DOI：10.3724/1000-6915.jrme.2025.0630

区域主应力矢量与层状结构协同控制下巷道塑性破坏行为

韩子俊[1, 2]，刘洪涛[1, 2*]，郭林峰[1, 3]，韩 洲[1, 2]，镐 振[4]，贾后省[5]，刘勤裕[1, 2]，梁嘉璐[1, 2]，王浩瞩[6]，陈子晗[1, 7]

（1. 中国矿业大学（北京） 能源与矿业学院，北京 100083；2. 煤炭行业巷道支护与围岩控制工程研究中心，北京 100083；3. 中国煤炭工业协会，北京 100013；4. 河南工程学院 资源与安全工程学院，河南 郑州 451191；5. 河南理工大学 能源科学与工程学院，河南 焦作 454003；6. 香港科技大学 土木工程学院，香港 999077；7. 科廷大学 西澳矿业学院，澳大利亚 卡尔古利 6430）

摘要：深部地下工程围岩稳定性受控于区域主应力场与层状岩体结构的相互作用机制。通过真三轴试验发现，层状岩石的力学行为受主应力矢量与结构面协同作用的影响。基于此，建立综合考虑主应力矢量和层状结构的巷道稳定性分析模型。通过引入方向余弦，建立由方位角和倾角推导的区域主应力路径转换控制方程。在此基础上，构建三维应力场中巷道围岩力学参数的分层提取算法，并提出主应力偏转与层状结构协同作用下围岩塑性区的预测方法。系统分析主应力大小、方向与层状结构共同作用下的巷道破坏特征。理论分析表明，巷道围岩的破坏结果是应力大小、方向和层状结构共同耦合作用的结果，应力幅值控制塑性区的空间扩展规模，而主应力方向与层状结构的空间组合关系则决定了破坏的优势发育方向，二者协同作用导致围岩产生非对称异化特征。以工程案例验证了理论解析的正确性，从支护位置空间布置优化、锚固节点稳定和支护材料力学性能强化三个方面展开，提出巷道围岩稳定性控制思路，为深部层状岩体巷道在复杂应力路径下的稳定性评估与差异化支护设计建立了理论基础。

关键词：岩石力学；塑性区；主应力旋转；层状岩层；非对称破坏；真三轴

中图分类号：TU 45 **文献标识码：**A **文章编号：**1000－6915(2026)06－1827－15

第 一 作 者：韩子俊（1996－），现为博士研究生，主要从事矿山压力与岩层控制方面的研究工作。E-mail：cumtbhzj@163.com

***通信作者：**刘洪涛（1981－），现任教授，主要从事巷道围岩控制和岩体力学方面的工作。E-mail：lht5004@sina.com

Plastic failure behavior of roadways under the coordinated control of regional principal stress vectors and layered structures

HAN Zijun[1, 2], LIU Hongtao[1, 2*], GUO Linfeng[1, 3], HAN Zhou[1, 2], GAO Zhen[4], JIA Housheng[5], LIU Qinyu[1, 2], LIANG Jialu[1, 2], WANG Haozhu[6], CHEN Zihan[1, 7]

(1. *School Of Energy and Mining Engineering*, *China University of Mining and Technology* (*Beijing*), *Beijing* 100083, *China*; 2. *Research Center of Roadway Support and Surrounding Rock Control Engineering in Coal Industry*, *Beijing* 100083, *China*; 3. *China National Coal Association*, *Beijing* 100013, *China*; 4. *School of Resources and Safety Engineering*, *Henan University of Engineering*, *Zhengzhou*, *Henan* 451191, *China*; 5. *School of Energy Science and Engineering*, *Henan Polytechnic University*, *Jiaozuo*, *Henan* 454003, *China*; 6. *The Hong Kong University of Science and Technology*, *Hong Kong* 999077, *China*; 7. *Western Australian School of Mines*, *Curtin University*, *Kalgoorlie* 6430, *Australia*)

收稿日期：2025－08－25；**修回日期：**2025－12－30

基金项目：国家自然科学基金资助项目（U22A20165，52474095）；河南省优秀青年科学基金资助项目（252300421107）

Supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. U22A20165 and 52474095) and Excellent Youth Science Fund Project of Henan Province (Grant No. 252300421107)

Abstract: The stability of surrounding rock in deep underground engineering is governed by the interaction mechanism between the regional principal stress field and the structure of the layered rock mass. This study demonstrates through true triaxial tests that the mechanical behavior of layered rock is influenced by the synergistic effects of principal stress vectors and structural planes. Based on these findings, an analytical model for roadway stability that comprehensively accounts for principal stress vectors and layered structures is established. By introducing direction cosines, a transformation control equation for regional principal stress paths, derived from azimuth and inclination angles, is formulated. On this basis, a hierarchical extraction algorithm for the mechanical parameters of surrounding rock in a three-dimensional stress field is constructed, and a predictive method for the plastic zone of surrounding rock under the combined influence of principal stress deflection and layered structures is proposed. The failure characteristics of roadways, influenced by the magnitude, direction of principal stress, and layered structures, are systematically analyzed. The theoretical analysis indicates that the failure of roadway surrounding rock arises from the coupled interaction of stress magnitude, direction, and layered structures. Stress amplitude governs the spatial extent of the plastic zone, while the spatial relationship between the direction of principal stress and layered structures determines the predominant direction of failure development. Their synergistic effects result in asymmetric and heterogeneous characteristics within the surrounding rock. The validity of the theoretical analysis is corroborated through engineering case studies. Furthermore, strategies for controlling the stability of roadway surrounding rock are proposed, focusing on three aspects: optimization of support position spatial layout, stabilization of anchoring nodes, and enhancement of the mechanical properties of support materials. This establishes a theoretical foundation for the stability assessment and differentiated support design of deep layered rock mass roadways under complex stress paths.

Key words: rock mechanics; plastic zone; principal stress rotation; bedded rock mass; asymmetric failure; true triaxial

First author: HAN Zijun (1996－), doctoral candidate, is engaged in ground pressure and strata control. E-mail：cumtbhzj@163.com

***Corresponding author:** LIU Hongtao (1981－), professor, is engaged in surrounding rock control and rock mechanics of roadway. E-mail：lht5004@sina.com

1 引 言

围岩稳定性控制是地下工程面临的关键科学问题。层状岩体巷道的稳定性受区域应力场的大小、方向和层状结构的共同影响，表现出显著的破坏模式多样性。随着开采深度的增加，主应力场与层状结构的相互作用导致围岩变形呈现强烈的各向异性特征，揭示主应力矢量与层状结构的协同内在关系，对于理解深部层状岩体的破坏本质具有重要的理论意义[1-4]。

经典的悬吊理论和组合拱理论从层状结构及层间运动的角度阐述了支护与围岩的相互作用机制，均反映出层状结构在巷道稳定性分析中的重要性，表明围岩不宜简化为均质各向同性介质[5]。目前，巷道围岩塑性区的计算方法主要基于均质岩体的 Kastner 解析法[6-7]，而针对层状岩体巷道塑性区分布的研究则相对不足。在进行塑性区计算前，首先需确定各岩层的应力分布特征。贾后省等[8-9]提出了适用于层状岩体的塑性区分布等效理论，该理论在忽略塑性区围岩扩容引起的应力重分布的前提下，认为巷道开挖后围岩周边应力状态是确定的。因此，可将各分层岩石的力学参数代入对应区域的应力状态，通过强度准则逐层判断其是否进入塑性破坏，再将判别结果叠加，最终得到巷道围岩的塑性区边界。贾后省等[10-12]基于叠加计算原理进一步研究发现，即使某些岩层未发生塑性破坏，蝶形塑性区仍可能在强度较低的软弱岩层中形成并扩展，表现出“隔层穿透”现象，即塑性区能够穿过强度较高的岩层，而在相邻软弱岩层中重新出现并扩展。

层状结构是岩体固有的地质赋存条件，而区域主应力的量值与方向则更多受到后期采掘扰动的影响[13-15]。E. Eberhardt[16]在隧道掘进研究中发现，工作面前方区域的主应力分布存在明显旋转现象，并

据此提出“空间主应力旋转”的概念。在井下开采过程中，王家臣等[17-18]进一步提出“采动应力瞬态偏移”的概念，并依据应力方向敏感区的形态特征，建立了优势采动应力旋转轨迹的确定原则。在主应力转换模型及轨迹表征方面，J. P. Zuo 等[19-20]提出了巷道周边任意点主应力轨迹的计算方法，指出可通过主应力偏转程度大致判断围岩破坏范围。丁立钦等[21]通过坐标变换，建立了主应力坐标系、层理坐标系与大地坐标系之间的转换关系，实现了应力张量在不同坐标系下的准确表达。

现有研究表明，在巷道围岩稳定性分析中，针对其层状结构特性及区域应力旋转效应的研究已取得显著进展。然而，当前相关研究仍存在以下局限：首先，传统力学模型多基于平面假设，未能充分考虑真三维应力场中区域主应力矢量的空间旋转路径对围岩力学行为的调控作用；其次，区域主应力场与层状岩体结构之间的相互作用机制及其对围岩稳定性的影响机制尚不明确，这直接制约了层状岩体巷道稳定性预测的准确性。针对这一关键科学问题，本研究通过理论建模构建了耦合区域主应力矢量与层状岩体特征的围岩塑性区解析模型，从应力－结构协同作用视角揭示了围岩变形破坏的内在机制，为层状岩体巷道稳定性控制提供了理论支撑；针对围岩非对称变形破坏特征，提出了针对性的巷道围岩稳定性控制策略，为同类条件下巷道支护方案的优化设计提供了实践指导。

2　真三轴加载下不同层状倾角岩石力学特性与破坏机制

2.1　试验加工、系统及加载路径

本次试验的岩石试件取自山东省泰安市某矿井典型的层状板岩，通过 XRD 测试分析了板岩内部矿物含量，其内部组成成分主要包含 SiO_2，$(Mg,Fe)_6(Si,Al)_4O_{10}(OH)_8$，$(K,H_3O)Al_2Si_3AlO_{10}(OH)_2$，$Mg_2Al_2SiO_5(OH)_4$，$(Mg_2Al)(AlSiO_5)(OH)_4$ 等化合物(见图 1)。

本研究以 15°为间隔制取了层状角度分别为 0°，15°，30°，45°，60°，75°和 90°的 7 种标准岩样(见图 2(a))，每组岩样 3 块。试样严格按国际岩石力学规范加工为 50 mm×50 mm×100 mm 的长方体，各端面经高精度磨平、精细打磨，控制边长误差≤0.1 mm，端面不平整度＜0.02 mm。为减小密度差异影响，筛选质量在 682～690 g 范围的试样用于后续试验。

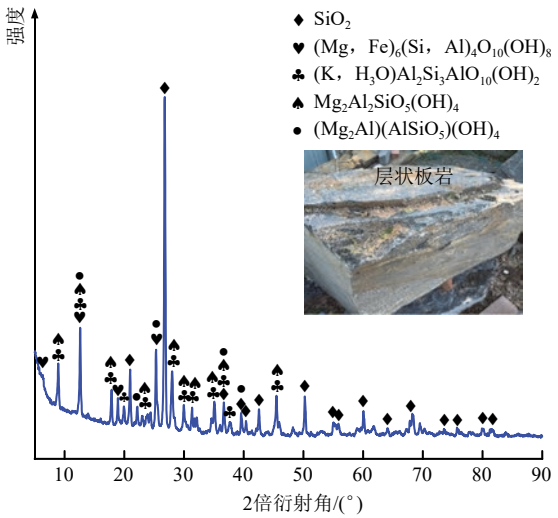
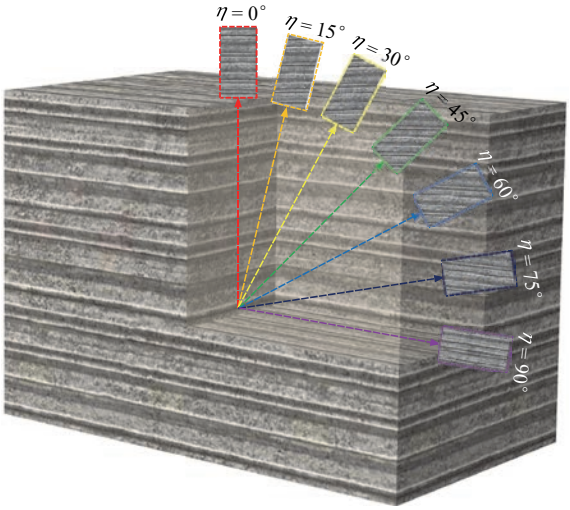


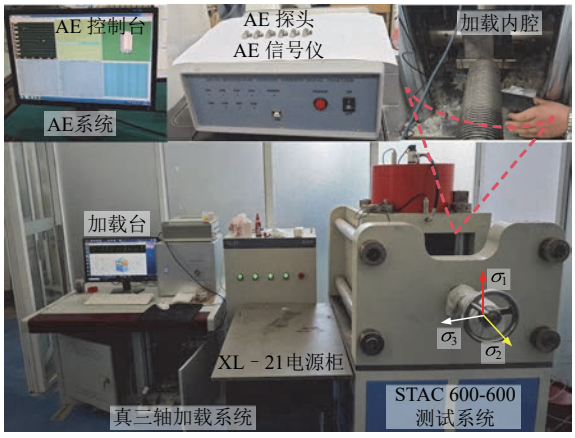
图 1　岩石试件矿物成分的测定

Fig.1　Rock sampling mineral composition determination



(a)　取样过程

(a) Rock sampling process



(b)　试验系统

(b) Test system

图 2　不同层状角度岩石试样制备与试验系统

Fig.2　Preparation and test system of rock mass samples with different layered angles

试验采用真三轴试验系统配合声发射监测系统开展研究，测试系统如图 2(b)所示。真三轴试验系统

由 STAC 600－600 主机和 XL－21 型动力柜组成。声发射监测采用 DS2－8A 全信息声发射信号分析仪，配置 RS－54A 型声发射探头(直径 8 mm，高度 15.5 mm)。

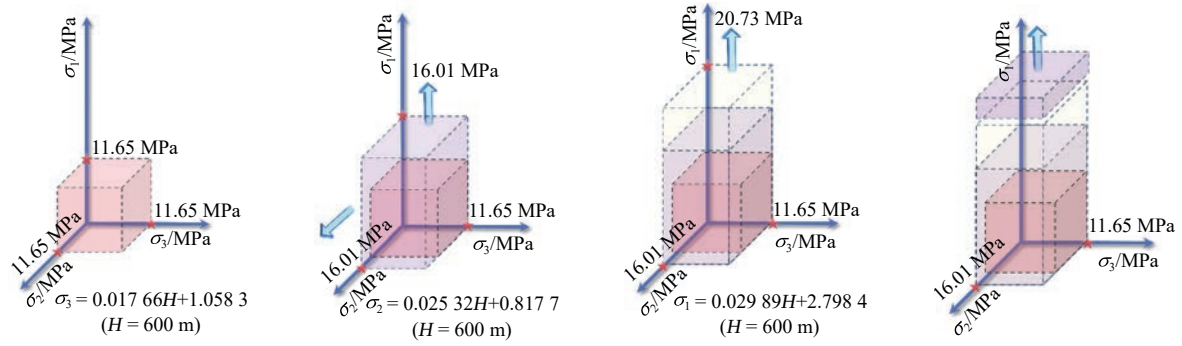
2.2　试验加载路径

L. Q. Huang 等[22]基于地应力回归方程反演得到不同埋深下三维应力值。本文以 H = 600 m 埋深为条件，计算得最大主应力 σ_1 = 20.73 MPa、中间主应力 σ_2 = 16.01 MPa、最小主应力 σ_3 = 11.65 MPa。试验加载路径如图 3 所示，具体分为 4 个阶段：(1) 同步加载 σ_1，σ_2，σ_3 至 11.65 MPa；(2) 保持 σ_1，将 σ_2 和 σ_3 增至 16.01 MPa；(3) 保持 σ_2 = 16.01 MPa，σ_3 = 11.65 MPa，将 σ_1 增至 20.73 MPa 并稳定 120 s；(4) 继续增大 σ_1 直至试样破坏，记录全过程力学响应。

2.3　不同层状角度下围岩的力学响应与破坏特征

不同层状角度岩石的平均峰值强度分别为 241.296，201.307，201.028，157.307，83.887，201.116，216.718 MPa，随着层状角度的增大，其峰值强度呈现先降低后升高的“V”型非单调变化规律。以 0° 层状岩石为基准，当层状角度增至 15°，30°，45°，60°，75°和 90°时，峰值强度分别下降 16.57%，16.70%，34.81%，23.80%，16.66%和 10.19%，其中 45°层状试样表现出最显著的强度弱化效应。这一变化趋势与多种岩性(千枚岩、砂岩、混凝土、煤体)及加载方式(单轴与假三轴)下的试验结果一致[3, 23-25](见图 4(a))。

声发射信号 *RA* 和 *AF* 两个关键参数指标可用来判定裂纹类型[26]。在本研究中，以 *RA* 和 *AF* 的比值等于 100 作为裂纹类型判定的分界线[27-28]，不同 η 下裂纹演化特征如图 4(b)所示。从图 4(b)可以看出，裂纹类型与应力同层状面夹角 η 密切相关：当夹角 η = 0°时，最大主应力垂直于层状面，层状面处于纯受压状态，此时整体强度最高，破坏以贯穿层状的拉伸劈裂为主。随着 η 增大至 15°～30°，层状面同时受法向应力和剪切应力作用，弱面效应开始显现，岩石出现沿层面的剪切滑移趋势，但仍以张拉破坏为主导。当 η 达到 45°时，层状面剪切应力达到最大值，岩石极易沿层面发生滑移破坏，剪切微裂纹大量产生并占主导地位，此时强度降至

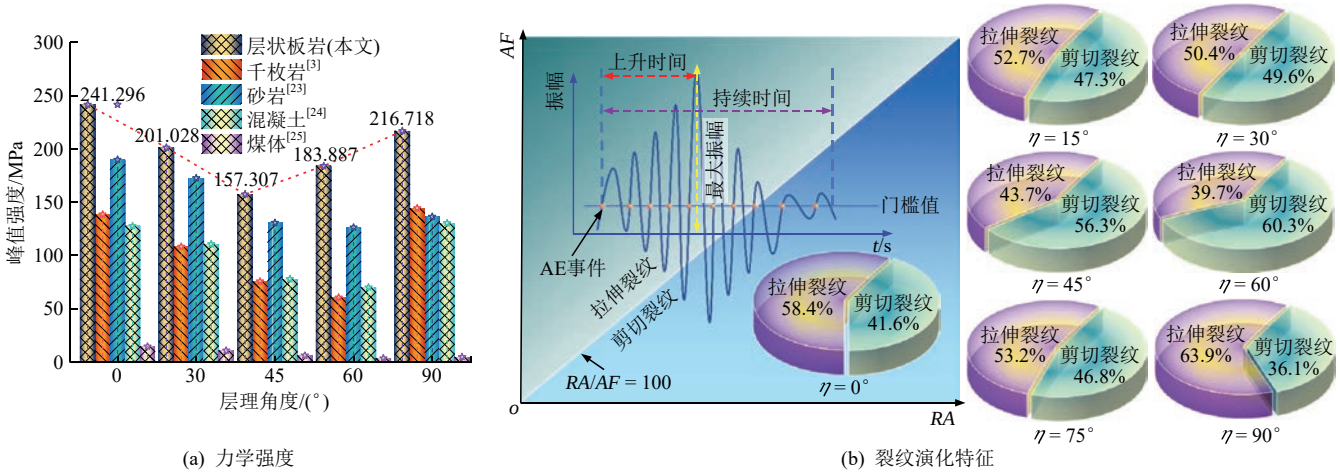


(a) 同步加载阶段　(b) σ_2，σ_3 加载阶段　(c) 稳态维持阶段　(d) 加载破坏阶段

(a) Synchronous loading stage　(b) σ_2，σ_3 loading stage　(c) Steady-state maintenance stage　(d) Loading failure stage

图 3　真三轴加载路径设计

Fig.3　Design of true triaxial loading path



(a) 力学强度　(b) 裂纹演化特征

(a) Mechanical strength　(b) Crack evolution characteristics

图 4　不同层状夹角岩石的力学特性和裂纹演化特征

Fig.4　Mechanical properties and crack evolution of rocks with different layered angles

最低。随着 η 进一步增至 60°～75°，层状面剪切应力分量逐渐减弱，弱化效应降低，整体强度随之回升。当 η 达到 90°时，最大主应力平行于层状方向，层状面剪切应力分量为 0，试样在垂向载荷作用下发生层状剥离破坏，张拉裂纹再次成为主导。尽管此时强度有所恢复，但由于层状结构的影响，其整体强度仍低于 $\eta=0°$ 时的水平。

综上所述，岩石破坏模式本质上受控于区域主应力矢量与层状结构之间的空间对应关系。从细观力学机制看，区域应力矢量的改变会显著影响层状岩石结构面的应力重分布特征，包括法向应力和剪应力的动态调整过程；从宏观破坏形态看，层状结构的空间展布特征则决定了岩石破坏的扩展路径和最终破坏模式。这种多尺度的耦合作用机制贯穿了围岩从微观裂纹萌生、扩展到宏观失稳破坏的全过程，对岩石的稳定性评估具有决定性影响。

映射至工程尺度，在层状岩体巷道中，区域主应力方向与层理/结构面空间方位的相对关系，将直接影响巷道围岩的应力分布、塑性区发展及变形破坏特征，导致围岩稳定性与失稳风险呈现显著差异。因此，建立能够定量表征区域应力矢量与层状结构空间耦合关系的力学模型，是精准分析巷道围岩稳定性、预测其破坏模式与防控风险的关键所在。

3　基于三维应力旋转与层状结构协同作用的巷道围岩力学模型

3.1　主应力坐标系与地理坐标系转换

本文设定地理坐标系为 O-XYZ，区域主应力坐标系为 O-$X_1Y_1Z_1$，远场主应力大小为 σ_1，σ_2 和 σ_3，分别沿着 Z_1，Y_1 和 X_1 轴布置，如图 5 所示。初始应力状态下，2 个坐标系完全重合，此时 X，Y 和 Z 方向的外载荷分量 σ_x，σ_y 和 σ_z 与主应力 σ_3，σ_2 和 σ_1 呈一一对应关系。当主应力轴相对于地理坐标系发生空间旋转时，将产生 XZ，YZ 和 XY 方向的剪应力分量 τ_{xz}，τ_{yz} 和 τ_{xy}。设定巷道沿 Y 轴布置，现有研究主要关注平面剪应力 τ_{xz} 对围岩稳定性的影响，该分量表征主应力在 Y 轴方向产生的剪切效应。然而，在采动扰动作用下，区域主应力轴绕 X 轴和 Z 轴的旋转同样会诱发显著的面外剪应力分量 τ_{yz} 和 τ_{xy}，该力学现象普遍存在，但在常规力学模型分析中常被简化或忽略。

本文基于莫尔圆理论建立了 3 个莫尔圆模型，分别以 $\left(\frac{\sigma_2+\sigma_3}{2},\ 0\right)$，$\left(\frac{\sigma_1+\sigma_3}{2},\ 0\right)$ 和 $\left(\frac{\sigma_1+\sigma_2}{2},\ 0\right)$ 为圆心，以 $\frac{\sigma_2-\sigma_3}{2}$，$\frac{\sigma_1-\sigma_3}{2}$ 和 $\frac{\sigma_1-\sigma_2}{2}$ 为半径绘制莫尔圆 C_1，C_2 和 C_3，如图 6 所示。通过设定主应力坐标系绕 X，Y 和 Z 轴的旋转角度分别为 α，β 和 γ，并基于莫尔圆理论分析方法，可推导得到巷道围岩应力场中的垂直应力分量、水平应力分量、轴向应力分量、平面内剪切应力分量以及面外剪切应力分量的应力解析表达式。

从图 6 可以看出，常规应力状态下主应力坐标系绕地理坐标系单一轴(如 X，Y 或 Z 轴)旋转时，剪应力仅出现在旋转平面内，而其余 2 个垂直平面不会产生新的剪应力分量，且旋转过程中始终有一个主应力方向与地理坐标轴保持平行；然而在实际地下工程中，区域主应力同时绕 X，Y，Z 三轴旋转发生空间复合偏转，此时 3 个坐标平面均会产生剪应力分量，且 3 个主应力方向与地理坐标轴均存在夹角，此时单一旋转角度无法对主应力的旋转轨迹展开描述。

本文中，各主应力(σ_1，σ_2，σ_3)的方位角 $\Phi_i(i=1,2,3)$ 定义为其在 XOY 平面投影与 y 轴正方向之间的夹角，取顺时针方向为正；倾角 $\delta_i(i=1,2,3)$ 则定义为主应力与其在 XOY 平面投影的夹角，取逆时针方向为正(见图 5)。设区域主应力坐标系应力矩阵为 $\boldsymbol{A}$，地理坐标系应力矩阵为 $\boldsymbol{B}$，方向余弦转换矩阵为 $\boldsymbol{C}$，各自表达式为

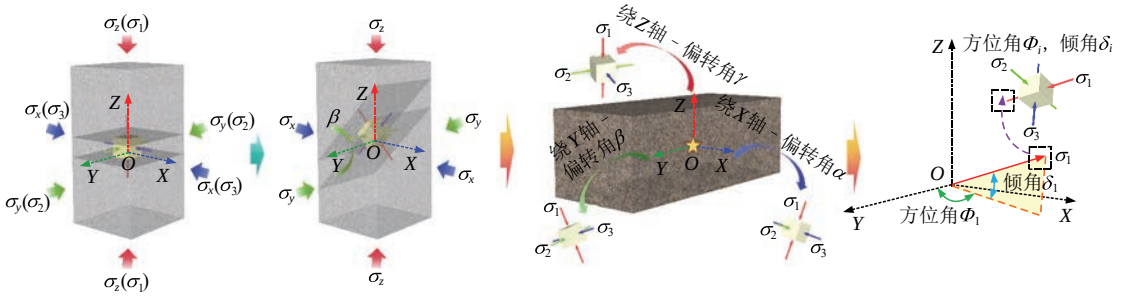


图 5　区域三维主应力多轴偏转效应

Fig.5　Multiaxial deflection effect of three-dimensional principal stress in region

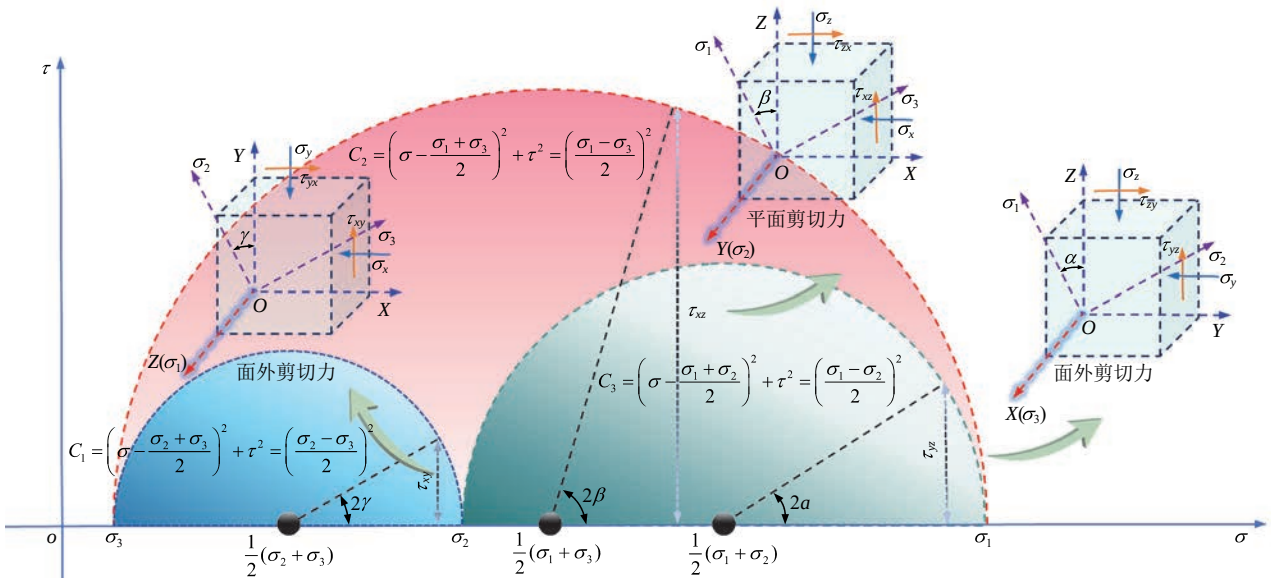


图 6　基于莫尔应力圆的巷道围岩三维应力状态表征

Fig.6　Three-dimensional stress state characterization of roadway surrounding rock based on Mohr stress circle

$$\left.\begin{aligned}\boldsymbol{A}&=\begin{bmatrix}\sigma_1&0&0\\0&\sigma_2&0\\0&0&\sigma_3\end{bmatrix}\\ \boldsymbol{B}&=\begin{bmatrix}\sigma_x&\tau_{xy}&\tau_{xy}\\\tau_{yx}&\sigma_y&\tau_{yz}\\\tau_{zx}&\tau_{zy}&\sigma_z\end{bmatrix}\\ \boldsymbol{C}&=\begin{bmatrix}l_1&l_2&l_3\\m_1&m_2&m_3\\n_1&n_2&n_3\end{bmatrix}\end{aligned}\right\}\tag{1}$$

式中：l_i，m_i，n_i 为主应力在地理坐标系中的方向余弦(i = 1，2，3)。各方向余弦分量由 Φ_1，Φ_2，Φ_3 和 δ_1，δ_2，δ_3 确定：$l_1=\cos\delta_1\sin\Phi_1$，$l_2=\cos\delta_1\cos\Phi_1$，$l_3=\sin\delta_1$；$m_1=\cos\delta_2\sin\Phi_2$，$m_2=\cos\delta_2\cos\Phi_2$，$m_3=\sin\delta_2$；$n_1=\cos\delta_3\sin\Phi_3$，$n_2=\cos\delta_3\cos\Phi_3$，$n_3=\sin\delta_3$。

因此，可建立区域主应力坐标系和地理坐标系的转换关系为

$$\boldsymbol{B}=\boldsymbol{C}\boldsymbol{A}\boldsymbol{C}^{\mathrm{T}}\tag{2}$$

3.2　考虑层状复合岩层的叠加计算原理

在不考虑塑性区膨胀变形导致的围岩应力重分布时，巷道开挖后的周边应力分布可由弹性理论直接确定，其与围岩的弹性模量 E 和泊松比 ν 无关。这是由于弹性应力场的求解以线弹性本构方程为基础，在给定原岩应力与巷道边界约束条件的前提下，应力分量的解析表达式仅与几何断面及主应力状态相关，材料弹性参数不会改变应力场的分布规律。对于具有不同黏聚力 c 和内摩擦角 φ 但弹性参数一致的层状围岩，弹性应力场与均质围岩完全相同，应力水平并不会因岩层强度属性的差异而产生分异。由此可以得出，此时完全弹性状态下的应力分布仍与均一围岩的分布一致，计算围岩塑性区时表现出围岩选择性，各岩层的破坏由各自材料均匀分布时的范围决定。基于此，可采用分层计算思路，结合 Kastner 求解法对各岩层分别进行塑性区计算，然后通过空间叠加获得复合围岩的整体塑性区分布形态[8]。

为验证分层计算方法的合理性和正确性，设定初始应力环境为 σ_1 = 40 MPa、σ_2 = 15 MPa 和 σ_3 = 20 MPa，并设定 2 种典型围岩条件，其中岩层 1 力学参数选取 c = 1.5 MPa，φ = 25° 和 ν = 0.23，岩层 2 力学参数选取 c = 2.0 MPa，φ = 26° 和 ν = 0.32，基于数值软件 FLAC^{3D}，分别建立了均质岩层 1 模型、均质岩层 2 模型和软硬互层组合模型，模拟结果如图 7 所示。图 7 展示了 3 种不同围岩条件下巷道的塑性区分布特征：(1) 均质软岩模型；(2) 软硬互层复合模型；(3) 均质硬岩模型。为便于对比，对各类塑性区边界进行了轮廓圈定，其中黄色曲线表示均质软岩模型的塑性区边界，紫色曲线则表示均质硬岩模型的边界。对比分析软硬互层模型与均质模

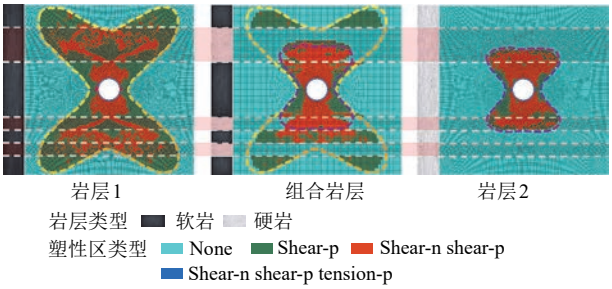


图 7　复合岩层叠加原理数值模拟验证

Fig.7　Numerical simulation verification of superposition principle of composite rock strata

型的塑性区边界轮廓发现，两者在塑性区整体分布规律上基本一致，显著差异仅出现在岩层交界面附近。该结果进一步证实，基于该分层计算方法，其计算结果与均质化模型相比偏差在工程允许范围内，表明该方法在预测此类围岩破坏特征时具有较好的工程适用性。

为此，以巷道中心为原点建立直角坐标系 x-y，x 轴水平向右，垂直指向巷道帮部，y 轴垂直向上，$y\geqslant 0$ 为上部岩层，$y<0$ 为下部岩层。将上部岩层按照正序自下而上编号为 k_1，k_2，k_3，$\cdots k_n$，下部岩层按照负序编号命名为$-k_1$，$-k_2$，$-k_3$，$\cdots -k_n$。设定上部层厚序列为 h_1，h_2，h_3，$\cdots h_n$，对应力学参数 c，ν 和 φ 分别为 c_{ki}，ν_{ki} 和 φ_{ki}，下部层厚序列为 m_1，m_2，m_3，$\cdots m_n$，对应力学参数为 c_{-ki}，ν_{-ki} 和 φ_{-ki}，设定研究区域在 x 轴和 y 轴上的范围，并确定其遍历步长 Δx 和 Δy。根据给定的层状倾角 η，通过旋转矩阵将其全局坐标转换为层状坐标系垂直分量，采用二分搜索算法在累计厚度数 S_k 定位岩层编号 k：当 $y'\geqslant 0$ 时，在上部岩层数组 S_k^+ 中搜索满足 $S_{k-1}^+<y'\leqslant S_k^+$ 的 k 值；当 $y'<0$ 时，在下部岩层数组 S_k^- 中搜索满足 $S_{k-1}^-<y'\leqslant S_k^-$ 的 $|k|$ 值。确定岩层编号后，即可提取对应位置点的各项力学参数。具体计算方法如图 8 所示。

3.3　巷道围岩塑性区边界方程

全平面应变模型包含平面应变模型、面外剪切模型和单轴压缩模型，基于 3 种模型的叠加获得层状坐标系下巷道周边任意一点的极坐标应力函数[29]为

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_r &= \frac{\sigma_x+\sigma_z}{2}\left(1-\frac{R^2}{r^2}\right)+\frac{\sigma_x-\sigma_z}{2}\left(1-4\frac{R^2}{r^2}+3\frac{R^4}{r^4}\right)\cdot\\
&\quad \cos(2\theta)+\tau_{xz}\left(1-4\frac{R^2}{r^2}+3\frac{R^4}{r^4}\right)\sin(2\theta)\\
\sigma_\theta &= \frac{\sigma_x+\sigma_z}{2}\left(1+\frac{R^2}{r^2}\right)-\frac{\sigma_x-\sigma_z}{2}\left(1+3\frac{R^4}{r^4}\right)\cos(2\theta)-\\
&\quad \tau_{xz}\left(1+3\frac{R^4}{r^4}\right)\sin(2\theta)\\
\sigma_v &= \sigma_y-2\nu\left(\sigma_x-\sigma_z\right)\frac{R^2}{r^2}\cos(2\theta)-4\nu\tau_{xz}\frac{R^2}{r^2}\cos(2\theta)\\
\tau_{r\theta} &= \frac{\sigma_x-\sigma_z}{2}\left(1+2\frac{R^2}{r^2}-3\frac{R^4}{r^4}\right)\sin(2\theta)+\\
&\quad \tau_{xz}\left(1+2\frac{R^2}{r^2}-3\frac{R^4}{r^4}\right)\cos(2\theta)\\
\tau_{rv} &= (\tau_{xy}\sin\theta+\tau_{yz}\cos\theta)\left(1-\frac{R^2}{r^2}\right)\\
\tau_{\theta v} &= (\tau_{xy}\sin\theta-\tau_{yz}\cos\theta)\left(1+\frac{R^2}{r^2}\right)
\end{aligned}\right\} \tag{3}$$

式中：σ_θ 为环向应力(MPa)；σ_r 为径向应力(MPa)；σ_v 为轴向应力(MPa)；$\tau_{r\theta}$ 为径向和环向的切应力(MPa)；τ_{rv} 为径向和轴向的切应力(MPa)；$\tau_{v\theta}$ 为轴向和环向的切应力(MPa)；R 为等效巷道半径(m)；r，θ 为任意点的极坐标。

基于极坐标系下的应力函数获得一元三次方程为

$$\begin{aligned}
&\sigma^3-(\sigma_r+\sigma_\theta+\sigma_v)\sigma^2+(\sigma_r\sigma_\theta+\sigma_\theta\sigma_v+\\
&\quad \sigma_v\sigma_r-\tau_{r\theta}^2-\tau_{rv}^2-\tau_{\theta v}^2)\sigma-\det(\sigma)=0
\end{aligned} \tag{4}$$

式中：σ 为主应力。

对式(4)求解可得巷道周边任意单元的主应力大小 $\sigma_{(1)}$，$\sigma_{(2)}$ 和 $\sigma_{(3)}$。在确定巷道周边各点的应力状态和围岩岩性力学参数后，需要选择适合的强度准则进行后续分析。由节 2.3 可知，岩层倾角与主应力方向对围岩剪切破坏的影响显著。目前岩石强度理论准则较多，刘洪涛等[6]的对比研究表明，各准则在塑性区计算结果上虽存在定量差异，但其揭示的围岩塑性区分布形态具有一致性。考虑到本文重点探究层状岩体中主应力方向与岩层倾角的耦合作用机制，而非不同准则间的对比，因此选用在岩石力学中应用广泛的 Mohr-Coulomb (M-C)准则，其三维形式更能全面考虑主应力空间中的屈服特征。因此，本文采用三维 M-C 准则对巷道围岩的弹塑性状态进行判别，其基本表达式[30]为

$$f=\frac{I_1}{3}+\frac{c_{(x,\ y)}}{\tan\varphi}-\sqrt{J_2}\frac{1}{\sqrt{3}}\sin\theta_\sigma-\sqrt{J_2}\frac{\cos\theta_\sigma}{\sin\varphi_{(x,\ y)}} \tag{5}$$

$$I_1=(\sigma_{(1)}+\sigma_{(2)}+\sigma_{(3)}) \tag{6}$$

$$J_2=\frac{1}{6}[(\sigma_{(1)}-\sigma_{(2)})^2+(\sigma_{(2)}-\sigma_{(3)})^2+(\sigma_{(1)}-\sigma_{(3)})^2] \tag{7}$$

$$\theta_\sigma=\frac{1}{3}\arcsin\left(\frac{-3\sqrt{3}}{2}\frac{J_3}{J_2^{3/2}}\right) \tag{8}$$

$$J_3=\left(\sigma_{(1)}-\frac{1}{3}I_1\right)\left(\sigma_{(2)}-\frac{1}{3}I_1\right)\left(\sigma_{(3)}-\frac{1}{3}I_1\right) \tag{9}$$

式中：$\sigma_{(1)}$，$\sigma_{(2)}$ 和 $\sigma_{(3)}$ 为近场主应力，f 为 M-C 函数，I_1 为主应力第一不变量，J_2 为偏应力第二不变量，J_3 为偏应力第三不变量。因此，获得三维空间中考虑区域主应力矢量和层状特性的巷道围岩塑性区计算流程如图 9 所示。

其计算流程主要包括：(1) 通过应力测试获得区域主应力 σ_1，σ_2 和 σ_3 的数值大小、方位角 Φ_i 和倾角 δ_i，基于式(2)获得地理坐标系下的正应力 σ_x，σ_y 和 σ_z 和切应力 τ_{xz}，τ_{yz} 和 τ_{xy}；(2) 基于岩层厚度、

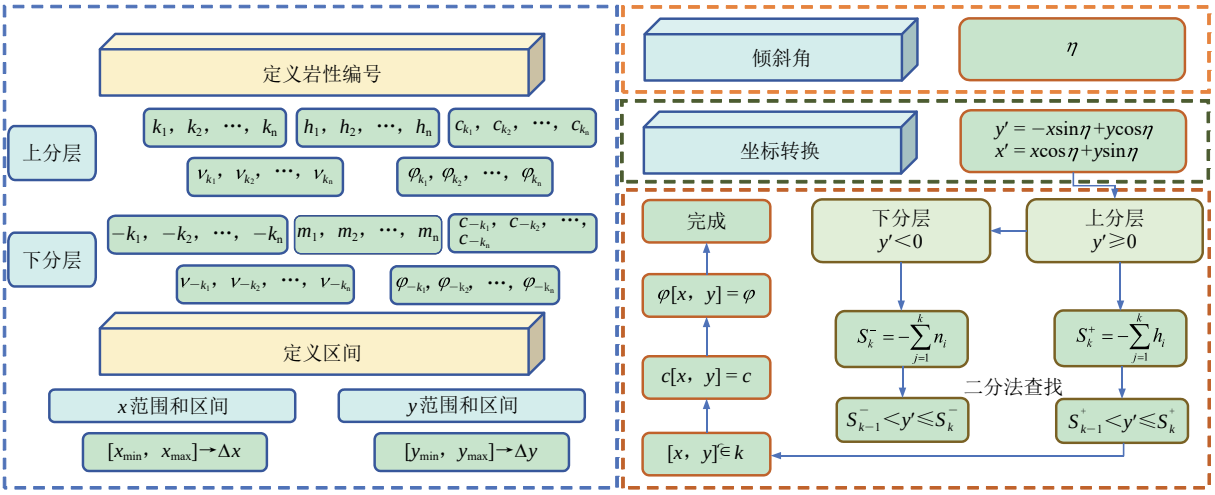


图 8　基于直角坐标－层状坐标转换的巷道围岩力学参数分层提取算法流程

Fig.8　Layered extraction algorithm flow of mechanical parameters of roadway surrounding rock based on rectangular coordinate-layered coordinate transformation

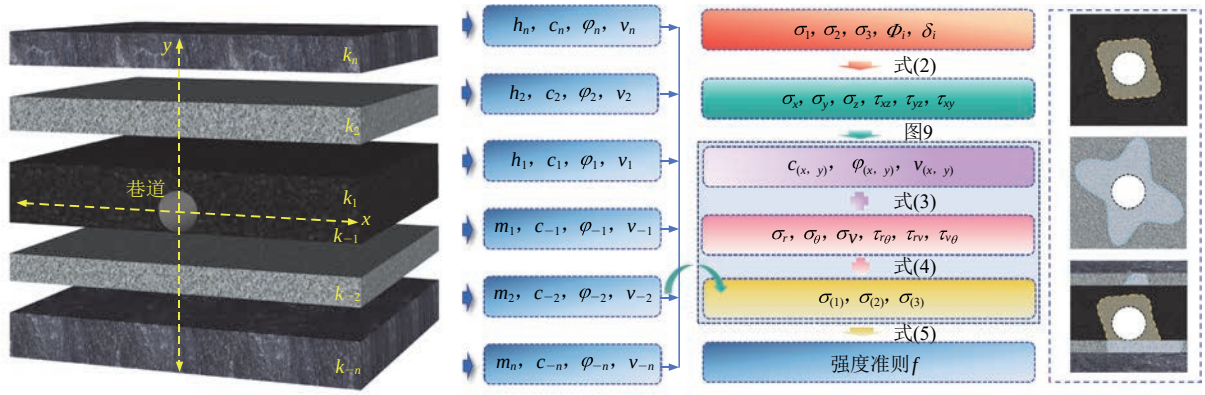


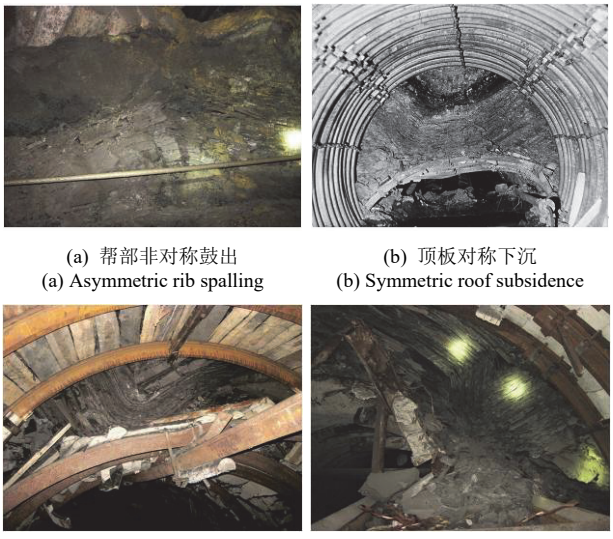
图 9　考虑区域主应力矢量和层状特性的巷道围岩塑性区计算流程

Fig.9　Calculation process of plastic zone of roadway surrounding rock considering regional principal stress vector and layered characteristics

倾角，通过算法获得巷道周边任意一点的 c，φ 和 ν。(3) 结合巷道尺寸参数和围岩参数计算地理坐标系下的巷道极坐标应力分量 σ_θ，σ_r，σ_v，$\tau_{r\theta}$，τ_{rv} 和 $\tau_{v\theta}$，对式(4)进行求根获得任一点的 $\sigma_{(1)}$，$\sigma_{(2)}$ 和 $\sigma_{(3)}$。(4) 将各单元主应力大小和岩性参数代入式(5)获得各层区域内的破坏点，利用叠加原理将各层破坏点相连接获得巷道围岩塑性区破坏范围。

3.4　应力和层理耦合作用下围岩破坏机制

层理巷道围岩的变形破坏受地应力和层理结构的协同控制，可能诱发出不同发育形式的破坏。图 10 呈现了 4 种典型的围岩破坏模式：帮部层理结构非对称鼓出、顶板层理对称下沉、顶板左侧与右侧非对称下沉[31]。其中，图 10(a)和(b)源自 Zapadno-Donbasskaya 煤矿的现场破坏记录；图 10(c)和 (d) 分别对应 Svyato-Andreyevskaya 煤矿与 Sukhodolskaya-Vostochnaya 煤矿的实际破坏情形。



(a) 帮部非对称鼓出　(b) 顶板对称下沉
(a) Asymmetric rib spalling　(b) Symmetric roof subsidence

(c) 顶板左侧非对称下沉　(d) 顶板右侧非对称下沉
(c) Asymmetric subsidence of left roof　(d) Asymmetric subsidence of right roof

图 10　层理巷道破坏现场图[31]

Fig.10　Stratum roadway failure scene diagram[31]

本文从主应力大小、主应力方向以及主应力与层状结构的协同作用 3 个维度展开研究，设定了 Group1，Group2 和 Group3 三组方案，如表 1 所示。设定巷道半径为 2 m，位于岩性 A 岩层中，其顶板和底板分别为厚度 2 m 的岩性 B 和厚度 5 m 的岩性 C 岩层，具体力学参数如表 1 所示。第 1 组方案重点探究主应力大小的影响，在固定 σ_y = 20 MPa 和 σ_z = 30 MPa 的条件下，通过将水平侧压 σ_x 从 12 MPa 逐步增加至 51 MPa，系统分析围岩塑性区的演化规律，具体应力参数如表 2 所示。第 2 组方案以 Group1－a 应力状态(σ_1 =30 MPa，σ_2 = 20 MPa，σ_3 = 12 MPa)为基础，刘允芳[32]给出了三维主应力方位角和倾角的相互关系，基于计算方法首先设定 σ_1 的初始方位参数为倾角 δ_1 = 20°、方位角 Φ_1 = 60°，通过改变 σ_2 倾角 δ_2 (取−60°，−30°，0°，30°，60°)计算得到其余主应力的倾角和方位角参数，如表 3 所示。第 3 组方案基于 Group2－c 的应力大小和主应力方向，设置 5 组不同岩层倾角工况，具体参数设置如表 4 所示。

表 1　巷道围岩层状岩层的力学参数

Table 1　Mechanical parameters of stratified rock strata in roadway surrounding rock

岩性 (lithology)	高度/m (height)	φ /(°)	c /MPa	ν
C	5	24	2.6	0.20
B	2	28	5.0	0.25
A	4	27	3.5	0.23
B	2	28	5.0	0.25
C	5	24	2.6	0.20

表 2　主应力大小影响方案参数表

Table 2　Principal stress magnitude influence scheme parameters

方案 (scheme)	σ_x /MPa	σ_y /MPa	σ_z /MPa	σ_x / σ_z
Group1－a	12	20	30	0.4
Group 1－b	18	20	30	0.6
Group 1－c	30	20	30	1.0
Group 1－d	42	20	30	1.4
Group 1－e	51	20	30	1.7

表 3　主应力方向影响方案参数

Table 3　Principal stress direction influence scheme parameters

方案 (scheme)	δ_1 /(°)	Φ_1 /(°)	δ_2 /(°)	Φ_2 /(°)	δ_3 /(°)	Φ_3 /(°)
Group 2－a	20	60	−60	9	21	−38
Group 2－b	20	60	−30	−18	53	−59
Group 2－c	20	60	0	−30	70	−120
Group 2－d	20	60	30	−42	53	−181
Group 2－e	20	60	60	−69	21	−202

表 4　主应力方向与层状角度耦合方案参数

Table 4　Principal stress direction and layered angle coupling scheme parameters

方案(scheme)	η /(°)
Group 3－a	−45
Group 3－b	−25
Group 3－c	0
Group 3－d	25
Group 3－e	45

不同方案下的巷道围岩塑性区分布特征如图 11 所示。基于巷道围岩塑性区理论，围岩塑性区形态通常可归纳为 3 种基本类型：圆形、椭圆形和蝶形。从 Group1 可以看出，在考虑层状岩层特性的情况下，巷道围岩的塑性区形态与常规形态存在较大差异。Group1－a 中巷道两帮的塑性区发育范围较大，而巷道顶板区域由于 B 岩层具有较高的强度，塑性区扩展受到明显抑制。从岩层界面特征来看，A 岩层与 B 岩层交界处呈现出明显的塑性区截断现象，同时，相较于 B 岩层，C 岩层的力学性质相对较弱，导致塑性区在 C 岩层中形成了跃透现象，并在巷道翼角部位诱发了次生塑性区。随着水平应力 σ_x 的逐渐增大，围岩应力场发生重分布，巷道周边的偏应力集中程度呈现降低趋势。这一变化使得 A 岩层和 B 岩层中的塑性区范围逐渐收缩，而 C 岩层中的塑性区则完全消失。Group1－c 中巷道围岩整体应力环境为静水压力环境，巷道围岩的塑性区分布均匀程度最高。随着 σ_x 的继续增大，塑性区的发展模式主要表现为沿巷道纵向的扩展趋势。Group1－e 中巷道顶底板处 C 岩层再次出现跃透现象，且 C 岩层中围岩塑性区覆盖面积较大。综合 Group1 来看，主应力大小对于巷道围岩塑性区的分布形态和扩展范围具有决定性影响，由于岩层岩性和应力分布的对称性，导致巷道顶底板和两帮的塑性区呈对称分布。

从 Group2－a 和 Group2－b 可以看出，随着主应力偏转角度的增加，巷道顶底板处的对称分布转变为非对称分布特征，同时主应力旋转导致围岩的偏应力差值增加，围岩的 C 岩层出现了非对称跃透现象。同时，传统平面应力旋转理论认为，塑性区仅会绕轴旋转而面积不变。然而，对比 Group1－a 和 Group2－b 结果发现，在主应力旋转作用下，塑性区出现显著的增加。这是由于常规平面应力旋转未考虑巷道轴向应力的旋转效应，事实上，当主应力发生空间旋转时，轴向应力在各方向上的应力分解程

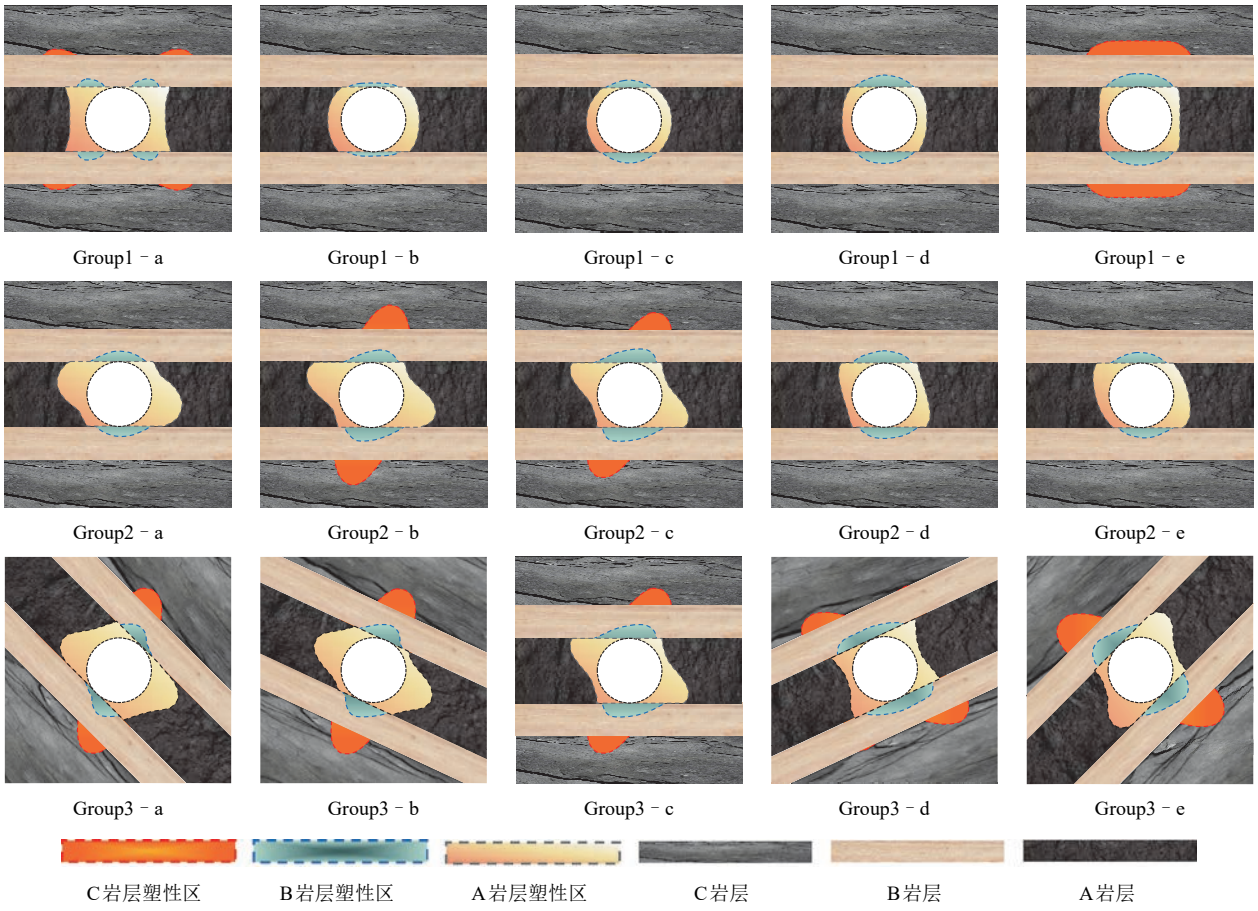


图 11　3 组方案下巷道围岩塑性区演化特征

Fig.11　The evolution characteristics of plastic zone of roadway surrounding rock under three schemes

度差异会显著影响塑性区的分布特征，从而导致塑性区范围的显著变化。

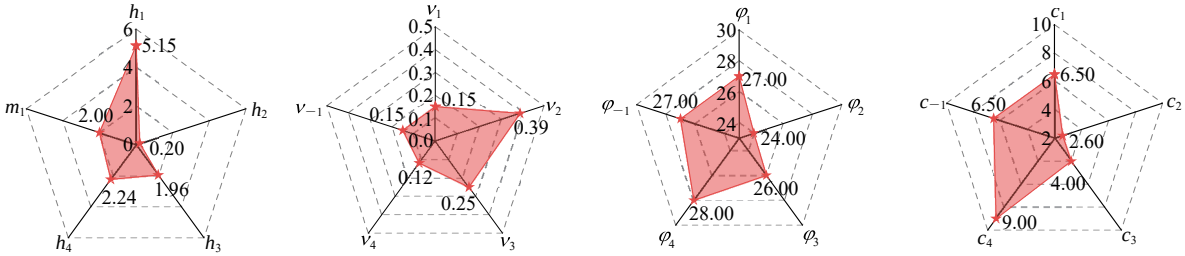
从 Group3 – a 和 Group3 – e 可以看出，当岩层倾角为−45°时，最大塑性区集中于巷道第二、四象限对角线附近区域；而岩层倾角为 45°时，塑性区则位于第一、三象限对角线附近，说明岩层倾角对于围岩塑性区分布的空间位置具有显著控制作用。值得注意的是，不同层状角度条件下非对称破坏的形成机制存在本质区别。通过对比分析 Group3 – a 和 Group3 – c 的破坏特征可以发现，虽然两者在应力和层状协同作用下均表现出巷道围岩塑性区非对称扩展的特征，但其内在的力学机制却存在本质区别。Group3 – c 塑性区形成非对称的原因主要是由于主应力的旋转效应，而 Group3 – a 是由于层状旋转效应导致围岩较软弱岩层 A 位于巷道翼角附近，致使巷道围岩形成的非对称破坏特征。

综上所述，巷道围岩塑性区的发育特征受控于主应力矢量(大小和方向)与层状结构的协同作用。其中，主应力大小主要影响塑性区的扩展范围与形态特征，而主应力方向与层状结构空间几何关系的相互作用则决定了塑性区的优势发育方位，这是导致巷道产生非对称变形破坏的关键控制因素。

4　工程算例及启示

4.1　工程算例

本研究以保德煤矿 81305 工作面 2 号回风巷道为工程背景，该巷道埋深约 400 m，开采煤层厚度 3.7～9.2 m。巷道设计断面为矩形，高 $G=4$ m、宽 $W=5$ m。根据地质勘察资料，巷道顶板自上而下依次为：3.15 m 煤层、0.2 m 泥岩、1.96 m 砂质泥岩和 2.24 m 粗粒砂岩，总厚度 7.55 m，层状倾角 η 为 0°。贾后省等[10, 31]给出该区域主应力特征为：最大主应力 $\sigma_1=35$ MPa，其方向与竖直方向呈 46°，最小主应力为 17.5 MPa，σ_2 为最大主应力与最小主应力的平均值。基于应力值和偏转角得到 Φ_1，Φ_2，Φ_3，δ_1，δ_2 和 δ_3 分别为 44°，0°，−46°，90°，0°和 90°。基于现场调研确定的各层岩体的围岩力学参数如图 12 所示。其中，各层围岩的泊松比参数采用钱鸣高等[5]研究成果给出的区间范围。



(a) 层厚　(b) 泊松比　(c) 内摩擦角　(d) 黏聚力

(a) Layer thickness　(b) Poisson′s ratio　(c) Internal friction angle　(d) Cohesion

图 12　回风巷道力学参数

Fig.12　Mechanical parameters of return airway

对于非圆断面巷道，其关键求解步骤主要包括远场主应力函数转换、近场主应力函数求解，以及基于叠加原理对围岩塑性状态进行判别。在非圆断面条件下，极坐标系下适用于圆形巷道的周边应力分布解析解式(3)不再适用，此时通常需借助保角映射等方法，将复杂边界映射为单位圆域，进而在映射域内进行应力函数求解。复变函数解析法为解决非规则断面巷道周边应力分布问题提供了有效途径，该方法可通过构造满足边界条件的复应力函数，并利用柯西积分公式或幂级数展开计算，获得巷道周边应力的解析表达式。

然而，现有矩形力学模型研究多基于二维的平面应变假设，未能充分考虑围岩的真实三维应力状态。为此，韩子俊等[33-34]在前期研究中建立了广义平面应变模型，将非圆断面巷道的力学模型同样分为平面应变模型、面外剪切模型和单轴压缩模型，并给出了 3 种典型模型下巷道近场应力分布的解析解。因此，针对考虑主应力矢量及层状结构的非圆巷道力学求解问题，需将本文构建的应力旋转模型与层状计算模型，与已建立的广义平面应变模型相结合，形成完整的非圆断面巷道塑性区计算方法。最终计算流程如图 13 所示。图中，$w(\zeta)$ 为映射函数；$\varphi_0(\zeta)$ 和 $\psi_0(\zeta)$ 为平面单位圆外整个区域的解析函数；$\varphi(\zeta)$，$\psi(\zeta)$，$\Phi(\zeta)$ 和 $\Psi(\zeta)$ 为关于复变量 ζ 的复势解析函数；W 为巷道宽度；G 为巷道高度。

基于回风巷道应力参数、尺寸参数、力学参数及图 13 计算流程，对 81305 巷道围岩塑性区破坏特征进行分析，结果如图 14 所示。计算结果发现巷道顶板区域呈现显著的差异性破坏特征：(1) 空间分布不对称性：左帮侧顶板破坏范围明显大于右帮侧，且左帮侧塑性区呈现典型的蝶形扩展形态；(2) 层状破坏特征：巷道顶板煤层未发生整体破坏，但其上覆岩层表现出明显的分层破坏现象，其中泥岩层发生全厚度破坏，砂质泥岩层则呈现局部破坏特征，两岩层间存在塑性区贯通现象。贾后省等[10]通过现场实测与数值模拟相结合的方法，对巷道顶板塑性

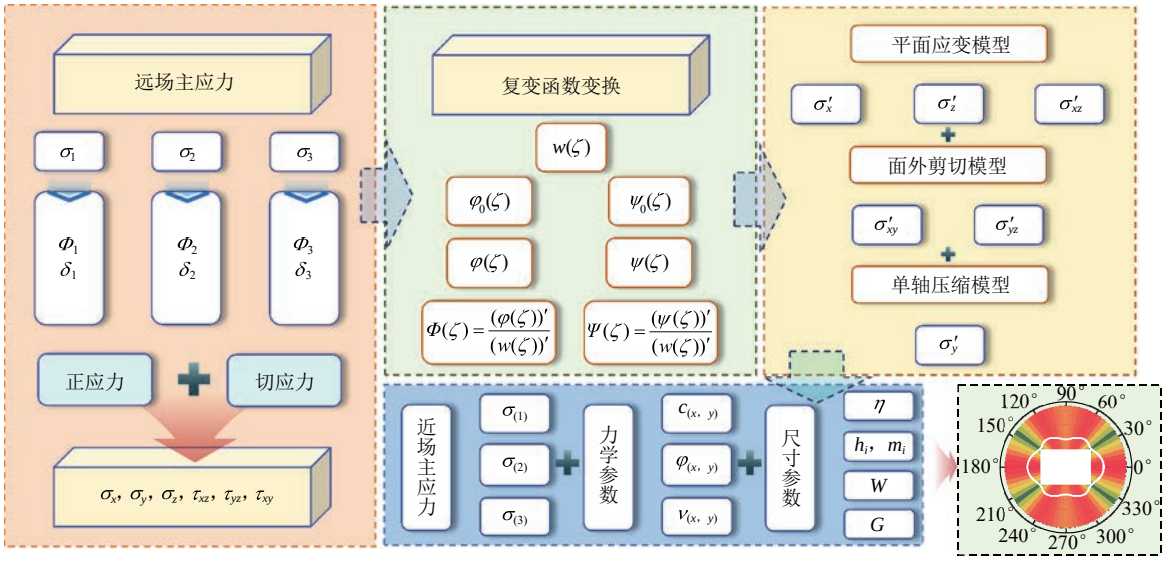


图 13　非圆断面巷道塑性区计算流程

Fig.13　Calculation procedure for plastic zone in non-circular roadways

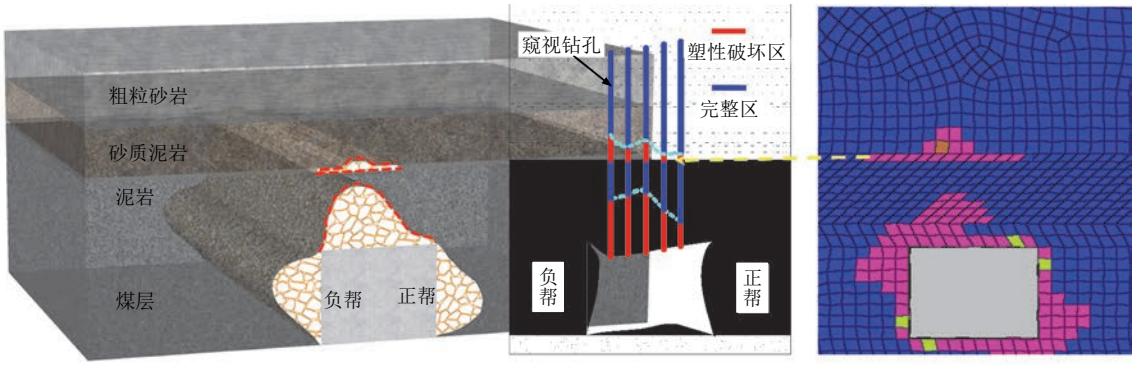


图 14　理论计算结果与钻孔窥视结果对比图

Fig.14　The comparison between the theoretical calculation results and the borehole peep results

变形特征进行了系统研究。该研究在巷道顶板布置了 5 组深度为 8 000 mm 的窥视孔，通过钻孔窥视技术获得了围岩塑性变形的实测数据。对比 3 种手段的结果来看，本文所提出的计算方法与现场实测数据及数值模拟获得的塑性区破坏特征具有良好的一致性，三者所揭示的塑性区分布特征基本吻合。这一对比分析验证了本文算法的准确性与可靠性。

4.2　工程调控启示

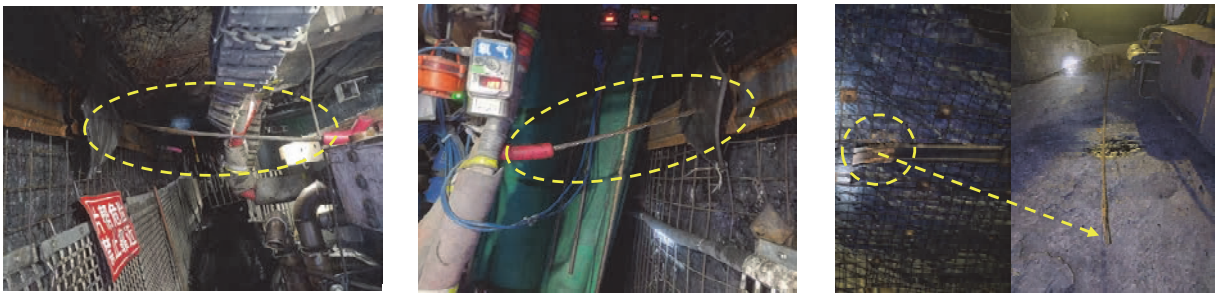
本文在常规的巷道力学模型中引入了区域三维主应力大小和方向，同时考虑了巷道围岩所赋存的地层结构的影响，探讨了巷道围岩的破坏行为，确定了巷道围岩破坏方位和破坏程度的主控因素，揭示了巷道围岩的非对称破坏机制。在现场中，针对非对称大变形巷道的稳定性控制可从支护位置空间布设优化、保障锚固节点稳定和支护材料力学性能强化三部分展开：

(1) 支护位置空间布置优化

目前，大多数矿井的初步支护设计采用对称形式，然而在主应力和层理结构的耦合作用下，巷道围岩的破坏往往呈现出明显的非对称特征。通过对 Group2－a，Group2－d 和 Group2－e 的分析发现，巷道两帮的破坏表现出显著的非对称性，而顶底板 B 岩层的破坏仍基本保持对称。这一现象与均质围岩的典型响应存在明显差异——在均质模型中，巷道的非对称破坏通常表现为顶板与帮部同步失稳；但在层状复合岩体中，顶板与帮部的非对称破坏可独立发生。因此，在支护设计时，必须充分考虑围岩的应力分布特征及层理结构特性，结合不同区域的应力状态和岩层结构，采取针对性的支护措施，如在塑性区范围较大的位置加密锚杆索布置，以提高支护效果并控制围岩变形。

(2) 保障锚固节点稳定

现场调研发现，部分锚杆索失效主要表现为围岩破碎导致的锚杆整体脱出和锚固剂－围岩界面脱黏失效，其特征是锚固剂与杆体被整体拉出(见图 15(a))。究其原因主要有两方面：(1) 支护材料长度不足，导致锚固端位于巷道塑性区范围内，无法形成有效锚固；(2) 当巷道存在软弱夹层时，塑性区易发生跃透现象，使得支护材料的最终锚固点落入次生塑性区范围内，同样造成支护系统整体失效。因此，在支护时要确保锚固端深入稳定岩层。



(a) 支护体整体抽出

(a) Overall extraction of the support body

(b) 支护体破断

(b) Fracture of the support body

图 15　巷道支护体失效模式典型案例照片

Fig.15　Typical case photographs of failure modes of roadway support body

(3) 支护材料力学性能强化

巷道围岩在破坏过程中形成的塑性区具有显著碎胀性，巨大的膨胀压力可能超出支护体变形能力，特别是在支护材料延伸率不足或强度偏低的情况下，极易导致锚杆(索)发生拉伸断裂破坏。此外，在主应力旋转和岩层原生层理结构的共同作用下，围岩剪切效应显著增强，容易引发层间错动和剪切破坏，这也使得锚杆(索)面临较高的剪切破坏风险(见图 15(b))。因此，针对围岩破碎范围较大的情况，可采取注浆加固提高岩体抗变形能力，并配合高延伸性、高强度的支护材料，形成协同控制体系，实现对围岩的有效控制。

5　结论与展望

本研究通过真三轴试验，揭示了主应力矢量与层状结构对岩石力学行为的协同控制作用。以此为基础，建立了考虑主应力矢量和层状作用的巷道稳定性分析模型，获得了主应力路径的空间转换方程，提出了分层提取算法与塑性区预测方法，进而系统分析了主应力大小、方向与岩层结构共同影响下的巷道破坏规律。主要得到如下结论：

(1) 区域主应力矢量与层状结构面之间的协同作用导致层状岩石的力学强度呈非单调演化，且其破坏模式表现出显著的各向异性，充分说明主应力矢量与层状结构对岩石稳定性的控制作用。

(2) 通过建立综合考虑区域主应力和层状结构特征的巷道力学分析模型，提出了空间主应力的表征与转换方法，构建了三维应力场下巷道围岩力学参数分层提取算法流程，并在此基础上给出了主应力偏转与层状结构协同作用下巷道围岩塑性区的预测方法。工程实例验证了该理论方法的有效性。

(3) 巷道围岩塑性区发育特征受区域主应力大小、方向及层状结构共同控制。主应力大小主要影响塑性区的扩展范围与形态，而主应力方向与层状结构的协同作用则主导了塑性区的优势发育方向，进而导致巷道呈现非对称破坏特征。

(4) 针对层状岩层中具有明显非对称大变形特征的巷道，为应对其受主应力旋转与结构面耦合作用所导致的变形，建议从支护位置空间布置优化、锚固节点稳定性增强以及支护材料力学性能强化三方面，提出相应的围岩稳定性控制思路。

本研究主要适用于因主应力偏转与层状结构耦合作用而存在失稳风险的巷道。对此类巷道围岩塑性区进行预测，需首先精确测定三维主应力的大小与方向，并准确获取各岩层的岩性组合及关键力学参数。在层状岩体巷道稳定性分析中，塑性破坏行为的预测结果与所选取的强度准则密切相关。未来需进一步结合不同岩层各自的力学特性与破坏机制，选取适配于其特定破坏模式的强度准则，从而全面提升围岩稳定性评估的准确性与可靠性。

参考文献(References)：

[1] 贺　鑫，陈国庆，孙　祥，等. 不同层理倾角下千枚岩蠕变力学特性及本构模型研究[J]. 岩石力学与工程学报，2025，44(8)：2 139－2 152.(HE Xin，CHEN Guoqing，SUN Xiang，et al. Creep mechanical properties and constitutive model of phyllite under different bedding dip angles[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2025，44(8)：2 139－2 152.(in Chinese))

[2] 李红儒，何满潮，乔亚飞，等. 层理煤的冲击破坏行为及其倾向性评价[J]. 岩石力学与工程学报，2024，43(9)：2 178－2 188.(LI Hongru，HE Manchao，QIAO Yafei，et al. Burst behavior and its proneness evaluation of bedding coal[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2024，43(9)：2 178－2 188.(in Chinese))

[3] XU L，GONG F Q，DAI J H，et al. Effects of bedding angles on rock burst proneness of layered anisotropic phyllites[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering，2025，17(7)：4 288－4 313.

[4] 伍永平，解盘石，贠东风，等. 大倾角层状采动煤岩体重力－倾角效应与岩层控制[J]. 煤炭学报，2023，48(1)：100－113.(WU Yongping，XIE Panshi，YUN Dongfeng，et al. Gravity-dip effect and strata control in mining of the steeply dipping coal seam[J]. Journal of China Coal Society，2023，48(1)：100－113.(in Chinese))

[5] 钱鸣高，石平五，许家林. 矿山压力与岩层控制[M]. 徐州：中国矿业大学出版社，2010：244－247.(QIAN Minggao，SHI Pingwu，XU Jialin. Mine pressure and strata control[M]. Xuzhou：China University of Mining and Technology Press，2010：244－247.(in Chinese))

[6] 刘洪涛，韩子俊，刘勤裕，等. 巷道蝶形破坏强度准则低敏感性研究及工程应用[J]. 岩土力学，2024，45(1)：117－130.(LIU Hongtao，HAN Zijun，LIU Qinyu，et al. Low sensitivity research and engineering application of roadway butterfly failure strength criterion[J]. Rock and Soil Mechanics，2024，45(1)：117－130.(in Chinese))

[7] MA Z Y，ZUO J P，ZHU F，et al. Non-orthogonal failure behavior of roadway surrounding rock subjected to deep complicated stress[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering，2023，56：6 261－6 283.

[8] 贾后省，马念杰，朱乾坤. 巷道顶板蝶叶塑性区穿透致冒机制与控制方法[J]. 煤炭学报，2016，41(6)：1 384－1 392.(JIA Housheng，MA Nianjie，ZHU Qiankun. Mechanism and control method of roof fall resulted from butterfly plastic zone penetration[J]. Journal of China Coal Society，2016，41(6)：1 384－1 392.(in Chinese))

[9] 王卫军，赵志强，贾后省，等. 煤矿采动巷道冒顶机理及其关键控制技术与装备[J]. 煤炭学报，2026，51(1)：338－351.(WANG Weijun，ZHAO Zhiqiang，JIA Housheng，et al. Roof collapse mechanism and key control technology and equipment for mining-affected in coal mines[J]. Journal of China Coal Society，2026，51(1)：338－351.(in Chinese))

[10] 贾后省，李国盛，王路瑶，等. 采动巷道应力场环境特征与冒顶机制研究[J]. 采矿与安全工程学报，2017，34(4)：707－714.(JIA Housheng，LI Guosheng，WANG Luyao，et al. Characteristics of stress-field environment and roof falling mechanism of mining influenced roadway[J]. Journal of Mining and Safety Engineering，2017，34(4)：707－714.(in Chinese))

[11] 贾后省，潘　坤，刘少伟，等. 采动巷道复合顶板离层破坏机制与预测方法[J]. 采矿与安全工程学报，2021，38(3)：518－527.(JIA Housheng，PAN Kun，LIU Shaowei，et al. Mechanism and prediction method of rock layer separation failure of composite roof in mining roadway[J]. Journal of Mining and Safety Engineering，2021，38(3)：518－527.(in Chinese))

[12] 贾后省，王　林，彭　博，等. 弱黏结复合顶板沿空留巷分级“控顶－卸压”机制与应用[J]. 中国矿业大学学报，2023，52(6)：1 191－1 202.(JIA Housheng，WANG Lin，PENG Bo，et al. Mechanism and application of classification“roof control-pressure relief”of gob-side entry retained with weakly caking compound roof[J]. Journal of China University of Mining and Technology，2023，52(6)：1 191－1 202.(in Chinese))

[13] 庞义辉，王国法，李冰冰. 深部采场覆岩应力路径效应与失稳过程分析[J]. 岩石力学与工程学报，2020，39(4)：682－694.(PANG Yihui，WANG Guofa，LI Bingbing. Stress path effect and instability process analysis of overlying strata in deep stopes[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2020，39(4)：682－694.(in Chinese))

[14] GU L J，FENG X T，KONG R，et al. Effect of principal stress direction interchange on the failure characteristics of hard rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences，2023，170：105365.

[15] WANG W Q，FENG X T，WANG Q H，et al. 3D DEM simulation of hard rock fracture in deep tunnel excavation induced by changes in principal stress magnitude and orientation[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering，2024，16(10)：3 870－3 884.

[16] EBERHARDT E. Numerical modelling of three-dimension stress rotation ahead of an advancing tunnel face[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences，2001，38(4)：499－518.

[17] 王家臣，王兆会，唐岳松，等. 千米深井超长工作面顶板分区破断驱动机制与围岩区域化控制研究[J]. 煤炭学报，2023，48(10)：3 615－3 627.(WANG Jiachen，WANG Zhaohui，TANG Yuesong，et al. Regional failure mechanism of main roof and zonal method for ground control in kilometer-deep longwall panel with large face length[J]. Journal of China Coal Society，2023，48(10)：3 615－3 627.(in Chinese))

[18] 王家臣，王兆会，杨　杰，等. 千米深井超长工作面采动应力旋转特征及应用[J]. 煤炭学报，2020，45(3)：876－888.(WANG Jiachen，WANG Zhaohui，YANG Jie，et al. Mining-induced stress rotation and its application in longwall face with large length in kilometer deep coal mine[J]. Journal of China Coal Society，2020，45(3)：876－888.(in Chinese))

[19] ZUO J P，MA Z Y，XU C Y，et al. Mechanism of principal stress rotation and deformation failure behavior induced by excavation in roadways[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering，2024，16(11)：4 605－4 624.

[20] MA Z Y，ZUO J P. Failure mechanisms of roadways with non-coplanar axial direction and stress space：true triaxial test and mechanical analysis[J]. International Journal of Mining Science and Technology，2024，34(12)：1 711－1 725.

[21] 丁立钦，王志乔，吕建国，等. 基于围岩本体 Mogi-Coulomb 强度准则的层理性岩层斜井井壁稳定模型[J]. 岩石力学与工程学报，2017，36(3)：622－632.(DING Liqin，WANG Zhiqiao，LV Jianguo，et al. A model for inclined borehole stability in bedding rocks based on Mogi-Coulomb criterion of rock matrix[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2017，36(3)：622－632.(in Chinese))

[22] HUANG L Q，SI X F，LI X B，et al. Influence of maximum principal stress direction on the failure process and characteristics of D-shaped tunnels[J]. International Journal of Mining Science and Technology，2022，32(5)：1 125－1 143.

[23] ZHANG J W，SONG Z X，ZHANG L C，et al. Mechanical behaviours of bedded sandstone under hydromechanical coupling[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering，2024，16(4)：1 245－1 264.

[24] 程建龙，杨圣奇，殷鹏飞，等. 复合岩层变形及强度特性卸围压试验研究[J]. 中国矿业大学学报，2018，47(6)：1 233－1 242.(CHENG Jianlong，YANG Shengqi，YIN Pengfei，et al. Experimental study of the deformation and strength behavior of composite rock specimens in unloading confining pressure test[J]. Journal of China University of Mining and Technology，2018，47(6)：1 233－1 242.(in Chinese))

[25] WANG Y W，ZHAO Z Q，HUI Z L，et al. Mechanical responses of bedding coals under uniaxial compression：insights from deformation，energy and acoustic emission characteristics[J]. Case Studies in Construction Materials，2025，22：e04404.

[26] OHNO K，OHTSU M. Crack classification in concrete based on acoustic emission[J]. Construction and Building Materials，2010，24(12)：2 339－2 346.

[27] ZHANG Z H，DENG J H. A new method for determining the crack classification criterion in acoustic emission parameter analysis[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences，2020，130：104323.

[28] DONG L J，ZHANG Y H，BI S J，et al. Uncertainty investigation for the classification of rock micro-fracture types using acoustic emission parameters[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences，2023，162：105292.

[29] BRADLEY W B. Failure of inclined boreholes[J]. Journal of Energy Resources Technology，1979，101(4)：232－239.

[30] 刘洪涛，韩子俊，韩　洲，等. 三维应力场中不同空间角下钻孔稳定性研究[J]. 中国矿业大学学报，2024，53(5)：925－942.(LIU Hongtao，HAN Zijun，HAN Zhou，et al. Study on borehole stability under different spatial angles in three-dimensional stress field[J]. Journal of China University of Mining and Technology，2024，53(5)：925－942.(in Chinese))

[31] KHALYMENDYK I，BARYSHNIKOV A. The mechanism of roadway deformation in conditions of laminated rocks[J]. Journal of Sustainable Mining，2018，17(2)：41－47.

[32] 刘允芳. 第三主应力的方向和第二主应力的方位角(或倾角)的推求[J]. 力学与实践，1991，(6)：60－61.(LIU Yunfang. The derivation of the direction of the third principal stress and the azimuth (or dip angle) of the second principal stress[J]. Mechanics in Engineering，1991，(6)：60－61.(in Chinese))

[33] 韩子俊，刘洪涛，韩　洲，等. 基于复变理论的巷道广义平面应变模型及工程实践[J]. 煤炭学报，2026，待刊.(HAN Zijun，LIU Hongtao，HAN Zhou，et al. Generalized plane strain model of roadway based on complex variable theory and its engineering practice[J]. Journal of China Coal Society，2026，to be pressed.(in Chinese))

[34] HAN Z J，LIU H T，GUO L F，et al. A full-plane strain complex variable analytical model considering three-dimensional principal stress rotation and its engineering applications[J]. International Journal of Coal Science and Technology，2025，12：88.