲线

Fig.10 Debonding and accelerated creep curves of surrounding rock in bolt-shotcrete support roadway under different anchor bolt parameter conditions

由图9(a)分析可知,锚杆直径对锚喷支护巷道围岩变形量影响较小,巷道围岩变形趋于稳定状态的时间基本相同。当锚杆直径为18~24 mm时,锚喷支护巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量依次为38.40,34.32,30.70,27.51 mm。由图9(b)分析可知,随着锚杆间排距的增加,巷道围岩变形量随之增大,巷道围岩变形趋于稳定状态的时间也有所缩短。当锚杆间排距为700 mm×700 mm~1 000 mm×1 000 mm时,锚喷支护巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量依次为30.70,38.39,45.16,50.84 mm。与间排距700 mm×700 mm相比,800,900,1 000 mm间排距的锚喷支护巷道围岩变形量依次增长25.04%,47.10%,65.60%。由于不同锚杆强度等级的钢材弹性模量差别较小,锚喷支护巷道围岩减速、等速蠕变阶段曲线变化不大,故尚未分析锚杆强度等级对锚喷支护巷道围岩时效特性的前期影响规律。

由图10(a)分析可知,随着锚杆直径的增加,巷

道围岩变形趋于稳定状态的持续时间会有所延长。当锚杆直径为 18~24 mm 时,巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 6.6, 6.8, 7.1, 7.5 d。与 18 mm 直径锚杆相比, 20, 22, 24 mm 直径锚杆的锚喷支护失效的时间依次延长了 3.02%, 7.54%, 12.52%。这表明增大锚杆直径可提高巷道围岩的稳定性, 但其所延长的锚喷支护失效时间有限。由图 10(b)分析可知, 随着锚杆间排距的增加, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间会有所缩短, 但影响不明显。当锚杆间排距为 700 mm×700 mm~1 000 mm×1 000 mm 时, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 7.1, 6.6, 6.4, 6.3 d。由图 10(c)分析可知, 随着锚杆强度等级(钢号)的增加, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间呈现出先增大后减小的趋势。BHRB335, BHRB400, BHRB500, BHRB600 锚杆强度等级的锚喷支护失效的时间依次 7.7, 8.0, 7.1, 6.0 d, 巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量依次为 343.60, 343.60, 289.03, 34.42 mm。与 BHRB335 强度等级的锚杆相比, BHRB500, BHRB600 型锚杆的锚喷支护巷道围岩变形量依次降低 15.62%, 31.56%, 可见提高锚杆强度等级可有效减小围岩达到稳定状态的最大变形量; 但由于锚杆自身极限延伸量的问题, 导致采用高强度等级锚杆的锚喷支护失效的时间来的更早; BHRB335, BHRB400 型锚杆的最大延伸率相同, 导致巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量呈现出先增大后减小的趋势。

总的来说, 锚杆直径对巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量有一定影响, 不同直径锚杆的锚喷支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间相差不大; 即说明, 较大直径锚杆能更好地控制巷道围岩变形, 但其支护效果有限。锚杆间排距的增加, 造成巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量增大和锚喷支护巷道围岩蠕变稳定时间的缩短, 这表明锚杆间排距越大, 围岩变形控制效果越差。随着锚杆强度等级(钢号)的增加, 达到围岩变形趋于稳定状态的最大变形量明显降低, 体现出了锚杆强度特性对围岩变形抑制作用的优势; 但随着锚杆强度等级的增加, 其最大延伸率有所降低, 故达到锚喷支护失效时间更快。因此, 在选择锚杆直径时, 应优先考虑较大直径, 来有效控制巷道围岩最大变形量和增强支护效果。对于锚杆间排距的设计, 应在满足经济性和施工方便性的前提下, 选择适中的间排距, 以将围岩变形量控制在合理范围内。在深部巷

道锚喷支护设计中, 需要综合考虑锚杆的直径、间排距和强度等级; 增大锚杆直径和适当减小间排距均可提高锚喷支护效果, 而选择合适的锚杆强度等级则是确保锚喷支护巷道整体稳定性的关键, 既要考虑锚杆强度等级又要考虑其延伸率的问题。

3.2 锚索+U 型钢支护结构时效特性理论分析

3.2.1 锚索+U 型钢支护巷道围岩流变力学模型

锚索+U 型钢支架作为深部巷道围岩稳定控制的加强支护技术, 其控制围岩变形能力强、提供的支护阻力大, 可将其视为弹性元件。考虑当采用锚索+U 型钢支架支护时, 巷道围岩体塑性元件已打开, 且锚喷支护结构已进入脱黏阶段, 锚喷+锚索+U 型钢支架支护(简称锚喷索 U 支护)巷道围岩流变力学模型如图 11 所示。

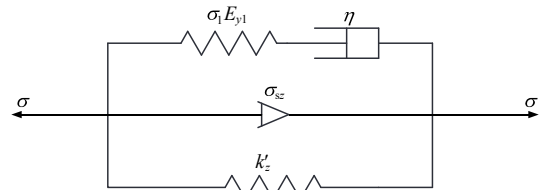


图 11 锚喷索 U 支护巷道围岩流变力学模型

Fig.11 Rheomechanical model of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel support roadway

结合蔡美峰等^[32]已有研究成果, 可将锚喷索 U 支护巷道围岩流变力学模型视为 Poyting-Thomson 体和锚喷支护结构流变力学模型的组合。锚喷索 U 支护巷道围岩流变力学模型的蠕变公式:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0 &= \sigma - \sigma_z \\ \varepsilon &= \frac{\sigma_0}{k'_z} \left[1 - \frac{E_{y1}}{E_{y1} + k'_z} e^{-\frac{E_{y1} k'_z}{(E_{y1} + k'_z) \eta} t} \right] \\ \sigma_z &= a \sigma_{sz} e^{-\varepsilon + \varepsilon_0} + \sigma_{cr} \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

式中: k'_z 为修正的锚索+U 型钢支架支护刚度。

其中, U 型钢支架支护刚度计算^[34]:

$$k_{set} = \frac{E_{set} A_{set}}{d(R - h_{set}/2)^2} \quad (32)$$

式中: k_{set} 为 U 型钢支架支护刚度, E_{set} 为 U 型钢支架材料的弹性模量, A_{set} 为 U 型钢支架的横截面积, d 为 U 型钢支架排距, h_{set} 为 U 型钢支架的横截面高度。

同样的, 由于本文考虑锚索+U 型钢支架协同承载效应对支护巷道围岩体整体刚度的影响, 修正的锚索+U 型钢支架支护刚度 k'_z 的计算公式:

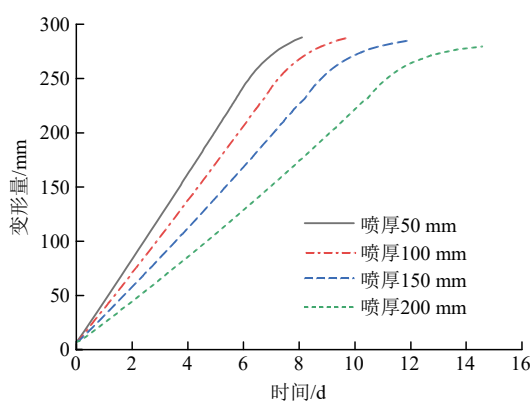
$$k'_z = \frac{k_{bol} L_{bol} \pi R}{S_c} + k_{set} \pi R \quad (33)$$

式中: k_{set} 为 U 型钢支架支护刚度。

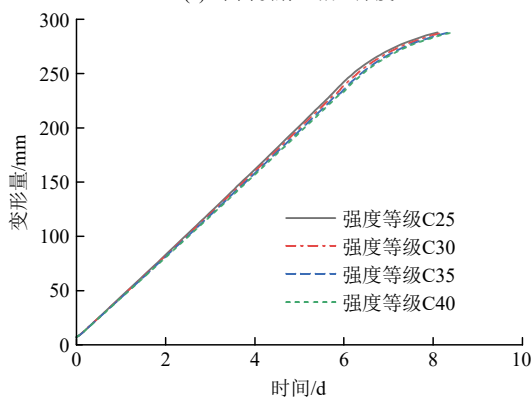
3.2.2 锚索+U 型钢支护结构时效特性理论分析

(1) 不同喷射混凝土参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性分析

在开展喷射混凝土参数对锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性影响分析时, 锚索与 U 型钢支架参数选为定值。U 型钢支架采用材质为 20 MnK 的 U36 型钢制作, 其弹性模量为 210 GPa、屈服强度为 350 MPa^[38], 棚距(排距)为 700 mm; 锚杆直径和长度为 22 mm×2 800 mm, 间排距为 700 mm×700 mm。喷射混凝土支护参数(喷厚及强度等级)设计值同前文, 不同喷射混凝土参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线如图 12 所示。



(a) 不同喷射混凝土厚度



(b) 不同喷射混凝土强度等级

图 12 不同喷射混凝土参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线

Fig.12 Creep curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel support roadway with varying shotcrete parameters

由图 12(a)分析可知, 采用 50, 100 mm 喷厚的锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 5.5, 6.5 d, 但随着巷道围岩蠕变变形的持续增加, 会导致围岩变形量超过其锚喷索 U 支护结

构的变形极限, 锚喷索 U 支护失效, 围岩变形进入加速蠕变阶段。而采用 150, 200 mm 喷厚的锚喷索 U 支护巷道围岩在达到支护结构变形极限前已处于稳定状态, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 8.1, 9.8 d; 与锚喷支护相比, 50, 100 mm 喷厚的锚喷索 U 支护失效的时间依次延长了 14.08%, 18.07%。由此可见, 随着喷射混凝土厚度(喷厚)的增加, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间会有所延长, 锚喷索 U 支护对巷道围岩稳定控制效果越好。由图 12(b)分析可知, 不同喷射混凝土厚度条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线基本一致, 当混凝土强度等级为 C25~C40 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间基本维持在 8.3 d 左右; 与锚喷支护相比, 支护失效的时间延长了 13.70%; 可见锚索+U 型钢补强支护对巷道围岩稳定起到了积极作用, 但混凝土强度等级对锚喷索 U 支护效果的影响较小。

(2) 不同锚杆参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性分析

在开展锚杆参数对锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性影响分析时, 锚喷、锚索、U 型钢支架及喷射混凝土参数设计同前文, 不同锚杆参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线如图 13 所示。

由图 13(a)分析可知, 当锚杆直径为 18~24 mm 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 7.5, 7.8, 8.1, 8.5 d。随着锚杆直径的增加, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间越长, 联合支护效果越好。与锚喷支护相比, 18, 20, 22, 24 mm 直径锚杆的锚喷索 U 支护失效的时间依次延长了 13.64%, 14.71%, 14.08%, 13.33%。由图 13(b)分析可知, 当锚杆间排距为 700 mm×700 mm~1 000 mm×1 000 mm 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次 8.1, 7.5, 7.2, 6.9 d。与锚喷支护相比, 不同间排距锚杆的锚喷索 U 支护失效的时间依次延长了 14.08%, 13.64%, 12.50%, 9.52%。随着锚杆间排距的增加, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间越短, 锚喷索 U 支护效果越差。由图 13(c)分析可知, 当锚杆强度等级为 BHRB335, BHRB400, BHRB500, BHRB600 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 9.5, 10.3, 8.3, 6.5 d。与只进行锚喷支护相比, 不同强度等级锚杆的锚喷索 U 支护失效的时间依次延长了 23.37%, 28.75%, 16.90%, 8.30%。当锚杆强度等级为 BHRB335,

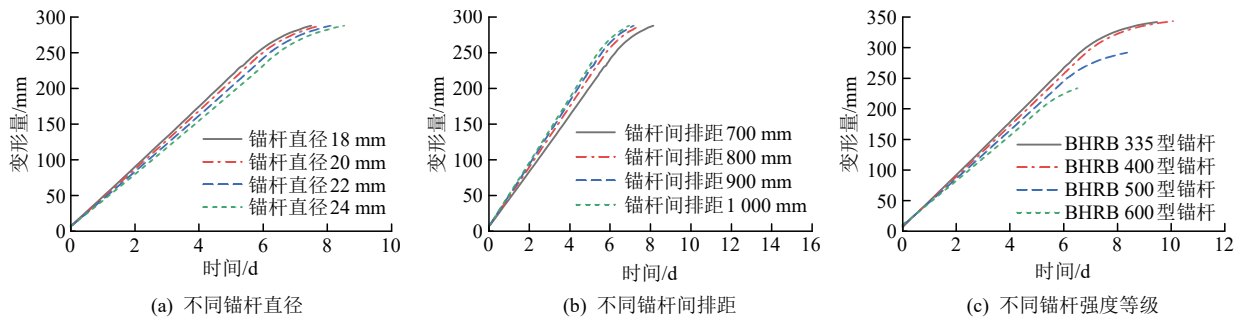


图 13 不同锚杆参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线

Fig.13 Creep curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable / U-shaped steel support roadway with varying anchor bolt parameters

BHRB400, BHRB500, BHRB600 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩趋于稳定时的变形量依次为 336.6, 334.8, 289.0, 225.4 mm, 表明随着锚杆强度等级的增加, 锚喷索 U 支护控制巷道围岩变形量的效果越好。

(3) 不同锚索参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性分析

在开展锚索参数对锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性影响分析时, 锚喷、U 型钢支架支护参数设计同前文, 设计锚索直径为 18.0, 20.3, 21.8, 28.6 mm, 以分析锚索直径对锚喷索 U 支护巷道围岩时效特性的影响规律; 同时, 设计锚索间排距为 1 400 mm×1 400 mm, 1 600 mm×1 600 mm, 1 800 mm×1 800 mm, 2 000 mm×2 000 mm, 以分析锚索间排距对锚喷索 U 支护巷道围岩时效特性的影响规律。不同锚索参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线如图 14 所示。

由图 14(a)分析可知, 随着锚索直径的增加, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量减小, 围岩变形控制效果越好。当锚杆直径为 18.0~21.8 mm 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 4.3, 5.1, 6.3 d, 而 28.6 mm 直径的锚索在进行锚喷索 U 支护后巷道围岩已进入稳定状态, 满足支护要求。与 18.0 mm 直

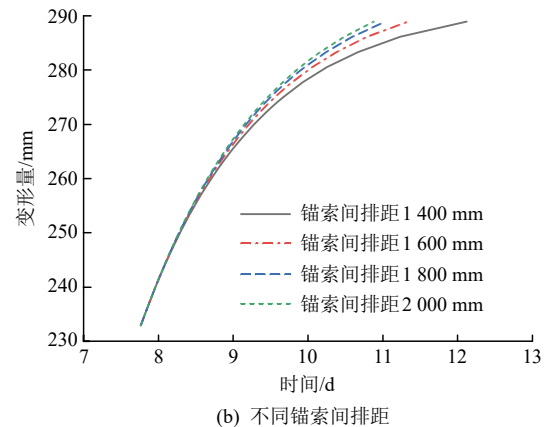


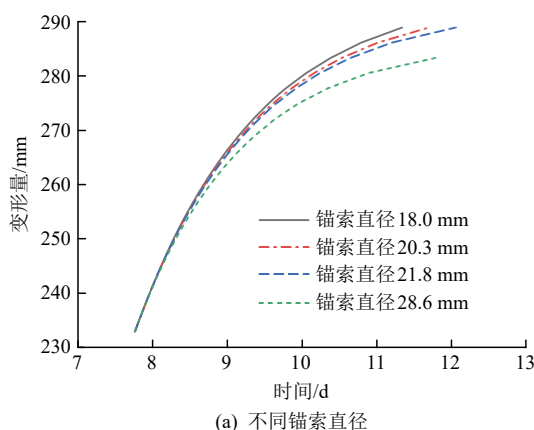
图 14 不同锚索参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线

Fig.14 Creep curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel support roadway with varying prestressed cable parameters

径锚索相比, 20.3, 21.8 mm 直径锚索的锚喷索 U 支护失效的时间依次延长了 4.0%, 8.0%。但随着巷道围岩蠕变变形的持续增加, 会导致围岩变形量超过其锚喷索 U 支护结构的变形极限, 锚喷索 U 支护失效, 围岩变形进入加速蠕变阶段。由图 14(b)分析可知, 当锚索间排距为 1 400 mm×1 400 mm~2 000 mm×2 000 mm 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 12.1, 11.3, 11.0, 10.9 d。与锚喷支护相比, 不同间排距锚杆的锚喷索 U 支护失效的时间依次延长了 14.08%, 13.64%, 12.50%, 9.52%。锚索间排距越小, 进行锚索+U 型钢补强支护巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量越小, 围岩变形控制效果也越好。

(4) 不同 U 型钢支架参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性分析

在开展 U 型钢支架参数对锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变特性影响分析时, 锚喷、锚索支护参数设计同前文, 设计 U 型钢支架棚距(排距)为 700, 800, 900, 1 000 mm, 以分析 U 型钢支架棚距对锚喷索



U 支护巷道围岩时效特性的影响规律; 同时, 设计 U 型钢型号(钢材材质)为 U25, U29, U36, U40, 以分析 U 型钢型号对锚喷索 U 支护巷道围岩时效特性的影响规律。不同 U 型钢支架参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线如图 15 所示。

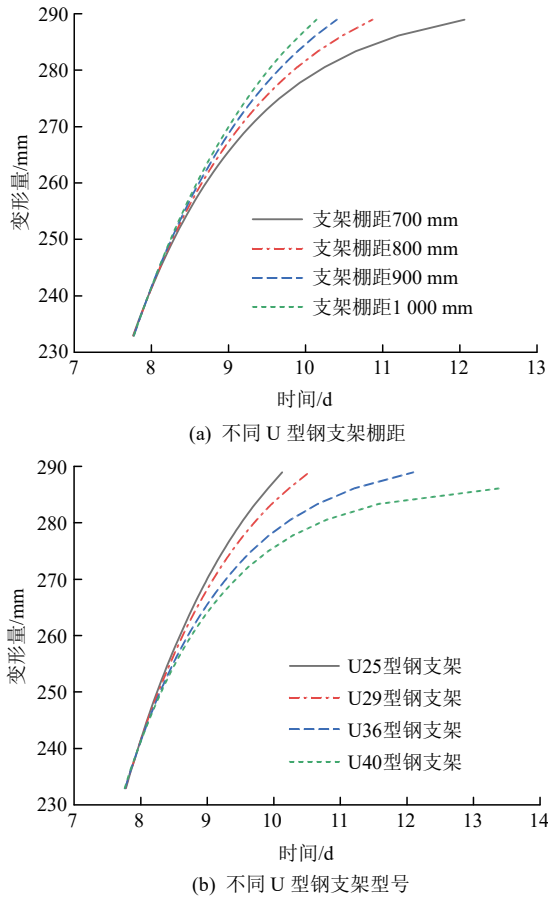


图 15 不同 U 型钢支架参数条件下锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线

Fig.15 Creep curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel support roadway with varying U-shaped steel support parameters

由图 15(a)分析可知, 随着 U 型钢支架棚距(排距)的增大, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量增加, 巷道围岩稳定性降低。当 U 型钢支架棚距为 800~1 000 mm 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 10.8, 10.4, 10.1 d, 而 700 mm 棚距的 U 型钢支架在进行锚喷索 U 支护后巷道围岩已进入稳定状态, 可满足支护要求。由图 15(b)分析可知, 当 U 型钢型号为 U25, U29, U36 时, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间依次为 10.1, 12.1, 13.4 d, 选用型号 U36 的锚喷索 U 支护后巷道围岩已进入稳定状态, 满足支护要求。随着 U 型钢型号的增大, 锚喷索 U 支护巷道围岩变形趋于稳定状态的

持续时间延长, 支护效果越好, 围岩稳定性越高。

3.3 注浆加固结构时效特性理论分析

3.3.1 注浆加固巷道围岩流变力学模型

锚喷+锚索+U 型钢+注浆支护(简称锚喷索 U 支护或锚注支护)巷道围岩流变力学模型如图 16 所示。注浆是对巷道围岩进行改性处理^[38], 可将软弱破碎围岩胶结起来重新形成整体, 以提高破碎围岩的承载力和抵抗变形的能力, 主要体现在围岩体弹性模量 E_{y1} 和黏度系数 η 上, 即通过注浆将 E_{y1} 强化转变为 E_{y2} 。许延春等^[39]通过试验得出, 泥岩注浆后弹性模量提高率为 80%~174.5%, 随裂隙宽度的增大注浆后泥岩弹性模量的提高率有所增加。注浆可将脱黏失效的锚杆、锚索再次与围岩黏结组合在一起, 注浆加固后可使其重新转变为弹性元件。

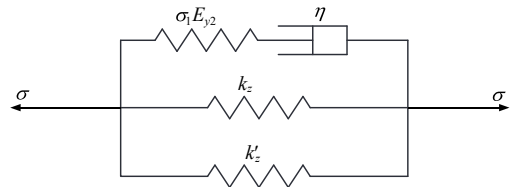


图 16 锚喷索 U 注支护巷道围岩流变力学模型

Fig.16 Rheomechanical model of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel-grouting support roadway

将 Maxwell 体和 2 个弹性体(锚喷支护体, 锚索+U 型钢支架支护体)并联, 可得锚喷索 U 注支护巷道围岩流变力学模型的本构方程:

$$(E_{y2} + k_z + k'_z)\eta\dot{\varepsilon} + E_{y2}(k'_z + k_z)\varepsilon = E_{y2}\sigma_0 \quad (34)$$

式中: E_{y2} 为注浆加固围岩体弹性模量。

本构方程通解形式同式(29), 可得其蠕变方程:

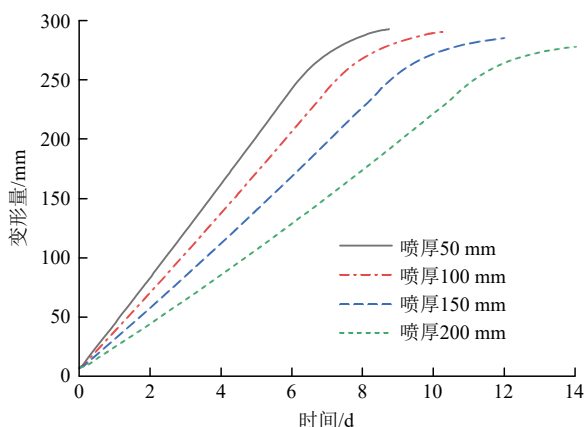
$$\left. \begin{aligned} \varepsilon &= \frac{\sigma_0}{k_z + k'_z} + c e^{-\frac{E_{y2}(k_z + k'_z)}{(E_{y2} + k_z + k'_z)\eta}t} \\ \varepsilon_0 &= \frac{\sigma_0}{E_{y2} + k_z + k'_z} \quad (t=0) \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

式中: c 为常数。

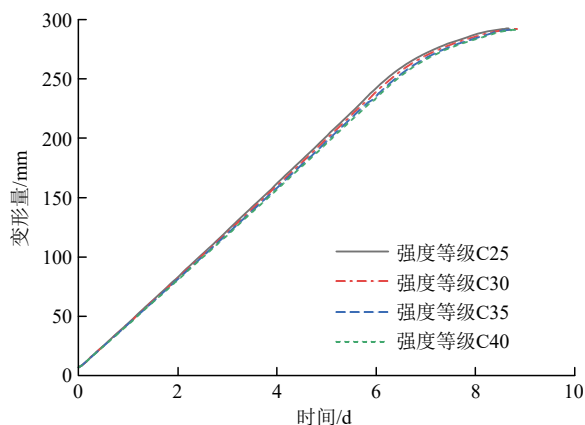
3.3.2 注浆加固结构时效特性理论分析

(1) 不同锚喷参数条件下锚喷索 U 注支护巷道围岩蠕变特性分析

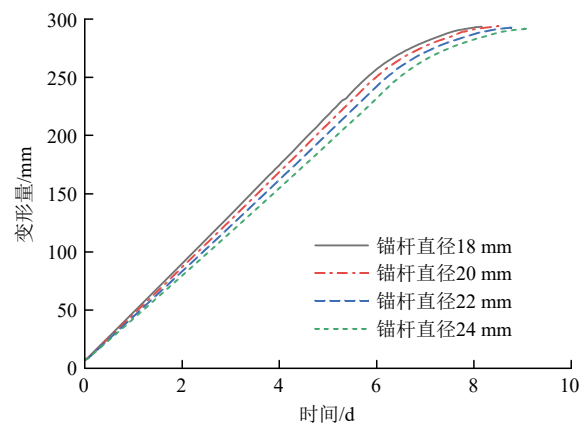
由图 17(a)~(b)分析可知, 采用注浆加固后, 巷道围岩变形快速向稳定蠕变阶段转变, 变形逐渐趋于稳定。当喷射混凝土厚度为 50~100 mm 时, 锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 18.98, 13.73 mm。当混凝土强度等级为 C25~C40 时, 锚喷索 U 注支护巷道围岩变形



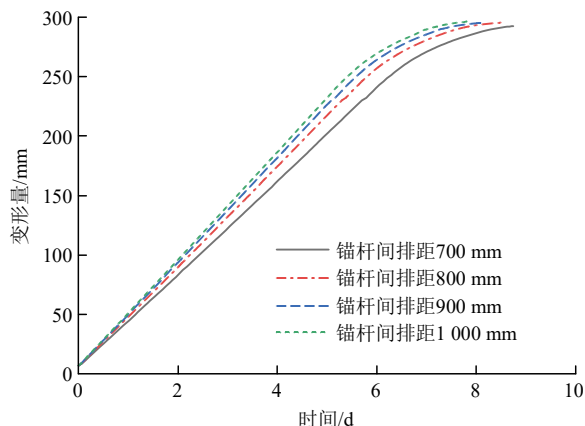
(a) 不同喷射混凝土厚度



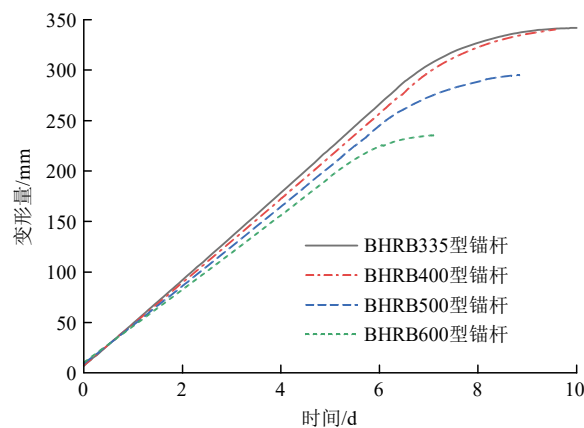
(b) 不同喷射混凝土强度等级



(c) 不同锚杆直径



(d) 不同锚杆间排距



(e) 不同锚杆强度等级

图 17 不同锚喷参数条件下锚喷索 U 注支护巷道围岩蠕变曲线

Fig.17 Creep curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel-grouting support roadway with varying bolt-shotcrete parameters

趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 18.98, 18.48, 18.00, 17.66 mm。随着喷射混凝土厚度的增加, 锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量越小, 围岩稳定性越好。但喷射混凝土强度等级对巷道支护效果的影响较小, 不宜选用过高强度等级的混凝土。由图 17(c)分析可知, 当锚杆直径为 18~24 mm 时, 锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 23.09, 20.97, 18.98, 17.13 mm。随着锚杆直径的增加, 锚喷索 U 注支护效果明显提升, 较大直径的锚杆更有效地减小围岩变形。由图 17(d)分析可知, 当锚杆间排距为 700 mm×700 mm~1 000 mm×1 000 mm 时, 锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 18.98, 23.08, 26.32, 28.80 mm。随着锚杆间排距的增加, 锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间缩短, 围岩相对最大变形量有所增加, 即表明适当减小锚杆间排距可有效控制巷道围岩变形。由图 17(e)分析可知, 锚杆强度等级为 BHRB335, BHRB400, BHRB500, BHRB600 时, 巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 18.98, 23.08, 26.32, 28.80 mm。随着锚杆强度等级(钢号)的增加, 巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间呈现出增大趋势。

(2) 不同锚索/U 型钢支架参数条件下锚喷索 U 注支护巷道围岩蠕变特性分析

由图 18(a)分析可知,当锚索直径为 18~21.8 mm 时,锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 11.42, 11.30, 11.11 mm。随着锚索直径的增加,支护效果略有提升。由图 18(b)分析可知,当锚索间排距为 1 400 mm×1 400 mm~2 000 mm×2 000 mm 时,锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 11.11, 11.30, 11.42 和 11.49 mm。随着锚索间排距的增加,锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量有所增加。

由图 18(c), (d)分析可知,当 U 型钢支架棚距(排距)为 900~1 000 mm 时,锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 11.50, 11.81, 12.07 mm。随着 U 型钢支架棚距的增加,锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量有所增加。当 U 型钢支架型号为 U25, U29, U36 时,锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的相对最大变形量依次为 12.08, 11.70, 11.12 mm。随着 U 型钢支架型号的增加,围岩变形趋于稳定状态的最大变形量随之减小,即高强度 U

型钢支架控制围岩效果好。

4 深部巷道锚注支护优化与应用

孟庆彬等^[36]在前期现场调研、理论分析、室内试验、数值模拟及工程实践的基础上,提出了“锚网喷初次支护+预应力锚索/U 型钢支架加强支护+注浆加固”的锚网索喷 U 注分步联合支护技术,在一定程度上解决了深部软弱破碎围岩巷道支护难题。但是,锚注支护对巷道变形的有效控制需要各支护单元(体/结构)充分发挥其自身的支护作用,以达到各支护单元协同承载合力控制巷道围岩变形的目的,这就要求确定各支护单元施作的时间(支护时机),梯级增强对巷道围岩的支护强度,以保证深部软弱破碎围岩巷道的长期稳定及使用安全。

4.1 深部巷道锚注支护时机分析

通过对锚注支护特性时效分析可知,锚喷初次支护巷道围岩最终变形量趋于 280.2 mm,变形过程历时 222.3 h;锚索+U 型钢支架加强支护巷道围岩最终变形量趋于 58.5 mm,变形过程历时 138.9 h;

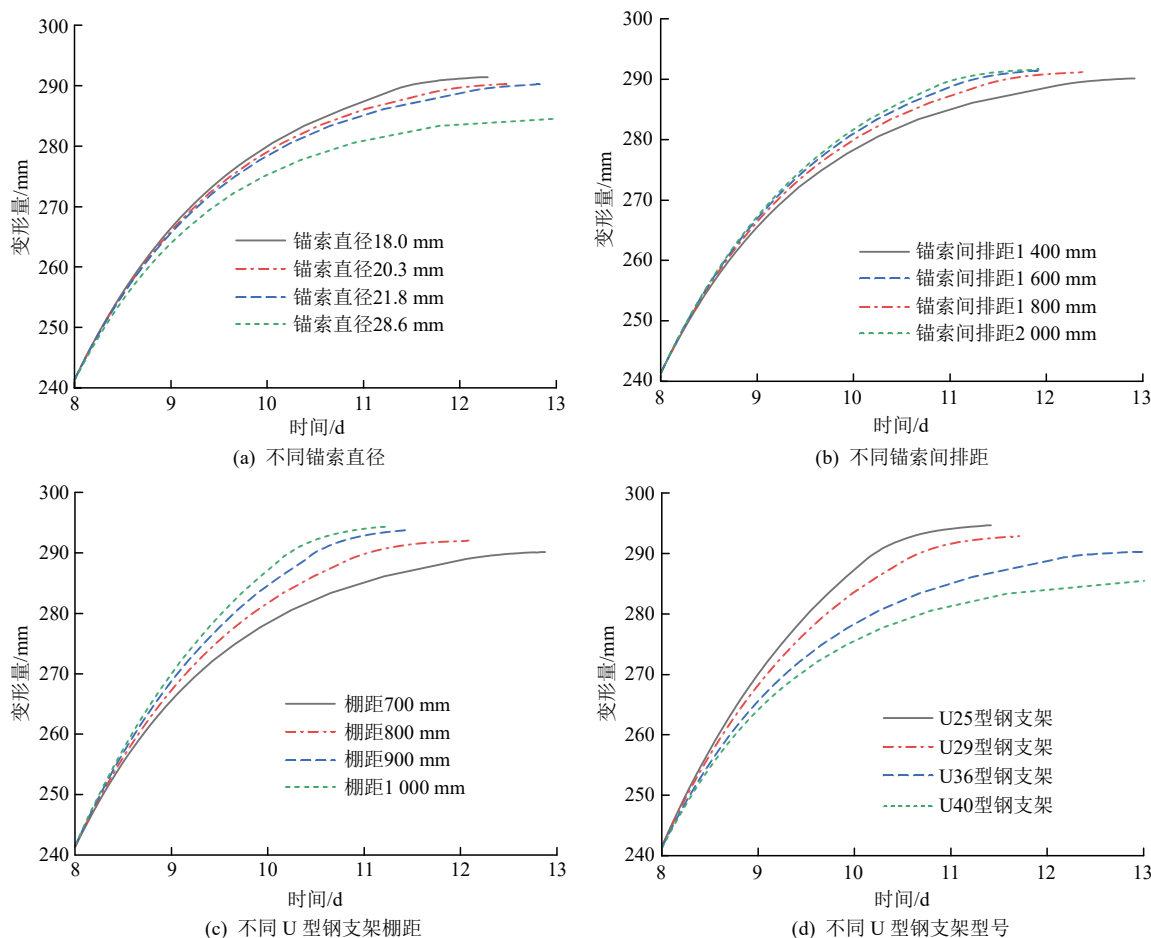


图 18 不同锚索/U 型钢支架参数条件下锚喷索 U 注支护巷道围岩蠕变曲线

Fig.18 Creep curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable / U-shaped steel-grouting support roadway with varying prestressed cable + U-shaped steel support parameters

注浆加固巷道围岩最终变形量趋于 11.0 mm，变形过程历时 44.2 h。本文将注浆加固后的阶段视为巷道围岩稳定变形阶段，重点对锚喷支护、锚索+U 型钢支架支护条件下围岩变形量进行分析，以确定各支护单元的支护时机。锚喷索 U 支护巷道围岩变形量和变形速率如图 19 所示。可以看出采用锚索+U 型钢加强支护后，巷道围岩变形向稳定蠕变阶段发展，巷道围岩变形趋于稳定状态的最大变形量为 60.80 mm，其持续时间为 6 d 左右。

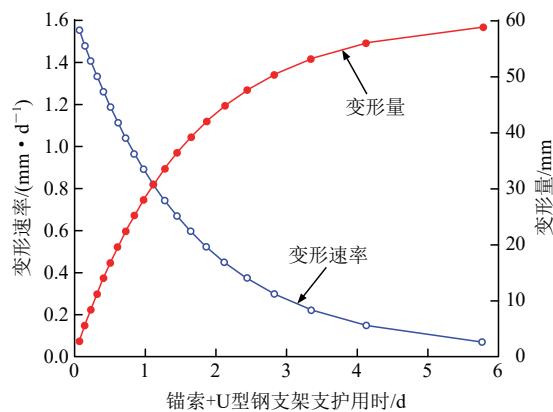


图 19 锚喷索 U 支护巷道围岩蠕变曲线

Fig.19 Creep curves of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel support roadway

本文所建立的锚喷索 U 注支护巷道围岩流变力学模型是递进且相关联的，若将巷道围岩变形由锚喷支护时的加速蠕变阶段进入注浆加固后的稳态蠕变阶段，这个转变的过程则需要 U 型钢+锚索加强支护全阶段的参与，具体如图 20 所示。

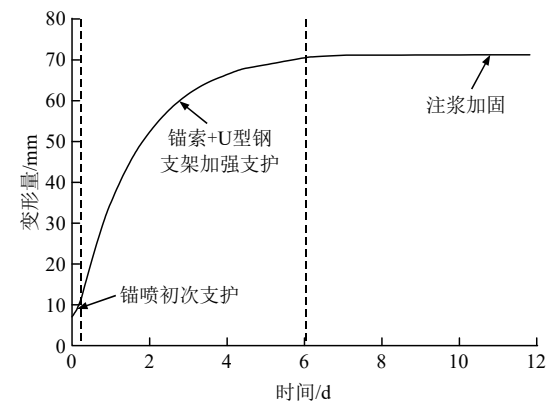


图 20 各支护阶段巷道围岩变形特征曲线

Fig.20 Deformation characteristic curves of surrounding rock at different support stages

通过表 1 分析可知，在锚喷初次支护巷道围岩产生 8.0 mm 变形时，即在锚喷初次支护 3.0 h 时施加锚索+U 型钢支架加强支护；在锚喷索 U 支护巷道围岩 60 mm 变形时，即在锚索+U 型钢支架加强

表 1 锚喷索 U 注支护巷道围岩变形时长

Table 1 Deformation duration of surrounding rock under bolt-shotcrete-prestressed cable/U-shaped steel-grouting support roadway

锚喷初次支护巷道围岩变形量占比/%	锚喷初次支护用时/h	锚索+U型钢支架加强支护巷道围岩变形量占比/%	锚索+U型钢支架加强支护用时/h	注浆加固巷道围岩变形量占比/%	注浆加固用时/h	总用时/h
10	3	75	144	15	48	195
15	6	75	144	10	15	165
20	10	75	144	5	5	159
25	13	75	144	0	0	157

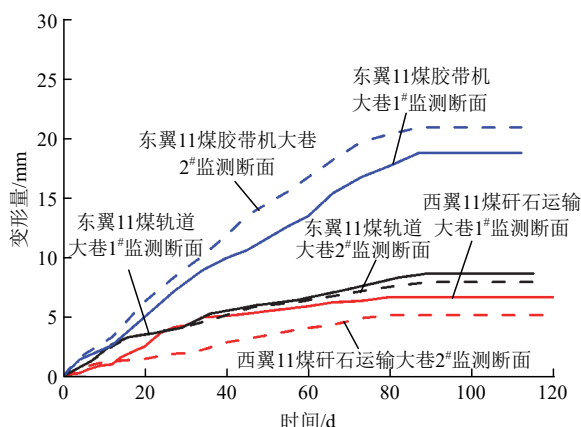
注：结合工程实际，初步考虑锚喷初次支护巷道围岩变形量按占目标总变形的 10%，15%，20%，25%计算，锚索+U 型钢支架加强支护巷道围岩变形量按占目标总变形的 75%计算，注浆加固巷道围岩变形量按占目标总变形的 15%，10%，5%，0%计算。

支护 144 h 时再进行注浆，这样可有效控制深部软弱破碎围岩巷道大变形与破坏，能充分发挥各支护单元(体/结构)对巷道围岩变形的梯级强化控制作用。此时，锚喷索 U 注支护巷道围岩变形趋于稳定状态的持续时间最长，最有利于深部软弱破碎围岩巷道与支护结构的长期稳定及使用安全。

4.2 锚喷索 U 注支护技术应用效果

在淮南深井矿区朱集西煤矿井下西翼 11 煤矸石运输大巷、东翼 11 煤轨道大巷及东翼 11 煤胶带机大巷共布设 6 个监测断面^[36-40]，以监测锚喷索 U 注支护巷道围岩变形情况及评价应用效果。

由图 21 分析可知，西翼 11 煤矸石运输大巷 1[#]监测断面围岩变形量为 6.66 mm，在第 73 d 进入缓慢变形阶段，变形速率为 0.015 mm/d；2[#]监测断面围岩变形量为 5.15 mm，在第 76 d 进入缓慢变形阶段，变形速率为 0.080 mm/d。东翼 11 煤轨道大巷 1[#]监测断面围岩变形量为 8.63 mm，在第 89 d 进入缓慢变形阶段，变形速率为 0.048 mm/d；2[#]监测断面围岩变形量为 7.93 mm，在第 60 d 进入缓慢变形阶段，变形速率为 0.043 mm/d。东翼 11 煤胶带机大巷 1[#]监测断面围岩变形量为 18.78 mm，在第 87 d 进入缓慢变形阶段，变形速率为 0.154 mm/d；2[#]监测断面围岩变形量为 20.94 mm，在第 87 d 进入缓慢变形阶段，变形速率为 0.080 mm/d^[36-40]。以上监测数据表明，采用“锚网喷初次支护+预应力锚索/U 型钢支架加强支护+注浆加固”的锚网索喷 U 注分步联合支护技术，有效地控制了深部软弱破碎围岩巷道大变形，且可控制在 80 mm 的目标变形量内，能满足深部巷道基本稳定及使用安全的要求。

图21 淮南深井矿区朱集西煤矿巷道围岩变形曲线^[36-40]Fig.21 Deformation curves of surrounding rock in the Zhujixi Mine, Huainan deep mining district^[36-40]

5 结 论

(1) 构建了可反映锚注支护结构变形特性的流变元件,建立了锚喷支护、锚喷索U支护、锚喷索U注支护巷道围岩流变力学模型,开展了锚注支护结构时效特性理论分析。锚喷支护巷道围岩蠕变变形曲线较好地反映了顶板变形特征。锚索+U型钢支架加强支护有利于巷道围岩变形进入稳定蠕变阶段,注浆加固可有效抑制了巷道围岩变形速率。

(2) 计算获得了锚喷索U注支护巷道围岩变形-时间曲线,分析了支护单元(体/结构)的强度等级、直径、间排距等参数对围岩变形的影响规律。随着喷射混凝土厚度的增加,围岩变形量显著减小,但喷射混凝土强度等级对围岩变形影响较小(数值约为0~1.7 mm);随着锚杆(索)直径、强度等级的增加及间排距的减小,围岩变形量降低(数值约为1.3~106.5 mm);随着U型钢支架强度等级的提高及棚距的减小,巷道围岩变形量减小。

(3) 针对深部巷道工程特征与考虑锚喷-锚索+U型钢-注浆分步协同支护理念,研究确定锚喷初次支护3.0h时进行锚索+U型钢支架加强支护,5.8d再进行注浆较为合理。采用锚喷索U注支护技术后,有效地控制了深部软弱破碎围岩巷道大变形,且可控制在80mm的目标变形量内,能满足深部巷道基本稳定及使用安全的要求。

深部巷(隧)道锚注支护结构时效特性理论与工程应用研究是深地工程领域的研究热点和难点,后续需结合深部资源及深地空间开发国家重大战略需求导向,进一步采用修正的黏弹塑性力学理论解析明确锚杆、锚索、U型钢支架、注浆等支护和加固

工序施作的最佳时机,以期实现对深部软弱破碎围岩巷(隧)道大变形的有效可靠控制。

参考文献(References):

- [1] 袁亮,王恩元,马衍坤,等.我国煤岩动力灾害研究进展及面临的科技难题[J].煤炭学报,2023,48(5):1825-1845.(YUAN Liang, WANG Enyuan, MA Yankun, et al. Research progress of coal and rock dynamic disasters and scientific and technological problems in China[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(5): 1825-1845. (in Chinese))
- [2] 王勇,吴爱祥,杨军,等.深部金属矿开采关键理论技术进展与展望[J].工程科学学报,2023,45(8):1281-1292.(WANG Yong, WU Aixiang, YANG Jun, et al. Progress and prospective of the mining key technology for deep metal mines[J]. Chinese Journal of Engineering, 2023, 45(8): 1281-1292. (in Chinese))
- [3] 谢和平,张茹,张泽天,等.深地科学与深地工程技术探索与思考[J].煤炭学报,2023,48(11):3959-3978.(XIE Heping, ZHANG Ru, ZHANG Zetian, et al. Reflections and explorations on deep earth science and deep earth engineering technology[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(11): 3959-3978. (in Chinese))
- [4] 何满潮,谢和平,彭苏萍,等.深部开采岩体力学研究[J].岩石力学与工程学报,2005,24(16):2803-2813.(HE Manchao, XIE Heping, PENG Suping, et al. Study on rock mechanics in deep mining engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(16): 2803-2813. (in Chinese))
- [5] 王琦,蒋振华,江贝,等.深井巷道动力冲击与吸能控制物理模拟试验研究[J].岩石力学与工程学报,2024,43(9):2081-2091.(WANG Qi, JIANG Zhenhua, JIANG Bei, et al. Physical simulation test research on dynamic impact and energy absorption control in deep roadways of coal mines[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(9): 2081-2091. (in Chinese))
- [6] 康红普,姜铁明,高富强.预应力在锚杆支护中的作用[J].煤炭学报,2007,32(7):680-685.(KANG Hongpu, JIANG Tieming, GAO Fuqiang. Effect of pretensioned stress to rock bolting[J]. Journal of China Coal Society, 2007, 32(7): 680-685. (in Chinese))
- [7] 康红普,王金华,林健.煤矿巷道锚杆支护应用实例分析[J].岩石力学与工程学报,2010,29(4):649-664.(KANG Hongpu, WANG Jinhua, LIN Jian. Case of rock bolting in coal mine roadways[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(4): 649-664. (in Chinese))
- [8] 孟庆彬,孙稳,韩立军,等.深井软岩巷道群掘进扰动效应与控制技术研究[J].采矿与安全工程学报,2021,38(3):498-506.(MENG Qingbin, SUN Wen, HAN Lijun, et al. Disturbing effect of excavation in deep soft rock roadways and control technology[J]. Journal of Mining and Safety Engineering, 2021, 38(3): 498-506. (in Chinese))
- [9] 侯朝炯,勾攀峰.巷道锚杆支护围岩强度强化机理研究[J].岩石力

- 学与工程学报, 2000, 19(3): 342 - 345.(HOU Chaojiong, GOU Panfeng. Mechanism study on strength enhancement for the rocks surrounding roadway supported by bolt[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2000, 19(3): 342 - 345.(in Chinese))
- [10] 王卫军, 范磊, 赵志强, 等. 基于塑性区控制的巷道围岩支护理论与技术研究进展[J]. 煤炭学报, 2024, 49(1): 320 - 336.(WANG Weijun, FAN Lei, ZHAO Zhiqiang, et al. Research progress of support theory and technology of the roadway surrounding rock based on the plastic zone control[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(1): 320 - 336.(in Chinese))
- [11] 王忠昶, 唐静, 李伟, 等. 软岩巷道锚网-U型钢支架联合支护技术[J]. 煤矿安全, 2014, 45(12): 156 - 159.(WANG Zhongchang, TANG Jing, LI Wei, et al. Combination support of bolting-shotcreting-network and U-steel of soft rock roadway[J]. Safety in Coal Mines, 2014, 45(12): 156 - 159.(in Chinese))
- [12] 张宏学, 姚卫粉, 王运臣. 深部软岩巷道U型钢支架承载能力增强技术[J]. 煤炭科学技术, 2013, 41(5): 39 - 42.(ZHANG Hongxue, YAO Weifen, WANG Yunchen. Loading capacity enhancement technology of U type steel support applied to soft rock roadway in deep mine[J]. Coal Science and Technology, 2013, 41(5): 39 - 42.(in Chinese))
- [13] 王纪尧, 杨科, 朱朋彬. 深部岩巷U型钢支架屈曲变形失稳分析[J]. 矿业安全与环保, 2018, 45(1): 98 - 101.(WANG Jiyao, YANG Ke, ZHU Pengbin. Analysis of buckling deformation and instability of U-steel support in deep rock roadway[J]. Mining Safety and Environmental Protection, 2018, 45(1): 98 - 101.(in Chinese))
- [14] 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): 2 035 - 2 059.(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): 2 035 - 2 059.(in Chinese))
- [15] 刘泉声, 卢超波, 刘滨, 等. 深部巷道注浆加固浆液扩散机理与应用研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2014, 31(3): 333 - 339.(LIU Quansheng, LU Chaobo, LIU Bin, et al. Research on the grouting diffusion mechanism and its application of grouting reinforcement in deep roadway[J]. Journal of Mining and Safety Engineering, 2014, 31(3): 333 - 339.(in Chinese))
- [16] 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[硕士学位论文][D]. 徐州: 中国矿业大学, 2021.(WANG Congkai. The research on the interaction between the deep surrounding rock and the supporting structure based on characteristic curve method[M. S. Thesis][D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2021.(in Chinese))
- [17] 张子龙, 姜谟男, 吴洪涛, 等. 基于收敛-约束法和ZSI的隧道初期支护时机研究[J]. 公路工程, 2020, 45(4): 41 - 47.(ZHANG Zilong, JIANG Annan, WU Hongtao, et al. Study of initial supporting time of tunnel based on convergence-constraint principle and zone state index[J]. Highway Engineering, 2020, 45(4): 41 - 47.(in Chinese))
- [18] 陆银龙, 王连国, 张蓓, 等. 软岩巷道锚注支护时机优化研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(5): 1 395 - 1 401.(LU Yinlong, WANG Lianguo, ZHANG Bei, et al. Optimization of bolt-grouting time for soft rock roadway[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(5): 1 395 - 1 401.(in Chinese))
- [19] 陈军, 杜守继, 李迎九, 等. 软弱围岩隧道二次支护施作时机的数值模拟[J]. 地下空间与工程学报, 2009, 5(增1): 1 340 - 1 344.(CHEN Jun, DU Shouji, LI Yingjiu, et al. Simulation of best timing for secondary lining of soft rock tunnel[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2009, 5(Supp.1): 1 340 - 1 344.(in Chinese))
- [20] 周勇, 柳建新, 方建勤, 等. 岩体流变情况下隧道合理支护时机的数值模拟[J]. 岩土力学, 2012, 33(1): 268 - 272.(ZHOU Yong, LIU Jianxin, FANG Jianqin, et al. Numerical simulation for appropriate lining time of tunnel considering rock mass rheological condition[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(1): 268 - 272.(in Chinese))
- [21] 张玉军, 孙钧. 锚固岩体的流变模型及计算方法[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(3): 33 - 45.(ZHANG Yujun, SUN Jun. Rheological models and calculation methods for bolted rock masses[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 16(3): 33 - 45.(in Chinese))
- [22] 赵同彬, 谭云亮, 刘珊珊, 等. 加锚岩体流变特性及锚固控制机制分析[J]. 岩土力学, 2012, 33(6): 1 730 - 1 734.(ZHAO Tongbin, TAN Yunliang, LIU Shanshan, et al. Analysis of rheological properties and control mechanism of anchored rock[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(6): 1 730 - 1 734.(in Chinese))
- [23] 曾广尚, 王华宁, 蒋明镜, 等. 流变岩体隧道施工中锚喷支护的模拟与解析分析[J]. 地下空间与工程学报, 2013, 9(增1): 1 536 - 1 542.(ZENG Guangshang, WANG Huaning, JIANG Mingjing, et al. Simulation and analytical research of tunnel sequential construction with rock bolt support in rheological rock mass[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2013, 9(Supp.1): 1 536 - 1 542.(in Chinese))
- [24] 董恩远, 王卫军, 马念杰, 等. 考虑围岩蠕变的锚固时空效应分析及控制技术[J]. 煤炭学报, 2018, 43(5): 1 238 - 1 248.(DONG Enyuan, WANG Weijun, MA Nianjie, et al. Analysis of anchor space-time effect and research of control technology considering creep of surrounding rock[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(5): 1 238 - 1 248.(in Chinese))
- [25] 王峰, 余庆, 张建. 深部大断面软岩硐室支护技术优化及应用[J]. 煤炭科学技术, 2016, 44(2): 133 - 138.(WANG Feng, YU Qing, ZHANG Jian. Application and optimization of support technology in deep large section soft rock chamber[J]. Coal Science and Technology, 2016, 44(2): 133 - 138.(in Chinese))
- [26] 王龙, 马滴松. 朱集西矿深井巷道断面优化研究[J]. 煤炭技术,

- 2023, 42(8): 46 - 51.(WANG Long, MA Haoan. Research on section optimization of deep mine roadway in Zhujixi[J]. Coal Technology, 2023, 42(8): 46 - 51.(in Chinese))
- [27] 聂军委. 深部软岩巷道群掘进扰动效应与控制技术研究[硕士学位论文][D]. 徐州: 中国矿业大学, 2016.(NIE Junwei. Excavation disturbance effect and control technology in deep soft rock roadway group[M. S. Thesis][D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2016.(in Chinese))
- [28] 康红普, 高富强. 煤矿采动应力演化与围岩控制[J]. 岩石力学与工程学报, 2024, 43(1): 1 - 40.(KANG Hongpu, GAO Fuqiang. Evolution of mining-induced stress and strata control in underground coal mines[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(1): 1 - 40.(in Chinese))
- [29] 詹平. 高应力破碎围岩巷道控制机理及技术研究[博士学位论文][D]. 北京: 中国矿业大学(北京), 2012.(ZHAN Ping. Study on technology and control mechanism in high-stress fractured surrounding rock roadway[Ph. D. Thesis][D]. Beijing: China University of Mining and Technology(Beijing), 2012.(in Chinese))
- [30] 赵庆彪, 侯朝炯, 马念杰. 煤巷锚杆-锚索支护互补原理及其设计方法[J]. 中国矿业大学学报, 2005, 34(4): 490 - 493.(ZHAO Qingbiao, HOU Chaojiong, MA Nianjie. Supplementary principle and design method of bolt and cable anchor supporting technique[J]. Journal of China University of Mining and Technology, 2005, 34(4): 490 - 493.(in Chinese))
- [31] 刘洪涛, 李家全. 深部巷道锚网喷注协调支护时效性研究[J]. 煤炭学报, 2015, 40(10): 2 347 - 2 354.(LIU Hongtao, LI Jiaquan. Research on timeliness of coordination support of bolting-mesh-shotcreting-grouting in deep roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(10): 2 347 - 2 354.(in Chinese))
- [32] 蔡美峰, 何满潮, 刘东燕. 岩石力学与工程[M]. 北京: 科学出版社, 2013: 174 - 222.(CAI Meifeng, HE Manchao, LIU Dongyan. Rock mechanics and engineering[M]. Beijing: Science Press, 2013: 174 - 222.(in Chinese))
- [33] 周辉, 郑俊, 张传庆, 等. 非圆形隧洞收敛-约束特征曲线的数值求解方法[J]. 湖南大学学报: 自然科学版, 2019, 46(5): 103 - 114.(ZHOU Hui, ZHENG Jun, ZHANG Chuanqing, et al. Numerical solution method of non-circular tunnel convergence-confinement characteristic curve[J]. Journal of Hunan University: Natural Science, 2019, 46(5): 103 - 114.(in Chinese))
- [34] 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): 2 601 - 2 607.(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): 2 601 - 2 607.(in Chinese))
- [35] GSCHWANDTNER G G, GALLER R. Input to the application of the convergence confinement method with time-dependent material behavior of the support[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2012, 27(1): 13 - 22.
- [36] 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): 1 424 - 1 435.(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): 1 424 - 1 435.(in Chinese))
- [37] 高春艳, 高全臣, 江斌, 等. 朱集煤矿泥岩的流变试验与本构模型研究[J]. 长江科学院院报, 2015, 32(5): 76 - 81.(GAO Chunyan, GAO Quanchen, JIANG Bin, et al. Rheological test and constitutive model of mudstone of Zhuji coal mine[J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2015, 32(5): 76 - 81.(in Chinese))
- [38] 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.(in Chinese))
- [39] 许延春, 李昆奇, 谢小锋, 等. 裂隙岩体损伤的注浆加固效果试验[J]. 西安科技大学学报, 2017, 37(1): 26 - 31.(XU Yanchun, LI Kunqi, XIE Xiaofeng, et al. Grouting reinforcement of fractured rock mass based on damage mechanic[J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2017, 37(1): 26 - 31.(in Chinese))
- [40] 孟庆彬, 韩立军, 王琦, 等. 深部高应力软岩巷道注浆时机优化分析[J]. 中南大学学报: 自然科学版, 2017, 48(10): 2 765 - 2 777.(MENG Qingbin, HAN Lijun, WANG Qi, et al. Optimization analysis of grouting timing in deep and high stress soft rock roadway[J]. Journal of Central South University: Science and Technology, 2017, 48(10): 2 765 - 2 777.(in Chinese))