

考虑轴向应力作用的巷道偏应力分布与破坏特征关系

刘洪涛^{1,2}, 韩子俊^{1,2}, 陈子晗^{1,2}, 郭林峰³, 梁嘉璐¹, 韩 洲^{1,2}, 刘勤裕^{1,2}, 姬 越¹

(1. 中国矿业大学(北京) 能源与矿业学院, 北京 100083; 2. 巷道支护与灾害防治煤炭行业工程研究中心, 北京 100083;

3. 中国煤炭工业协会, 北京 100000)

摘要: 通过理论分析建立了考虑巷道轴向应力影响的全平面应变问题三维模型, 推导了三维应力场下巷道围岩第二不变偏应力 J_2 隐式解析解, 分析了巷道围岩在弹性状态和塑性状态时不同水平侧压和轴向侧压环境下的 J_2 分布大小及形态演化规律。基于 Kastner 求解法得出了三维应力场下的巷道围岩塑性区边界隐式解, 并运用数学与数值分析方法研究了不同应力条件下巷道围岩塑性区分布特征。建立了第二不变偏应力 J_2 与围岩塑性区形态的相互对应关系, 揭示了巷道围岩的变形破坏机制。以寸草塔二矿 31205 工作面回风巷为工程背景, 对叠加采动作用下的巷道围岩 J_2 及塑性区分布特征展开研究, 量化了非对称变形破坏特征, 寻求了支护阻力与 J_2 的相互作用关系, 提出了叠加采动巷道的稳定性控制技术。研究结果表明: 固定轴向侧压值变化水平侧压值的情况下, J_2 和塑性区形态分布特征呈现“圆形-类椭圆形-类蝶形”的演化过程。固定水平侧压值变化轴向侧压值的情况下, J_2 和塑性区形态保持不变。轴向应力的改变对塑性区形态的影响较小, 但会对塑性区尺寸产生较大影响。巷道围岩 J_2 的集中程度越大, 围岩的变形破坏程度越大, J_2 的分布形态一定程度上决定了塑性区的破坏形态。31205 回风巷在叠加采动影响下处于高偏应力 J_2 环境, 且形成了向采空区一侧旋转的应力分布特征, 致使巷道形成非对称大变形破坏。支护阻力的提高对巷道围岩的偏应力 J_2 的降低作用有限, 仅依靠锚杆(索)无法完全对巷道围岩进行稳定控制。基于上述研究, 提出了超前强力支架+锚杆(索)支护系统的组合控制技术, 现场应用效果良好。

关键词: 巷道围岩控制; 偏应力第二不变量 J_2 ; 塑性区形态; 围岩破坏机制; 重复采动

中图分类号: TD322 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-9993(2025)02-0824-21

Relationship between deviatoric stress distribution and failure characteristics of roadway considering axial stress

LIU Hongtao^{1,2}, HAN Zijun^{1,2}, CHEN Zihan^{1,2}, GUO Linfeng³, LIANG Jialu¹, HAN Zhou^{1,2}, LIU Qinyu^{1,2}, JI Yue¹

(1. School of Energy and Mining Engineering, China University of Mining & Technology (Beijing), Beijing 100083, China; 2. Roadway Support and Disaster Prevention Coal Industry Engineering Research Center, Beijing 100083, China; 3. China National Coal Association, Beijing 100000, China)

收稿日期: 2024-05-18 策划编辑: 郭晓炜 责任编辑: 刘雅清 DOI: 10.13225/j.cnki.jcgs.2024.0275

基金项目: 国家自然科学基金联合基金资助项目(U22A20165); 国家自然科学基金资助项目(52004289); 中央高校基本科研业务费资助项目(2022XJNY01)

作者简介: 刘洪涛(1981—), 男, 内蒙古牙克石人, 教授, 博士生导师, 博士。E-mail: lht5004@sina.com

通讯作者: 韩子俊(1996—), 男, 山西晋中人, 博士研究生。E-mail: cumtbhzj@163.com

引用格式: 刘洪涛, 韩子俊, 陈子晗, 等. 考虑轴向应力作用的巷道偏应力分布与破坏特征关系[J]. 煤炭学报, 2025, 50(2): 824-844.

LIU Hongtao, HAN Zijun, CHEN Zihan, et al. Relationship between deviatoric stress distribution and failure characteristics of roadway considering axial stress[J]. Journal of China Coal Society, 2025, 50(2): 824-844.



移动阅读

Abstract: Through theoretical analysis, a three-dimensional model of the full-plane strain problem considering the influence of the axial stress of the roadway is established. The implicit analytical solution of the second invariant deviatoric stress J_2 of the roadway surrounding rock under the three-dimensional stress field is derived. The distribution and morphological evolution of J_2 under different horizontal lateral pressure and axial lateral pressure stress environments in the elastic state and plastic state of the roadway surrounding rock are analyzed. Based on the Kastner solution method, the implicit solution of the plastic zone boundary of roadway surrounding rock under three-dimensional stress field is obtained, and the distribution characteristics of plastic zone of roadway surrounding rock under different stress conditions are studied by mathematical and numerical analysis methods. The corresponding relationship between the second invariant deviator stress J_2 and the plastic zone shape of surrounding rock is established, and the deformation and failure mechanism of surrounding rock is revealed. Taking the return airway of 31205 working face in Cuncaota No.2 Mine as the engineering background, the distribution characteristics of J_2 and plastic zone of roadway surrounding rock under superimposed mining are studied, the characteristics of asymmetric deformation and failure are quantified, the interaction relationship between support resistance and J_2 is sought, and the stability control technology of superimposed mining roadway is proposed. The results show that: When the axial lateral pressure value is fixed and the horizontal lateral pressure value is changed, the morphological distribution characteristics of J_2 and plastic zone show the evolution process of “circular-elliptical-butterfly-like”. When the horizontal lateral pressure value is fixed and the axial lateral pressure value is changed, the shape of J_2 and plastic zone remains unchanged. The change of axial stress has little effect on the shape of plastic zone, but has a great influence on the size of plastic zone. The greater the concentration of surrounding rock J_2 , the greater the degree of deformation and failure of surrounding rock. The distribution of J_2 determines the failure mode of plastic zone to a certain extent. The 31205 return airway is in a high deviatoric stress J_2 environment under the influence of superimposed mining, and the stress distribution characteristics of rotating to the side of the goaf are formed, resulting in the formation of asymmetric large deformation and failure of the roadway. The increase of support resistance has limited effect on the decrease of deviatoric stress J_2 of roadway surrounding rock, and it is impossible to completely control the stability of roadway surrounding rock only by bolt (cable). Based on the above research, the combined control technology of advanced strong support + bolt (cable) support system is proposed, and the field application effect is good.

Key words: roadway surrounding rock control; the second invariant of deviatoric stress J_2 ; plastic zone morphology; failure mechanism of surrounding rock; repeated mining

0 引言

近年来煤矿安全形势持续好转,但顶板灾害形势依然严峻,2022年和2023年的巷道顶板事故占总事故数的36.10%和22.22%。顶板灾害中90%以上发生在巷道掘进工作面及采动引起的变形巷道,因此巷道围岩的稳定性分析仍是关注的重点和难点^[1-4]。

巷道在掘进和采动过程中径向由于应力梯度变化导致围岩产生不同程度的破坏。最初学者采用水平应力、垂直应力、最大主应力 σ_1 、最小主应力 σ_3 等单一应力指标^[5-6]和主应力比值 σ_1/σ_3 、主应力差值 $\sigma_1-\sigma_3$ 等双向应力指标来研究围岩的稳定性,通过寻找巷道周边应力集中的位置及应力集中大小来揭示巷道围岩的变形破坏机理^[7-8]。而巷道围岩所处的应力条件为三维应力环境,上述常规应力指标忽略了巷道轴向应力的影响。在目前的高强采动影响下,巷道围岩的应力环境出现采动应力旋转现象^[6],当最大主

应力方向位于巷道轴线方向时,围岩轴向应力的忽略会高估对围岩整体的稳定性评价。同时,在引入真三轴试验后,学者对含孔试件的力学特性展开分析,发现钻孔轴向应力的改变对岩体的力学强度具有重要影响^[9]。因此,巷道围岩的破坏并非是某1个或者某2个应力指标所作用的结果,而是巷道周边三向应力共同作用的结果。单一应力、主应力比值和主应力差值等指标难以准确反映围岩在不同方向上的应力分布位置及大小,需要对巷道围岩周边的应力状态展开综合分析。

巷道围岩的变形破坏是围岩塑性区不断扩展形成的,塑性区的形态对围岩的破坏模式具有重要作用^[10]。早期对于塑性区形态的认识大多以圆形和椭圆形为主,而近些年的研究表明在高偏应力环境下,巷道围岩的塑性区形态会呈现“蝶形”或“X形”形态,同时在对围岩进行钻孔探测及岩体力学试验时发现了“蝶形”形态的破坏特征。因此,目前对于塑性区的

形态有了较为完整的认识^[11-12]。1986年鲍里索夫^[13]提出巷道周边的弹性应力解可以近似评价和反映巷道周边可能出现破坏的位置，并通过分析巷道周边的等主应力和等剪应力曲线发现应力分布具有一定的形态特征。围岩的应力分布是塑性区破坏形态形成的决定性因素，因而寻求应力形态和塑性区形态的相互关系对于揭示巷道围岩的变形破坏机理具有重要的工程实用价值。

在塑性力学理论中，偏应力控制围岩的变形破坏。因此，部分学者采用最大主偏应力 S_1 对围岩的应力分布进行探讨^[14]。最大主偏应力 S_1 是由岩体周边任意一点的最大主应力与平均应力的差值构成，在使用该表达式时，首先需要对巷道周边的最大主应力进行判别，然后再进行最大主偏应力计算，因此该过程较为繁琐和复杂。本文以偏应力第二不变量 J_2 （简称 J_2 ）为基础，推导了考虑巷道轴向应力影响的偏应力分布解析解和塑性区边界隐式解，对比研究了不同应力条件下巷道围岩 J_2 和塑性区在形态上的一致性，基于 J_2 指标对围岩形成不同程度破坏和不同破坏形态的原因进行阐述，揭示了巷道围岩的变形破坏机理，并通过理论分析对工程进行指导。

1 三维应力场下巷道围岩偏应力 J_2 分布特征

1.1 偏应力张量第二不变量 J_2 解析式

目前大多数采用的力学模型为平面应变模型，而未考虑巷道轴向应力影响。当巷道轴向沿坐标 y 轴布置足够长时，巷道轴线方向的荷载仅对巷道两端附近局部区域的应力分布产生显著影响，而对巷道两端外的绝大部分区域的应力分布影响较小。因此，巷道应力分布可以看作有洞平面应变模型与无洞单轴压缩模型二者应力场的叠加。在平面应变模型和无洞单轴压缩模型中围岩任意一点的轴向应力的表达式为^[15]

$$\begin{cases} \sigma_{v1} = v \left[(\sigma_x + \sigma_z) - 2(\sigma_x - \sigma_z) \frac{R_0^2}{r^2} \cos 2\theta \right] \\ \sigma_{v2} = \sigma_y - v(\sigma_x + \sigma_z) \end{cases} \quad (1)$$

式中： σ_x 、 σ_y 和 σ_z 为巷道在坐标系 x 、 y 和 z 方向的载荷，MPa； v 为围岩泊松比； R_0 为巷道半径，m； r 、 θ 为巷道周围任意一点的极坐标； σ_{v1} 和 σ_{v2} 分别为平面应变模型和无洞单轴压缩模型的轴向应力解析解。

将 σ_{v1} 和 σ_{v2} 相加可得全平面应变模型下巷道围岩任意一点的轴向应力表达式。三向应力场中极坐标系下孔洞周边任意一点的应力表达式为

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\sigma_x + \sigma_z}{2} \left(1 - \frac{R_0^2}{r^2} \right) + \\ &\quad \frac{\sigma_x - \sigma_z}{2} \left(1 - 4 \frac{R_0^2}{r^2} + 3 \frac{R_0^4}{r^4} \right) \cos 2(\theta - \alpha) \\ \sigma_\theta &= \frac{\sigma_x + \sigma_z}{2} \left(1 + \frac{R_0^2}{r^2} \right) - \\ &\quad \frac{\sigma_x - \sigma_z}{2} \left(1 + 3 \frac{R_0^4}{r^4} \right) \cos 2(\theta - \alpha) \\ \sigma_v &= \sigma_y - 2v(\sigma_x - \sigma_z) \frac{R_0^2}{r^2} \cos 2(\theta - \alpha) \\ \tau_{r\theta} &= \frac{\sigma_x - \sigma_z}{2} \left(1 + 2 \frac{R_0^2}{r^2} - 3 \frac{R_0^4}{r^4} \right) \sin 2(\theta - \alpha) \end{aligned} \quad (2)$$

式中： σ_r 、 σ_θ 、 σ_v 和 $\tau_{r\theta}$ 为围岩任意一点的径向、环向、轴向应力和剪应力，MPa； α 为应力偏转角， $(^\circ)$ 。

极坐标系下巷道周边任意一点的主应力为^[16]

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

式中： $\sigma_{(1)}$ 、 $\sigma_{(2)}$ 和 $\sigma_{(3)}$ 为巷道围岩的三向主应力，MPa，其中 $\sigma_{(2)}$ 为巷道轴向应力。

需要说明的是，此处的 $\sigma_{(1)}$ 、 $\sigma_{(2)}$ 和 $\sigma_{(3)}$ 并非分别为最大、中间和最小主应力 σ_1 、 σ_2 和 σ_3 。因此需要对三向应力大小进行排序，已知 $\sigma_{(1)} \geq \sigma_{(3)}$ ，则主应力大小将分为以下 3 种情况^[7,14]：

- 1) $\sigma_{(1)} \geq \sigma_{(2)} \geq \sigma_{(3)}$ ，即 $\sigma_1 = \sigma_{(1)}$, $\sigma_3 = \sigma_{(3)}$
- 2) $\sigma_{(1)} \geq \sigma_{(3)} \geq \sigma_{(2)}$ ，即 $\sigma_1 = \sigma_{(1)}$, $\sigma_3 = \sigma_{(2)}$
- 3) $\sigma_{(2)} \geq \sigma_{(1)} \geq \sigma_{(3)}$ ，即 $\sigma_1 = \sigma_{(2)}$, $\sigma_3 = \sigma_{(3)}$

在弹塑性力学中，应力张量分为应力球张量和应力偏张量，其中应力偏张量对岩体的稳定性具有重要影响。在给定的应力状态下，描述一点应力状态的应力分量的大小和方向并不会随着坐标系的变化而变化的量叫做应力张量不变量。其中偏应力张量第二不变量 J_2 具有重要的物理意义，其表达式如式 (4) 所示。 J_2 代表着孔洞周围各项剪应力的大小，其与广义剪应力、八面体剪应力、偏剪应力和纯剪应力有着紧密联系^[17-18]。因此，以 J_2 为物理量来表征巷道围岩的稳定性具有重要的意义。

$$J_2 = \frac{1}{6} \left[(\sigma_{(1)} - \sigma_{(2)})^2 + (\sigma_{(2)} - \sigma_{(3)})^2 + (\sigma_{(1)} - \sigma_{(3)})^2 + 6(\tau_{12}^2 + \tau_{23}^2 + \tau_{13}^2) \right] \quad (4)$$

式中： τ_{12} 、 τ_{23} 和 τ_{13} 分别为围岩 3 个方向的剪应力，MPa。

从表达式看出， J_2 是由岩体周边三向应力各自作

差求得,且表达式的每一项均为对称关系。从数学的角度来看,各项应力在该表达式所占的权重相同,因此该表达式无需对三向应力大小展开排序。本文不考虑三向面外的剪应力分量,因此取 $\tau_{12}=\tau_{23}=\tau_{31}=0$,此时联立式(2)、式(3)和式(4)即可获得三维应力条件下的偏应力张量第二不变量 J_2 的解析解如下:

$$J_2 = K_1 \left(\frac{R_0}{r} \right)^8 + K_2 \left(\frac{R_0}{r} \right)^6 + K_3 \left(\frac{R_0}{r} \right)^4 + K_4 \left(\frac{R_0}{r} \right)^2 + K_5 \quad (5)$$

其中, K_1 、 K_2 、 K_3 、 K_4 、 K_5 分别为

$$K_1 = \frac{9}{4} (\sigma_x - \sigma_z)^2$$

$$K_2 = -3(\sigma_x - \sigma_z)^2 - \frac{3}{2} (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos 2(\theta - \alpha)$$

$$K_3 = \left(\frac{17}{6} + \frac{4}{3}v^2 - \frac{4}{3}v \right) (\sigma_x - \sigma_z)^2 \cos^2 2(\theta - \alpha) + \frac{1}{4} (\sigma_x + \sigma_z)^2 (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos 2(\theta - \alpha) - \frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_z)^2 \sin^2 2(\theta - \alpha)$$

$$K_4 = (\sigma_x - \sigma_z)^2 [1 - 2\cos^2 2(\theta - \alpha)] - (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \times \cos 2(\theta - \alpha) \left(\frac{2}{3}v - \frac{5}{6} \right) + \frac{2}{3}\sigma_y (\sigma_x - \sigma_z) \times \cos 2(\theta - \alpha) (1 - 2\mu)$$

$$K_5 = \frac{1}{4} (\sigma_x - \sigma_z)^2 + \frac{1}{12} (\sigma_x + \sigma_z)^2 + \frac{1}{3}\sigma_y^2 - \frac{1}{3}\sigma_y (\sigma_x + \sigma_z)$$

1.2 不同应力环境下巷道围岩偏应力 J_2 分布大小及形态

1.2.1 应力方案设定

为研究三维应力场下 J_2 的大小及形态演化规律,本文采用控制变量法,通过设定与工程实际相符合的应力环境,研究不同应力环境下的 J_2 分布特征。本文定义水平侧压系数 η_1 和轴向侧压系数 η_2 ,表达式分别为

$$\eta_1 = \frac{\sigma_x}{\sigma_z} \quad (6)$$

$$\eta_2 = \frac{\sigma_y}{\sigma_z} \quad (7)$$

目前关于水平侧压系数对巷道围岩的稳定性影响分析较为常见,文献[11]通过设定不同水平应力环境发现围岩塑性区形态具有圆形、椭圆形和蝶形3种。因此,本文设定一组相同轴向侧压、不同水平侧压情况,用于对照分析;在方案I的基础上,分别选取塑性区形态为圆形、椭圆形和蝶形的水平侧压系数,设定方案II、III和IV,通过改变不同轴向侧压系数来研究轴向应力对巷道围岩第二不变偏应力 J_2 的影响。4种应力加载方案见表1。

表1 应力加载方案表

Table 1 Stress loading scheme table

方案	水平侧压 η_1	轴向侧压 η_2	σ_x /MPa	σ_y /MPa	σ_z /MPa
变化水平侧压	I	0.40~1.70	0.50	5.40~30.60	9.00
变化轴向侧压	II	1.00	0.40~3.00	18.00	7.20~54.00
变化轴向侧压	III	1.20	0.40~3.00	21.60	7.20~54.00
变化轴向侧压	IV	2.10	0.63~3.00	37.80	11.34~54.00

由式(5)可知, J_2 计算还需要考虑巷道半径和泊松比参数。本文巷道半径取 3.26 m,巷道围岩力学参数以寸草塔二矿 31205 工作面回风巷为工程背景,泊松比 $v=0.254$ 。由此,可将上述应力方案及参数代入式(5)即可确定不同情况下的巷道围岩偏应力 J_2 的大小及形态。

1.2.2 巷道周边偏应力 J_2 分布大小

基于式(5),计算得到不同应力方案下巷道全方位角度的 J_2 大小如图1所示。从图1a可以看出,当 η_2 固定时,不同 η_1 情况下的巷道周边 J_2 以 90°为分界线呈对称分布, $\eta_1=1$ 时巷道周边的偏应力均匀分布, $\eta_1>1$ 的 J_2 分布呈现先增加后减小的趋势, J_2 在顶板处的偏应力集中程度最大,在帮部的偏应力集中程度最小, $\eta_1<1$ 的应力分布情况正好相反。以 $\eta_1>1$ 为例,随着 η_1 的不断增大, J_2 的曲线增长率不断增大,说明随

着水平侧压的增大,顶帮部的偏应力差值不断增加,巷道围岩所处的偏应力环境逐渐增大。

从图1b、图1c 和图1d 可以看出,当 $\eta_1=1.0$ 时,不同 η_2 下的巷道周边 J_2 分布规律完全一致,呈现均匀“直线”分布,与方案I中 $\eta_1=1.0$ 时的分布特征一致;当 $\eta_1=1.2$ 时,不同 η_2 下巷道周边的 J_2 分布趋势均呈现缓慢上升趋势,总体呈现“凸”字型,而当 $\eta_1=2.1$ 时“凸”字型更加明显,方案III和方案IV中 $\eta_1=1.2$ 和 $\eta_1=2.1$ 时的 J_2 分布特征与方案I基本一致。对照方案I可以看出,不同轴向侧压下巷道围岩的 J_2 分布存在较大差异,充分说明了巷道轴向应力对围岩稳定性的重要性。同时 η_1 对巷道周边 J_2 的分布特征具有重要影响,而 η_2 对巷道周边 J_2 的分布特征影响较小,对 J_2 的分布大小影响较大,

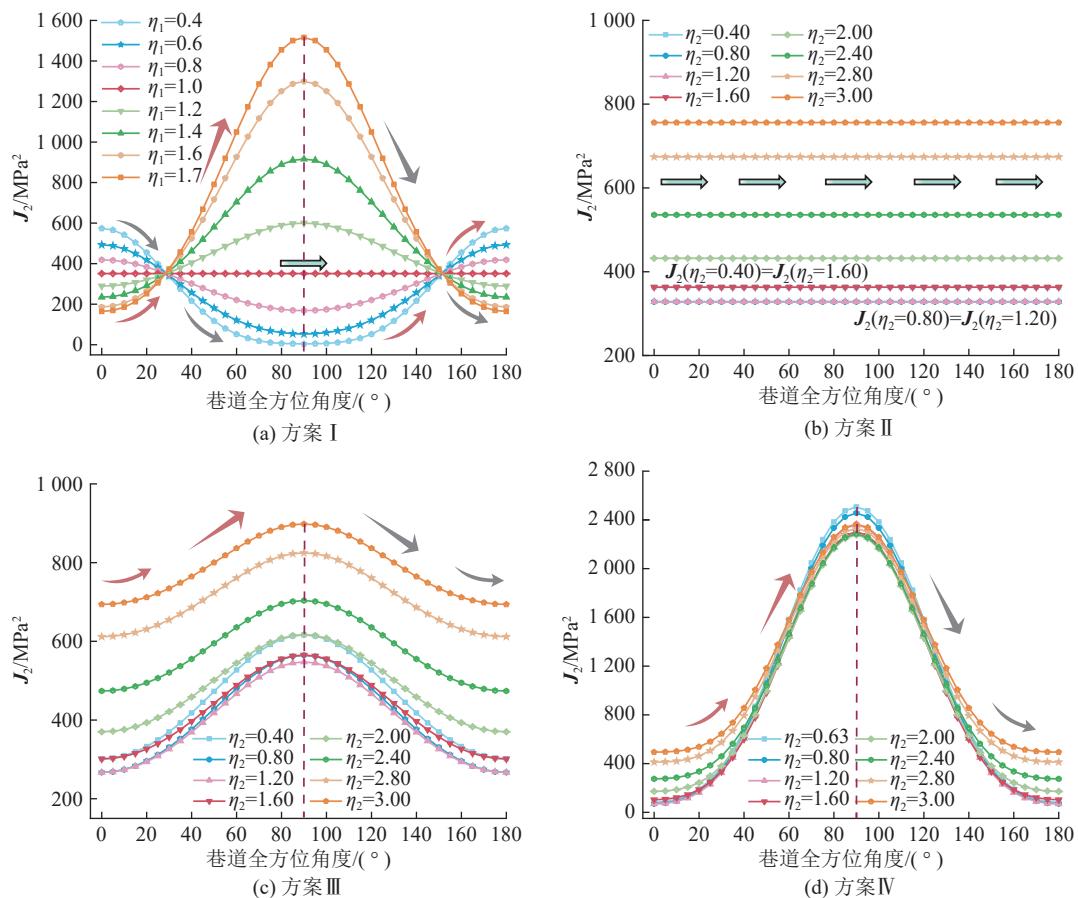


图1 不同方案下巷道偏应力分布大小曲线

Fig.1 Curves of deviatoric stress distribution in roadway under different schemes

1.2.3 巷道周边偏应力 J_2 分布形态

偏应力的分布形态能较好的明确巷道围岩的偏应力集中位置。Maple 软件为工程数学计算软件,该软件具有高精度的数字计算和图像呈现能力,其内置的 Implicit plot 绘图工具包能够可视化隐函数图形。因此,基于式(5)可得 J_2 分布等值线形态如图 2 所示。

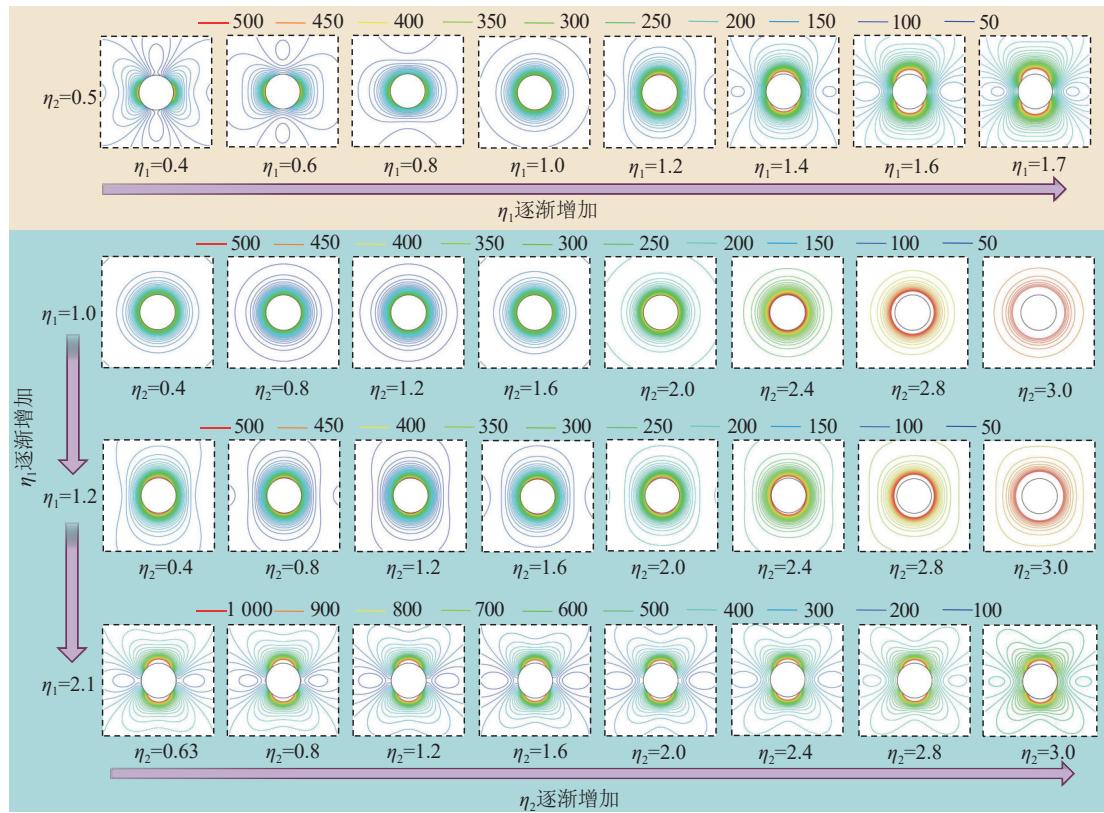
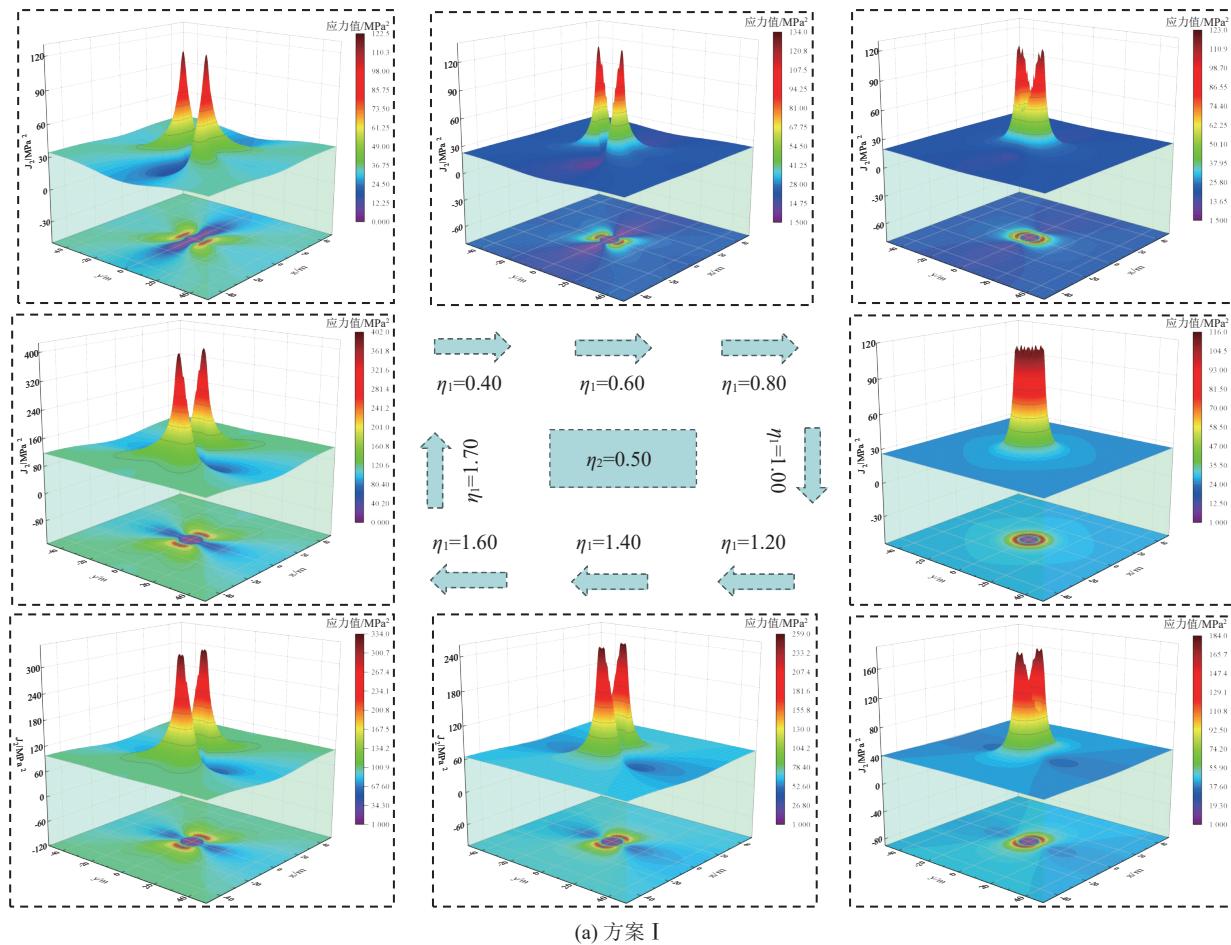
从方案 I 可以看出, η_1 从 0.4 增长至 1.7 的过程中,巷道围岩的 J_2 形态呈现类蝶形—类椭圆形—圆形—类椭圆形—类蝶形的形态演化过程。随着 η_1 的增大,巷道两帮的 J_2 分布由应力集中区变为卸压区,顶板与之相反。当 $\eta_1=1.0$ 时,巷道围岩的 J_2 分布为标准的圆形形态,这与上文 $\eta_1=1.0$ 时巷道围岩全方位偏应力变化趋势为直线相互对应。随着水平侧压的增大,巷道顶板与两帮处的 J_2 差值逐渐增大, J_2 分布形态由类椭圆形逐渐过渡至类蝶形形态。

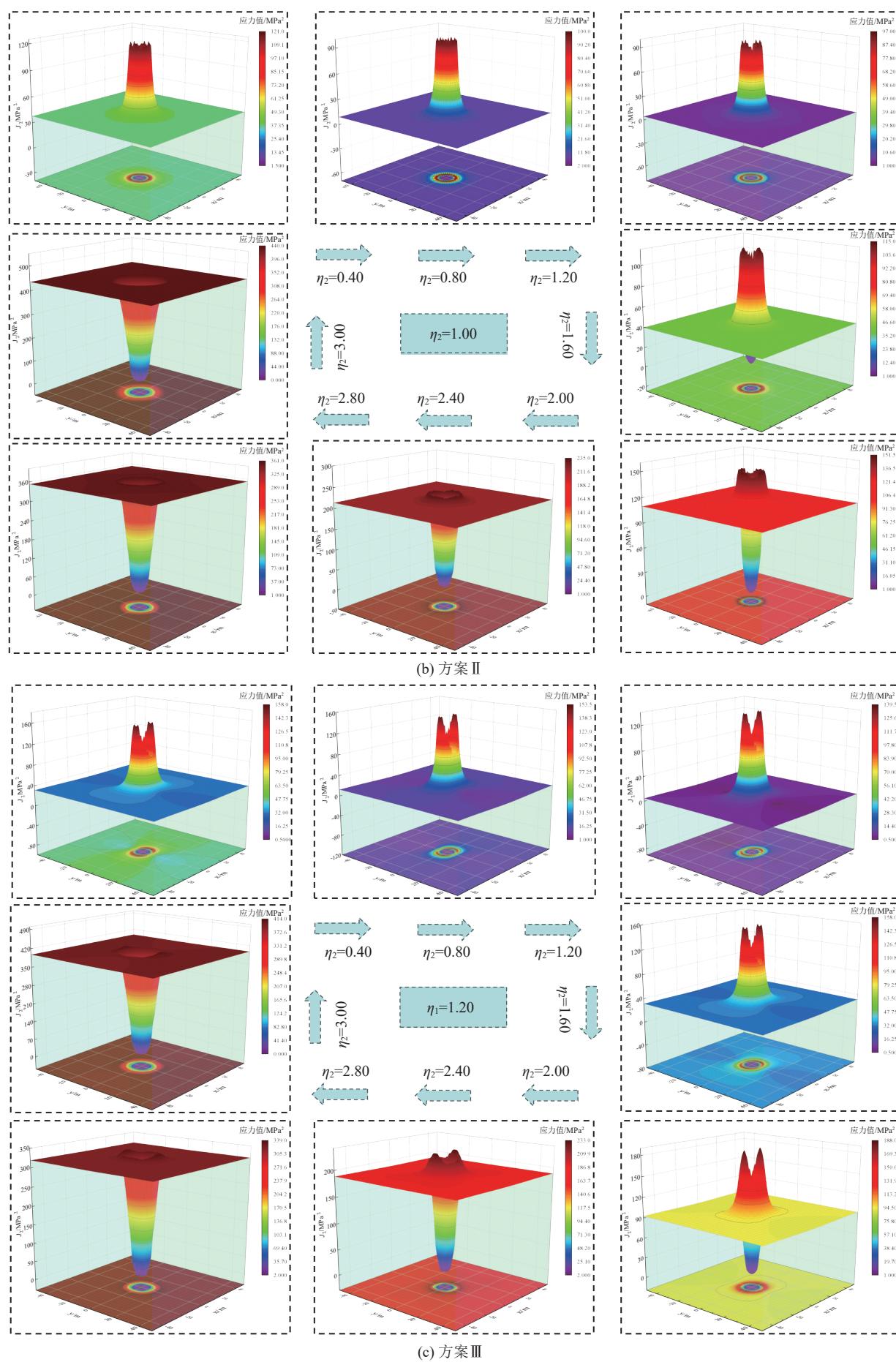
从方案 II、III 和 IV 可以看出,当固定水平侧压 $\eta_1=1.0$ 、1.2 和 2.1 时,不同轴向侧压 η_2 下的围岩 J_2 分布呈现圆形、类椭圆形和类蝶形形态。对比 4 种方案来看,固定 η_2 变化 η_1 情况下,巷道围岩的 J_2 分布形态存在较大差异,而当固定 η_1 变化 η_2 的情况下,巷道围岩的 J_2 分布形态几乎一致, J_2 分布仅存在大小上的

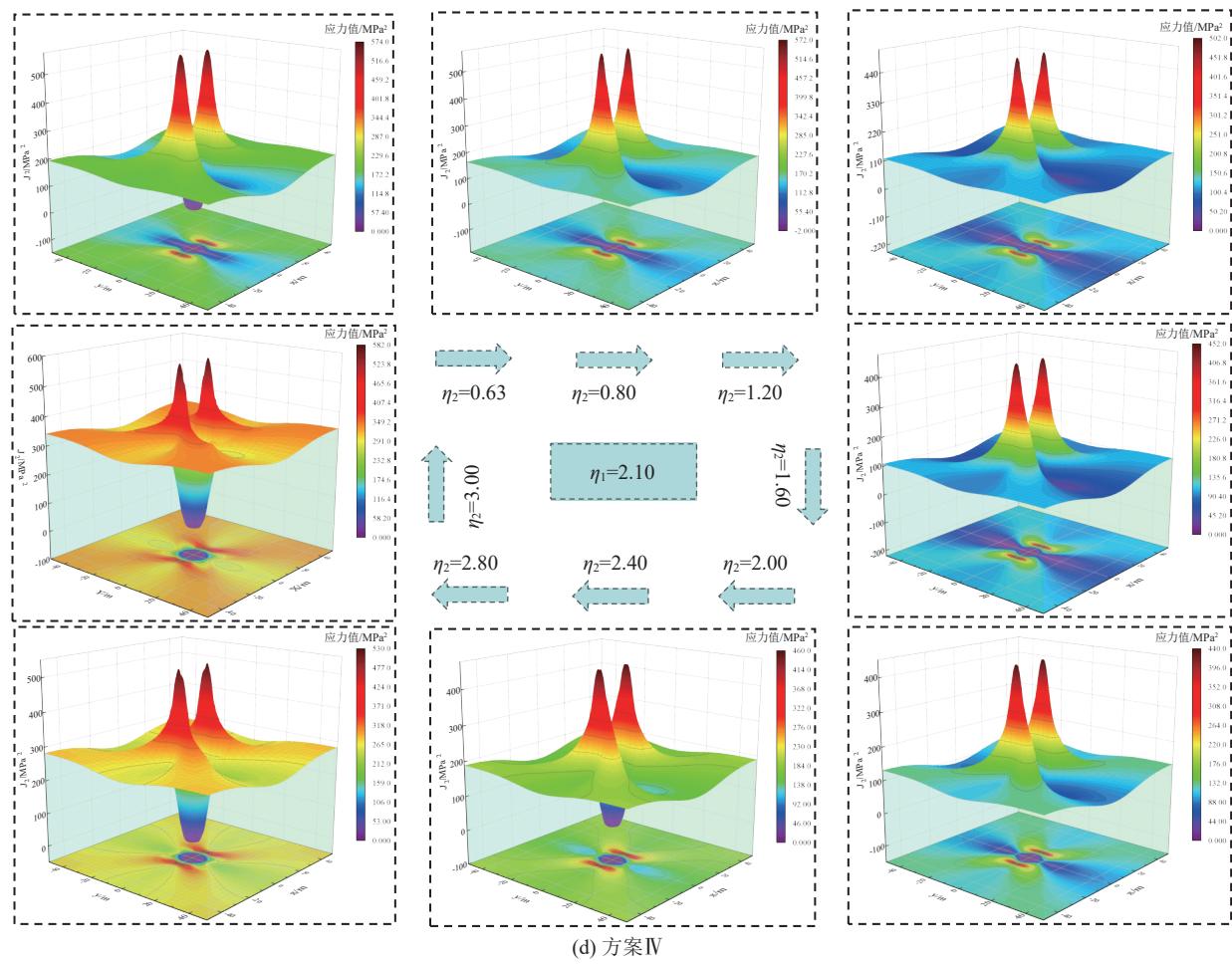
差异。

上述为纯弹性状态下的巷道围岩 J_2 分布特征,为了寻求塑性状态的 J_2 分布特征,同时验证理论分析的正确性,本文基于 FLAC^{3D}7.0 建立 x 、 y 、 z 方向分别为 100、5、100 m 的数值模拟模型,模型侧面及顶底部施加位移约束,限制其法向位移,模型采用 M-C 本构模型,本构模型中涉及到的泊松比值与上文理论分析一致,取 0.254,围岩强度参数与寸草塔 31205 工作面煤层参数保持一致,其中黏聚力 $C=1.3$ MPa,内摩擦角 $\varphi=31^\circ$ 。模型采用放射状网格布置,最终包含网格数量为 120 000 个,网格单元为 145 200 个。编写 Fish 语言进行提取并进行后处理获得不同方案下的 J_2 分布云图如图 3 所示。

纯弹性状态下的计算并未考虑巷道的塑性破坏问题,因此巷道周边的偏应力几乎为逐渐减小。而对于塑性状态来说,巷道浅部围岩会形成破坏,破坏岩体的承载能力较小,高应力会逐渐向深部岩体转移,因此应力变化趋势由浅部至深部呈现先增加后减小的梯度变化。从偏应力 J_2 的 3D 云图可以看出,圆形形态下的巷道各处偏应力值近乎完全一致,应力云图呈现“烟囱”状;类椭圆形态下巷道帮部及顶板的应力

图2 弹性状态下巷道围岩 J_2 分布特征Fig.2 J_2 distribution characteristics of roadway surrounding rock under elastic state



图3 塑性状态下巷道围岩 J_2 分布特征Fig.3 J_2 distribution characteristics of roadway surrounding rock under plastic state

差距较小, 应力云图呈现“树杈”状; 类蝶形形态下巷道帮部及顶板处的偏应力值相差较大, 应力云图呈现“山峰”状。从4种方案下的 J_2 分布形态来看, 数值模拟与理论分析下的 J_2 分布规律具有一致性。

2 围岩塑性区与偏应力 J_2 相互关系

2.1 三维应力场下塑性区边界计算

计算岩体的塑性破坏问题需要建立岩体强度准则, Mohr-Coulomb 准则是目前应用较为广泛的破坏准则。文献[10]采用 M-C 准则的三维表达形式获得了非静水压力场下的塑性区边界解析解。由于三维 M-C 强度准则中部分参量存在反三角函数和分数指数幂形式, 因而其解析表达式无法直观呈现。因此, 本文采用三维应力排序思想获得各排序下的塑性区边界, 并采用叠加计算原理来获得巷道塑性区边界解析解。M-C 准则表达式为

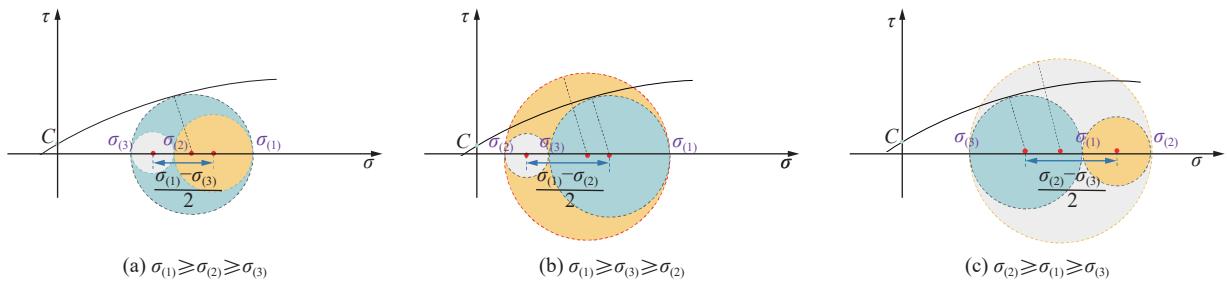
$$f(\sigma_1, \sigma_3) = \sigma_1 - \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \sigma_3 - \frac{2 \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} C > 0 \quad (8)$$

式中: σ_1 和 σ_3 分别为巷道围岩任意一点的最大、最小

主应力, MPa; C 为巷道围岩的黏聚力, MPa; φ 为巷道围岩的内摩擦角, ($^\circ$)。

基于 1.1 节对应的 3 种排序, 将 3 种主应力排序通过摩尔强度包络线可以表示为图 4 所示。从图 4a 可以看出, 当轴向应力 $\sigma_{(2)}$ 为中间主应力时, $\sigma_{(1)}$ 为最大主应力, $\sigma_{(3)}$ 为最小主应力, 此时 $\sigma_{(2)}$ 与 $\sigma_{(1)}, \sigma_{(3)}$ 所形成的摩尔圆位于 $\sigma_{(1)}, \sigma_{(3)}$ 所形成的极限应力圆范围内, 也即 $\sigma_{(2)}$ 的变化对于极限应力圆与强度包络线的相对位置无影响。因此, 当 $\sigma_{(2)}$ 位于 $\sigma_{(1)}, \sigma_{(3)}$ 之间时, 岩体的破坏状态不会发生改变。从图 4b 和图 4c 可以看出, 当轴向应力 $\sigma_{(2)}$ 为最小主应力和最大主应力时, 极限应力圆为 $\sigma_{(2)}$ 与 $\sigma_{(1)}, \sigma_{(3)}$ 所形成的 2 个摩尔圆之和, 相较于情况 a), 极限应力圆呈扩大趋势, 极限应力圆与包络线的位置受到 $\sigma_{(2)}$ 的影响, 岩体的破坏状态发生改变。因此, $\sigma_{(2)}$ 会对围岩的强度产生重要影响, 进一步说明了研究巷道轴向应力的重要性。

由于塑性区范围是所有发生塑性破坏的点的集合, 因此不需要比较任意位置的主应力大小再进行塑性区计算, 只需将以上 3 种情况下的 σ_1, σ_3 分别代入式 (8) 计算出不同的塑性区范围, 再将这 3 个范围取

图4 不同 $\sigma_{(2)}$ 状态下极限应力圆与摩尔强度包络线关系Fig.4 Relationship between limit stress circle and molar strength envelope under different $\sigma_{(2)}$ states

并集,便可得到三向应力场下巷道围岩塑性区范围。

因此,联立式(2)、式(3)和式(8)即可获得3种应力排序下的巷道围岩塑性区边界方程如下所示。

a) $\sigma_{(1)} \geq \sigma_{(2)} \geq \sigma_{(3)}$:

$$\left\{ (r, \theta) \mid f(\sigma_{(1)}, \sigma_{(3)}) \geq 0 \right\} = \left\{ (r, \theta) \left| A_1 \left(\frac{R_0}{r} \right)^8 + A_2 \left(\frac{R_0}{r} \right)^6 + A_3 \left(\frac{R_0}{r} \right)^4 + A_4 \left(\frac{R_0}{r} \right)^2 + A_5 = 0 \right. \right\} \quad (9)$$

$$A_1 = \frac{9}{4} (\sigma_x - \sigma_z)^2$$

$$A_2 = -3(\sigma_x - \sigma_z)^2 - \frac{3}{2} (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos 2(\theta - \alpha)$$

$$A_3 = (\sigma_x - \sigma_z)^2 \cos^2 2(\theta - \alpha) \left[\left(\frac{5}{2} - \sin^2 \varphi \right) - \frac{1}{2} \sin^2 2(\theta - \alpha) \right] + (\sigma_x - \sigma_z)^2 \cos 2(\theta - \alpha) + \frac{1}{4} (\sigma_x + \sigma_z)^2$$

$$A_4 = -(\sigma_x - \sigma_z)^2 \cos 4(\theta - \alpha) + \cos 2(\theta - \alpha) \left[(\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \times \left(\sin^2 \varphi - \frac{1}{2} \right) + 2(\sigma_x - \sigma_z) C \sin \varphi \cos \varphi \right]$$

$$A_5 = \frac{1}{4} (\sigma_x - \sigma_z)^2 - \frac{1}{4} (\sigma_x + \sigma_z)^2 \sin^2 \varphi - C^2 \cos^2 \varphi - \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_z) C \sin 2\varphi$$

b) $\sigma_{(1)} \geq \sigma_{(3)} \geq \sigma_{(2)}$:

$$\left\{ (r, \theta) \mid f(\sigma_{(1)}, \sigma_{(2)}) \geq 0 \right\} = \left\{ (r, \theta) \left| B_1 \left(\frac{R_0}{r} \right)^8 + B_2 \left(\frac{R_0}{r} \right)^6 + B_3 \left(\frac{R_0}{r} \right)^4 + B_4 \left(\frac{R_0}{r} \right)^2 + B_5 \geq 0 \right. \right\} \quad (10)$$

$$B_1 = \frac{9}{4} (\sigma_x - \sigma_z)^2$$

$$B_2 = -3(\sigma_x - \sigma_z)^2 - \frac{3}{2} (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos 2(\theta - \alpha)$$

$$B_3 = (\sigma_x - \sigma_z)^2 \left\{ \cos^2 2(\theta - \alpha) \left[\frac{3}{2} - 4 \left(\frac{\sin \varphi + 1}{1 - \sin \varphi} \right)^2 v^2 + 4 \left(\frac{\sin \varphi + 1}{1 - \sin \varphi} \right) v \right] - \frac{1}{2} \sin^2 2(\theta - \alpha) \right\} + \frac{1}{4} (\sigma_x + \sigma_z)^2 + (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos^2 2(\theta - \alpha)$$

$$B_4 = -(\sigma_x - \sigma_z)^2 \cos 4(\theta - \alpha) + (\sigma_x - \sigma_z) \cos 2(\theta - \alpha) \times \left\{ \frac{\sin \varphi + 1}{1 - \sin \varphi} \left[4 \frac{\sin \varphi + 1}{1 - \sin \varphi} \sigma_y - 2\sigma_y + \frac{8C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} v - 2(\sigma_x + \sigma_z)v \right] - \frac{4C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} - \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_z) \right\}$$

$$B_5 = -\sigma_x \sigma_z - \frac{\sin \varphi + 1}{1 - \sin \varphi} \sigma_y \left(\sigma_z - \sigma_x + \frac{\sin \varphi + 1}{1 - \sin \varphi} \sigma_y + \frac{4C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \right) + \frac{C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \left(\sigma_x + \sigma_z - \frac{C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \right)$$

c) $\sigma_{(2)} \geq \sigma_{(1)} \geq \sigma_{(3)}$:

$$\left\{ (r, \theta) \mid f(\sigma_{(2)}, \sigma_{(3)}) \geq 0 \right\} = \left\{ (r, \theta) \left| C_1 \left(\frac{R_0}{r} \right)^8 + C_2 \left(\frac{R_0}{r} \right)^6 + C_3 \left(\frac{R_0}{r} \right)^4 + C_4 \left(\frac{R_0}{r} \right)^2 + C_5 \geq 0 \right. \right\} \quad (11)$$

$$C_1 = \frac{9}{4} (\sigma_x - \sigma_z)^2$$

$$C_2 = -3(\sigma_x - \sigma_z)^2 - \frac{3}{2} (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos 2(\theta - \alpha)$$

$$C_3 = (\sigma_x - \sigma_z)^2 \left\{ \cos^2 2(\theta - \alpha) \left[\frac{3}{2} - 4 \left(\frac{\sin \varphi - 1}{1 + \sin \varphi} \right)^2 v^2 - 4 \left(\frac{\sin \varphi - 1}{1 + \sin \varphi} \right) v \right] - \frac{1}{2} \sin^2 2(\theta - \alpha) \right\} + \frac{1}{4} (\sigma_x + \sigma_z)^2 + (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos^2 2(\theta - \alpha)$$

$$C_4 = -(\sigma_x - \sigma_z)^2 \cos 4(\theta - \alpha) + (\sigma_x - \sigma_z) \cos 2(\theta - \alpha) \times$$

$$\left\{ \frac{\sin \varphi - 1}{1 + \sin \varphi} \left[4 \frac{\sin \varphi - 1}{1 + \sin \varphi} \sigma_y - 2\sigma_y + \frac{8C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} v - 2(\sigma_x + \sigma_z)v \right] + \frac{4C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} - \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_z) \right\}$$

$$C_5 = -\sigma_x \sigma_z - \frac{\sin \varphi - 1}{1 + \sin \varphi} \sigma_y \left(\sigma_x + \sigma_z + \frac{\sin \varphi - 1}{1 + \sin \varphi} \sigma_y + \frac{4C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \right) - \frac{C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \left(\sigma_x + \sigma_z + \frac{C \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \right)$$

从表达式来看,情况a)得到的式(9)为平面应变问题求解的巷道围岩塑性区,也即经典的Kastner方程,是目前使用较为广泛的塑性区求解方程^[19-20],记为 Ω_1 。情况b)和情况c)得到的式(10)和式(11)为受巷道轴向应力影响而产生的围岩塑性区,记为 Ω_2 。

则三向应力场下,巷道围岩总体的塑性区范围可表示为

$$\Omega = \Omega_1 + \Omega_2 \quad (12)$$

式中: $\Omega_1 = \{(r, \theta) | f(\sigma_{(1)}, \sigma_{(3)}) \geq 0\}$

$$\Omega_2 = \{(r, \theta) | f(\sigma_{(1)}, \sigma_{(2)}) \geq 0\} \cup \{(r, \theta) | f(\sigma_{(2)}, \sigma_{(3)}) \geq 0\}$$

在已知各向应力参数和围岩参数的情况下,借助数学软件可画出巷道围岩塑性区范围,如图5所示。

2.2 塑性区尺寸大小及形态研究

为研究不同应力方案下的巷道围岩塑性区演化特征,将1.1小节设定的应力方案代入式(12),获得各方案下的围岩塑性区特征如图6所示。

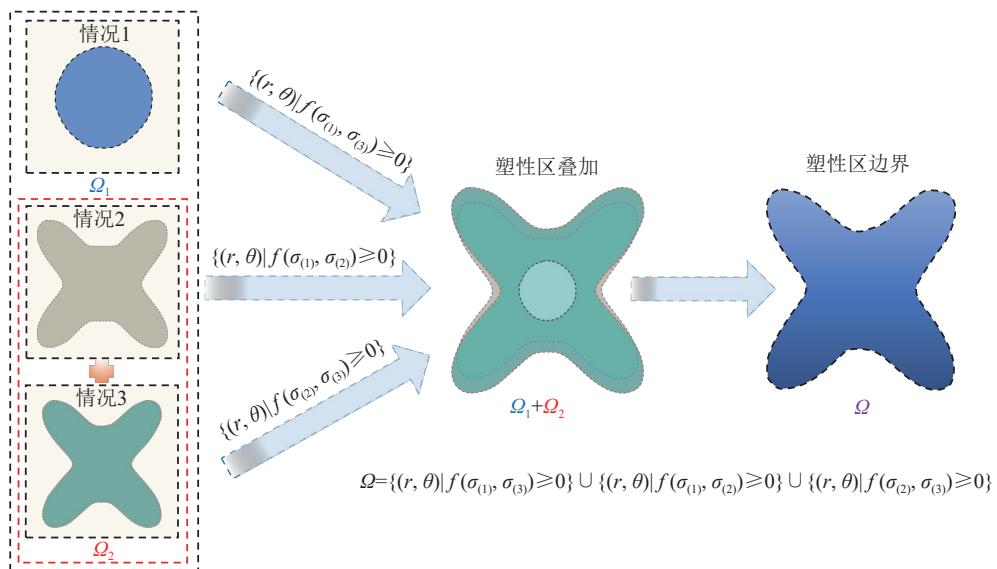


图5 塑性区叠加计算原理示意

Fig.5 Schematic diagram of plastic zone superposition calculation principle

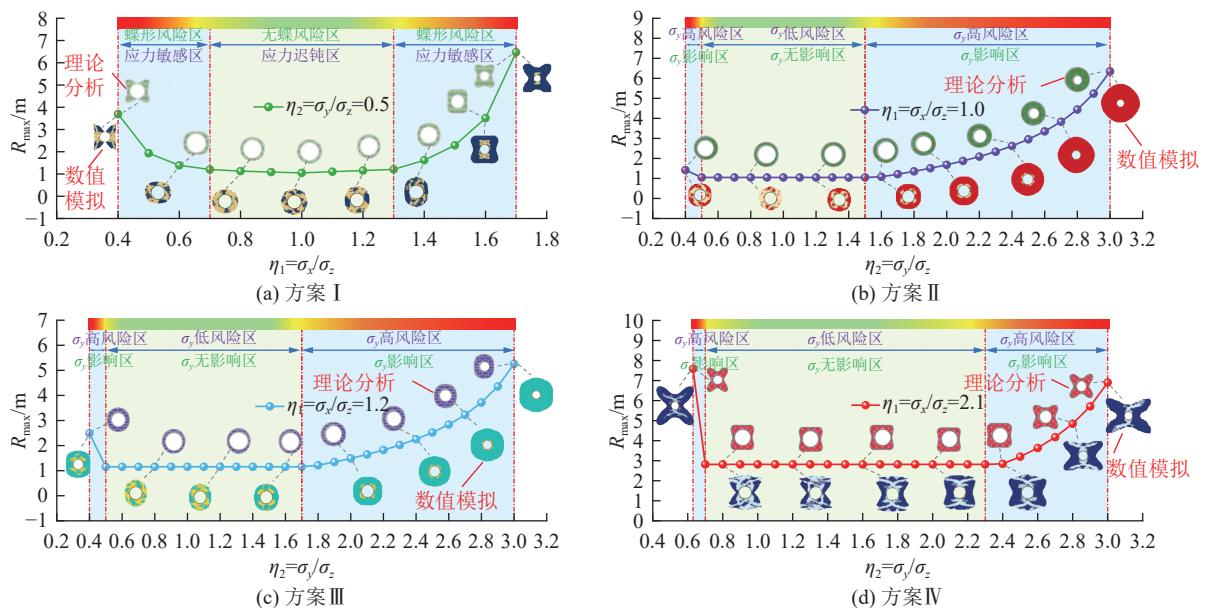


图6 不同方案理论分析及数值模拟条件下塑性区尺寸及形态演化规律

Fig.6 Theoretical analysis of different schemes and evolution law of plastic zone size and morphology under numerical simulation conditions

根据方案I结果来看,固定轴向侧压 η_2 变化水平侧压 η_1 的过程中,塑性区最大值 R_{max} 呈现先下降而后上升的趋势。当 $\eta_1=1.0$ 时,塑性区形态呈圆形特征。结合塑性区形态来看,当塑性区形态呈现圆形和类椭圆形时, R_{max} 相对较小,当塑性区形态呈现类蝶形时, R_{max} 相对较大。因此,可基于 R_{max} 将变化区间分为蝶形应力敏感区、蝶形迟钝区两大部分。

从方案II、III和IV可以看出,当固定水平侧压 $\eta_1=1.0$ 、1.2和2.1时,不同 η_2 下的塑性区形态表现为圆形、椭圆形和蝶形特征。 η_2 在变化过程中, R_{max} 的变化趋势呈现出减小—不变—增加的趋势,因此可以

将 R_{\max} 的变化分为轴向应力无影响区和轴向应力影响区两部分。在轴向应力影响区间内, 轴向载荷的变化对围岩塑性区尺寸影响较大。

基于 1.2.3 节数值模型, 调用 FLAC^{3D} 的 State 功能, 提取各方案下的塑性区形态, 与理论结果进行对比。从图中可以看出, 不同方案下获得的塑性区形态演化规律与理论分析具有一致性, 验证了理论分析的正确性。因此, 结合 4 组方案可以看出, 围岩的塑性区形态主要取决于水平侧压, 而轴向应力对塑性区形态的影响较小, 但会对塑性区尺寸产生较大影响, 这与上文 J_2 演化规律完全一致。

2.3 围岩塑性区形态力学机制

从上文分析结果来看, J_2 与塑性区在同种应力环境下的分布形态演化特征表现为一致性。以方案 I 中 $\eta_1=0.4$ 、1.0 和 1.4 为例, 巷道塑性区及偏应力分布形态对比如图 7 所示。当 $\eta_1=1.0$ 时, 巷道围岩处于静水压力环境, J_2 应力分布呈现均匀环向分布, 塑性区形态呈现标准的圆形分布形态。当 $\eta_1=1.4$ 时, J_2 分布呈现“类椭圆”形态, 顶板 J_2 应力集中区呈现“月牙型”特征, 顶板处的应力集中程度较于帮部更高, 从而加剧了顶板的变形破坏程度, 因此, 塑性区边界也表现为“类椭圆”形态。当 $\eta_1=0.4$ 时, J_2 分布形态表现为“类蝶形”的特征, 应力集中位置的两侧边界向外突出, 中间位置形成向内凹陷的区域, 应力集中位置向四翼角扩展, 应力分布的不规则程度变得更加明显, 塑性区形态表现为类似“蝶形”的形态。因此, 当围岩产生较高偏应力时, 巷道容易产生“蝶形”大变形扩展, 要根据工程实际情况对巷道高偏应力位置进行重点针对性控制。

3 工程实践

3.1 工程概况及现场破坏情况

寸草塔二矿 31205 工作面位于内蒙古自治区鄂

尔多斯市, 工作面设计采高 3.6 m, 31205 综放工作面采用走向长壁后退式放顶煤采煤法, 放煤高度 2.1~3.6 m, 采放比最大为 1:1。工作面走向长度为 2 651.6 m, 宽度 260.6 m。31205 工作面上邻 31204 工作面, 2 个工作面留设保护煤柱 20 m。工作面布置图及地质柱状图如图 8 所示。

31205 综放工作面是 31 煤层二盘区第 5 个综放工作面, 该盘区的工作面布置基本均为平行并列式布置。以 31205 工作面为例, 31205 工作面是在 31204 工作面开采的基础之上进行开采, 叠加采动效应导致偏应力高度集中, 从而造成巷道围岩出现严重的矿压问题。根据现场的矿压监测情况可知: ① 来压期间工作面煤壁片帮深度 0.5~0.8 m, 工作面立柱下沉 200~300 mm。② 工作面周期来压后, 巷道顶板出现明显下沉, 最大下沉量高达 453 mm, 局部出现漏顶现象; 巷道帮部出现比较严重的帮鼓现象, 最严重帮鼓量高达 1 m。③ 锚杆、索支护失效现象较为严重, 破断形式主要表现为锚杆索崩断或锚杆整体抽出。通过布置测站对锚杆索的工作阻力进行监测, 3 组测站锚杆的工作阻力分别为初始工作阻力的 66.07%、77.83%、71.30%, 锚索的工作阻力分别为初始工作阻力的 80.00%、85.59%、83.53%, 支护工作阻力整体表现为下滑的现象, 现场破坏图如图 9 所示。

3.2 巷道围岩 J_2 及塑性区分布特征

为研究 31205 回风巷在叠加采动影响下的 J_2 动态演化特征及塑性扩展特征, 本文建立大型三维数值模拟模型, 模型如图 10 所示。模型 x 方向为 811 m, y 方向为 1 000 m, z 方向为 100 m。模型依照现场地质条件建立 31204、31205 工作面及 31204、31205 的运输巷和回风巷。模型网格总数为 1 543 000, 单元数为 1 619 587, 本文重点研究 31205 回风巷, 因此对 31205 回风巷的网格进行局部加密处理。模型的 x 面、 y 面以及 z 的下表面采用位移约束, Z 的上表面采用应

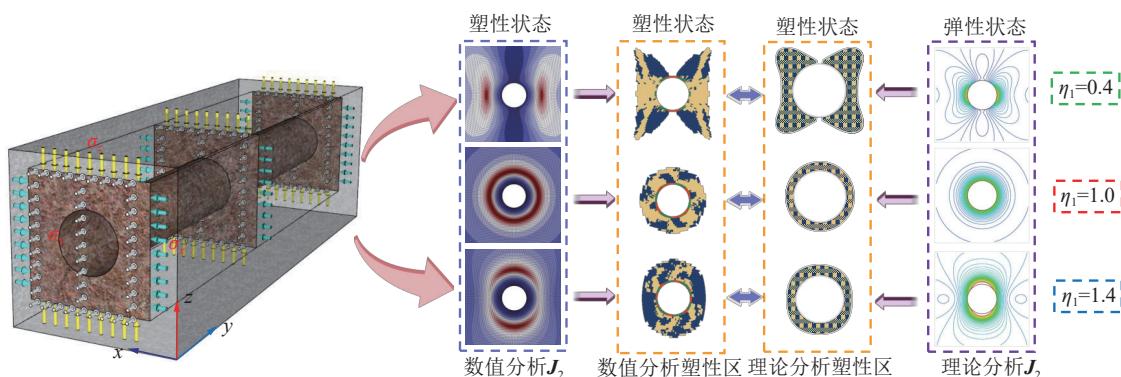
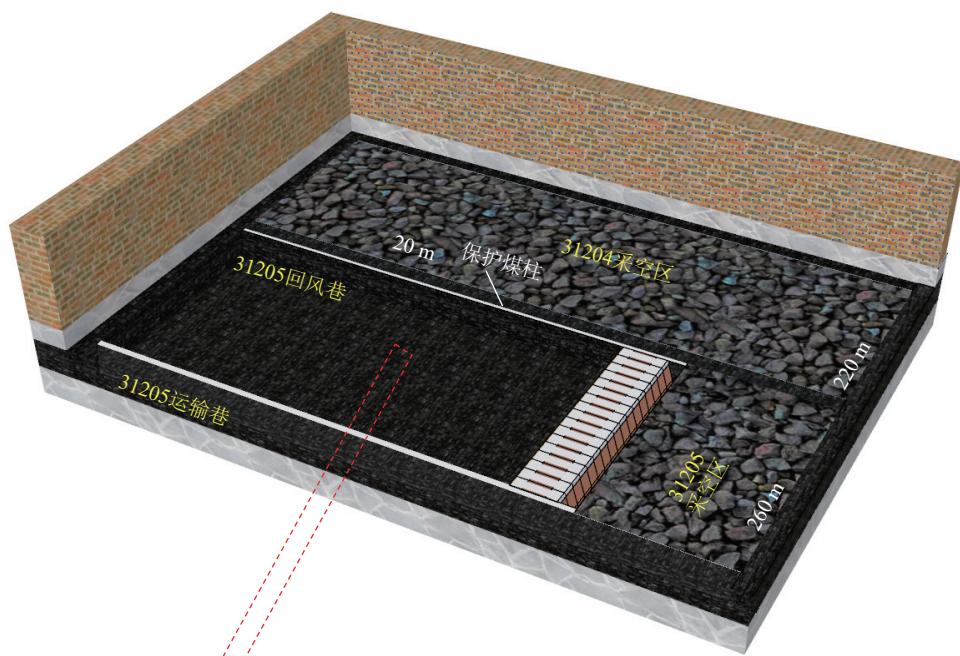


图 7 巷道围岩塑性区形成功学机制

Fig.7 Mechanical mechanism of plastic zone formation of roadway surrounding rock



柱状	岩性	层厚/m	岩性描述
	中粒砂岩	29.2	灰白色, 泥质胶结, 厚层状。成分以石英长石为主, 云母、岩屑次之, 含炭屑及暗色矿物。分选差, 磨圆次棱角状。夹薄层粗砂岩。
	细粒砂岩	9.86	浅灰色, 主要成分为石英, 长石, 含有暗色矿物, 分选性中等, 次棱角状, 泥质胶结, 具波状斜层理。
	粉砂岩	3.12	深灰色, 较致密, 砂质结构, 泥质胶结, 具斜波状层理, 层面可见植物化石碎片。局部夹有砂质泥岩薄层, 层面可见植物化石碎片。
	细粒砂岩	2.58	浅灰色, 主要成分为石英, 长石, 含有暗色矿物, 分选性中等, 次棱角状, 泥质胶结, 具波状斜层理。
	粉砂岩	11.53	深灰色, 较致密, 砂质结构, 泥质胶结, 具斜波状层理, 层面可见植物化石碎片。局部夹有砂质泥岩薄层, 层面可见植物化石碎片。
	砂质泥岩	2.5	灰黑色, 致密, 以泥质为主, 含有砂质, 参差状断口, 具近水平层理。
	31煤	3.81	黑色, 条痕灰黑色, 油脂光泽, 参差状断口以亮煤为主, 含有较多的暗煤及镜煤, 为半光亮型煤。
	砂质泥岩	3.78	灰黑色, 致密, 以泥质为主, 含有砂质, 参差状断口, 具近水平层理。
	粉砂岩	9.58	深灰色, 较致密, 砂质结构, 泥质胶结, 具斜波状层理, 层面可见植物化石碎片。局部夹有砂质泥岩薄层, 层面可见植物化石碎片。
	中粒砂岩	17.36	灰白色, 泥质胶结, 厚层状。成分以石英长石为主, 云母、岩屑次之, 含炭屑及暗色矿物。分选差, 磨圆次棱角状。夹薄层粗砂岩。

图8 工作面布置图及地质柱状

Fig.8 Working face layout and geological histogram

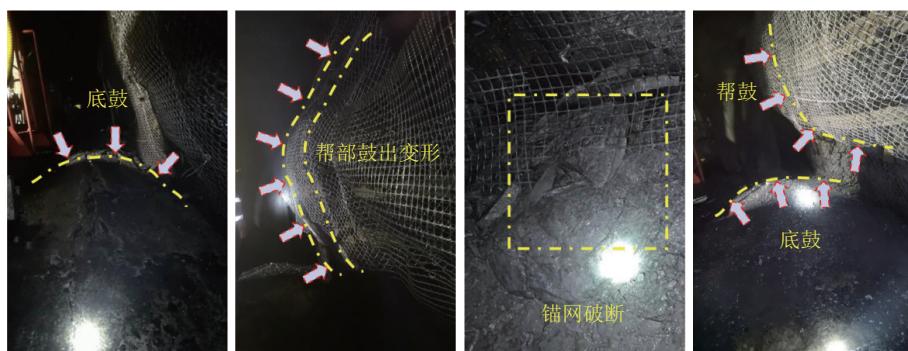


图9 巷道围岩矿压显现特征

Fig.9 Characteristics of mine pressure in roadway surrounding rock

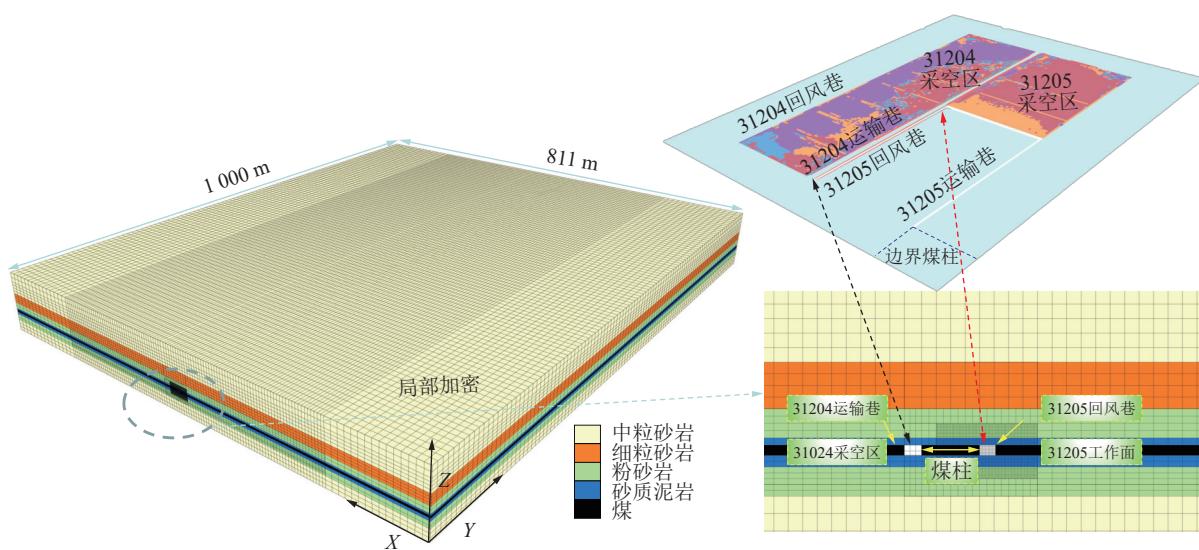


图 10 数值模拟模型

Fig.10 Numerical simulation model

力约束, 31205 工作面埋深为 300 m, 岩层平均体积力 0.025 kN/m³, 因此上覆岩层施加 7.5 MPa 的载荷, 基

于金尼克解设置水平应力为 8.25 MPa。本构模型采用 M-C 本构模型, 本构参数见表 2。

表 2 工作面顶底板岩石力学参数

Table 2 Rock mechanics parameters of roof and floor of working face

岩性	体积模量/GPa	剪切模量/GPa	密度/(kg·m ⁻³)	内聚力/MPa	内摩擦角/(°)	抗拉强度/MPa
中粒砂岩	8.30	6.50	2 560	5.10	34.00	3.10
细粒砂岩	4.50	3.84	2 400	3.30	33.00	2.12
粉砂岩	3.40	2.30	2 460	2.00	32.00	1.50
砂质泥岩	2.40	1.70	2 300	1.60	32.00	1.20
煤层	0.85	0.50	1 400	1.30	31.00	1.00

工作面推进过程中会引起直接顶板的垮落, 垮落后的岩体会在采空区形成新的承载结构, 该承载体对整个采场的应力分布具有重要影响。文献[21]考虑了垮落带岩体的压实和承载结构特性, 通过 FLAC^{3D} 的二次开发采用双屈服模型对采空区进行填充, 提出了双屈服参数反演方法。基于反演方法, 获得最终的双屈服参数见表 3。

表 3 双屈服模型参数表

Table 3 Double yield model parameter table

体积模量/GPa	剪切模量/GPa	密度/(kg·m ⁻³)	黏聚力/MPa	剪胀角/(°)
4.5	2.8	1 800	0.001	7

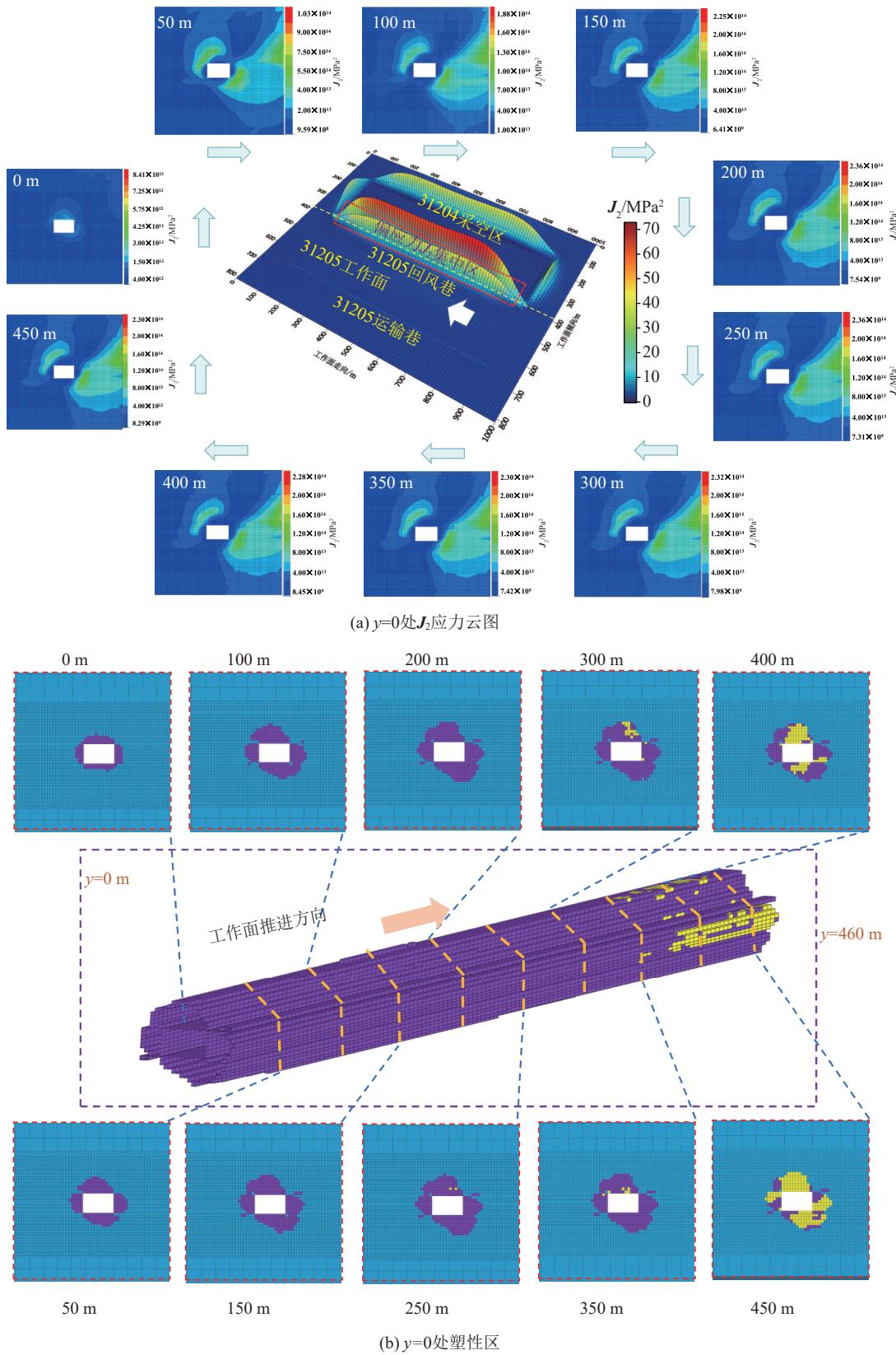
31205 工作面掘进影响阶段和叠加采动影响阶段(以推进度为 400 m 为例)的巷道围岩偏应力 J_2 和塑性区分布规律如图 11 所示。回风巷在掘进阶段受到上区段残余采动影响, 导致巷道围岩产生 J_2 应力集中, 且 J_2 向采空区一侧偏转, 整体 J_2 形态呈现“类蝶形”特征。巷道围岩在偏应力作用下同样形成“类蝶形”形态的塑性区。

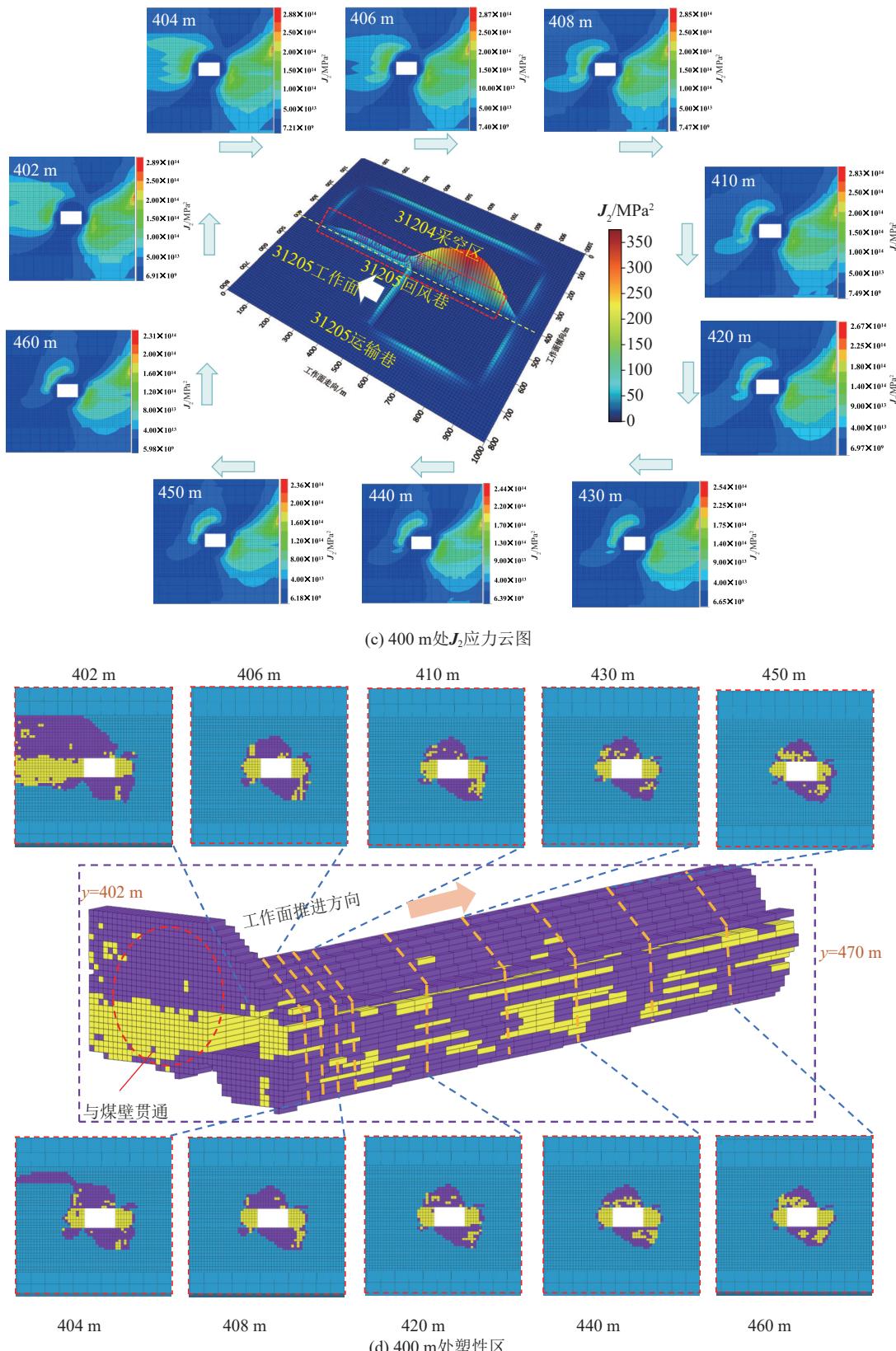
31205 工作面推进过程中, 回风巷经历残余采动和超前采动的共同作用, 围岩的 J_2 应力集中程度进一步上升, 叠加应力作用下工作面超前位置的 J_2 与工作面贯通, 随着距离工作面越远, J_2 集中值逐渐减小, J_2 “类蝶形”形态逐渐显现。巷道围岩超前位置在高偏应力作用下塑性区与煤壁贯通, 随着 J_2 应力值减小塑性区尺寸也逐渐减小。

31205 回风巷偏应力云图、塑性区云图对比图如图 12 所示, 结合回风巷现场破坏特征可知, 31204 工作面推进结束后, 采空区顶板的垮落致使回风巷的应力方向形成偏转, 31205 工作面顶板的垮落加剧了 J_2 偏转程度, 导致巷道围岩处于非对称式的偏应力 J_2 环境, 因而回风巷塑性区形成非对称特征。

结合塑性区面积统计如图 13 所示, 巷道围岩在高偏应力 J_2 的作用下, 巷道塑性区整体呈现煤壁帮顶板大于煤柱帮顶板、煤柱帮底板大于煤壁帮底板、煤

柱帮下侧大于煤柱帮上侧,煤壁帮上侧大于煤壁帮下侧的特征,尤其是顶底板的非对称变形特性更加明显,这与现场破坏情况完全一致。因此,在工作面推进过程中,要重点针对巷道围岩的高偏应力位置进行重点支护。



图 11 挖进阶段和回采阶段巷道围岩 J_2 和塑性区演化特征Fig.11 Evolution characteristics of J_2 and plastic zone of roadway surrounding rock in tunneling stage and mining stage

岩的大变形破坏,当局部区域的变形量整体较小时,会带来支护过剩的问题,如图 14a 所示。而部分巷道即使在高密度支护下仍然产生围岩鼓出以及支护体

整体抽出的现象,如图 14b 和图 14c 所示。

由上文分析可知, J_2 与塑性区在分布上存在相互对应关系,因此基于 J_2 指标分析巷道支护阻力与围岩

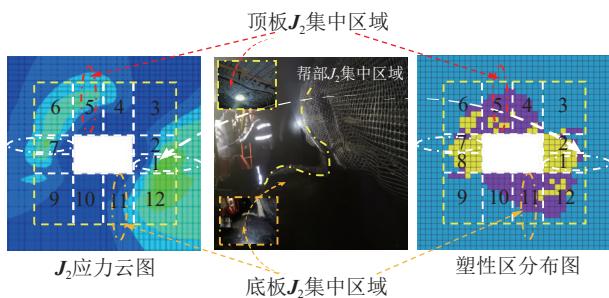


图 12 31205 回风巷非对称变形破坏机制

Fig.12 Asymmetric deformation and failure mechanism

diagram of 31205 return airway

塑性区之间的关系,为叠加采动巷道的围岩稳定性控制提供思路。在弹性力学中,极坐标系下巷道内部有支护力 Q 的应力分布解为

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{r1} = \frac{\sigma_x + \sigma_z}{2} \left(1 - \frac{R_0^2}{r^2} \right) + \frac{\sigma_x - \sigma_z}{2} \left(1 - 4 \frac{R_0^2}{r^2} + 3 \frac{R_0^4}{r^4} \right) \cos 2(\theta - \alpha) + Q \frac{R_0^2}{r^2} \\ \sigma_{\theta 1} = \frac{\sigma_x + \sigma_z}{2} \left(1 + \frac{R_0^2}{r^2} \right) - \frac{\sigma_x - \sigma_z}{2} \left(1 + 3 \frac{R_0^4}{r^4} \right) \cos 2(\theta - \alpha) - Q \frac{R_0^2}{r^2} \\ \sigma_{v1} = \sigma_y - 2\nu(\sigma_x - \sigma_z) \frac{R_0^2}{r^2} \cos 2(\theta - \alpha) \\ \tau_{r\theta 1} = \frac{\sigma_x - \sigma_z}{2} \left(1 + 2 \frac{R_0^2}{r^2} - 3 \frac{R_0^4}{r^4} \right) \sin 2(\theta - \alpha) \end{array} \right. \quad (13)$$

式中: Q 为支护力, MPa; σ_{r1} 、 $\sigma_{\theta 1}$ 、 σ_{v1} 和 $\tau_{r\theta 1}$ 分别为围岩考虑支护作用下任意一点的径向应力、环向应力、轴向应力和剪应力, MPa。

$$\begin{aligned} J_2 = & \left[\frac{9}{4}(\sigma_x - \sigma_z)^2 \right] \left(\frac{R_0}{r} \right)^8 + \left[-3(\sigma_x - \sigma_z)^2 - \frac{3}{2}(\sigma_x - \sigma_z)(2Q - \sigma_x - \sigma_z) \cos 2(\theta - \alpha) \right] \left(\frac{R_0}{r} \right)^6 \\ & + \left[\begin{array}{l} \left(\frac{17}{6} + \frac{4}{3}\nu^2 - \frac{4}{3}\nu \right) (\sigma_x - \sigma_z)^2 \cos^2 2(\theta - \alpha) + \frac{1}{4}(2Q - \sigma_x - \sigma_z)^2 + \\ (\sigma_x - \sigma_z)(2Q - \sigma_x - \sigma_z) \cos 2(\theta - \alpha) - \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_z)^2 \sin^2 2(\theta - \alpha) \end{array} \right] \left(\frac{R_0}{r} \right)^4 \\ & + \left\{ \begin{array}{l} (\sigma_x - \sigma_z)^2 [1 - 2\cos^2 2(\theta - \alpha)] - (\sigma_x^2 - \sigma_z^2) \cos 2(\theta - \alpha) \left(\frac{2}{3}\nu + \frac{1}{6} \right) + \\ (\sigma_x - \sigma_z) \cos 2(\theta - \alpha) \left[\frac{2}{3}\sigma_y(1 - 2\nu) - Q \right] + \\ \left[\frac{1}{4}(\sigma_x - \sigma_z)^2 + \frac{1}{12}(\sigma_x + \sigma_z)^2 + \frac{1}{3}\sigma_y^2 - \frac{1}{3}\sigma_y(\sigma_x + \sigma_z) \right] \end{array} \right\} \left(\frac{R_0}{r} \right)^2 \end{aligned} \quad (14)$$

31205 回风巷原支护参数的整体图、顶板俯视图和两帮侧视图如图 15 所示。巷道宽度为 5.4 m, 取巷道跨度 5 m 为例, 巷道顶板处的锚杆和锚索数量分别为 36 和 12, ø18 mm×2 100 mm 的锚杆和 ø22 mm×8 000 mm 的锚索破断强度分别为 230 kN 和 318 kN, 5 m 跨度的支护面积为 27 m², 因此支护强度为 0.448 MPa。

假设巷道全断面均为最大支护强度—顶板支护强度, 即 $Q=0.448$ MPa。本文以工作面推进至 400 m

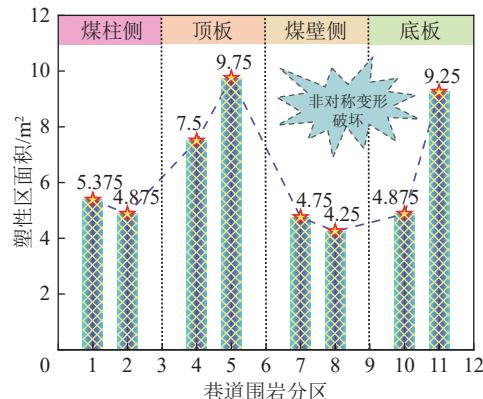


图 13 31205 回风巷塑性区面积统计

Fig.13 Statistical chart of plastic zone area of 31205 return airway

此时, 联立式(3)、式(4)和式(13), 即可获得三维应力条件下含支护阻力的巷道围岩 J_2 分布解析解:

为例, 采用 Zone list 命令提取工作面前方 5 m 处的三维应力大小, 获得 x 方向、 y 方向和 z 方向的载荷大小分别为 12.774 3、12.318 4、18.582 7 MPa, 为考虑巷道围岩的应力偏转角情况, 提取 5 m 处的 XY 、 XZ 、 YZ 方向的切应力大小分别为 0.128 3、0.941 6、-2.389 9 MPa, 提取最大主应力数值大小为 19.5 MPa, 因此可通过计算获得应力偏转角度约为 20°, 此时将方向应力、应力偏转角代入式(14)即可获得无支护条

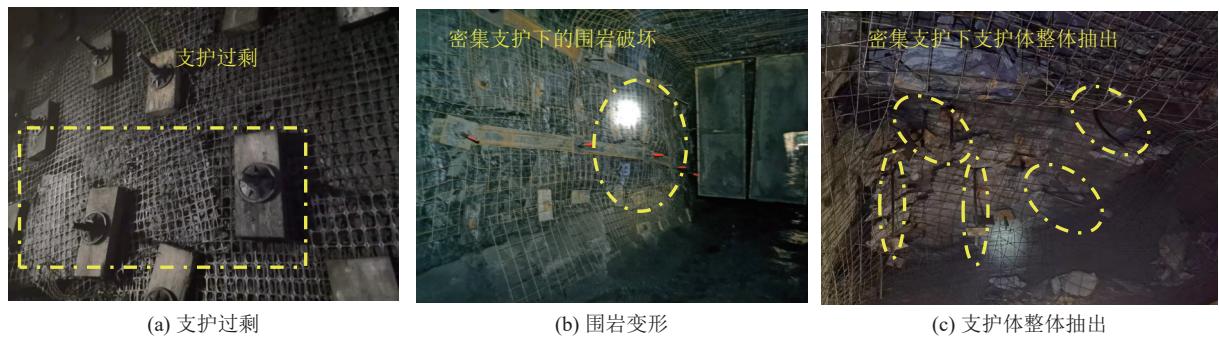


图 14 过度支护现象

Fig.14 Phenomenon of excessive support

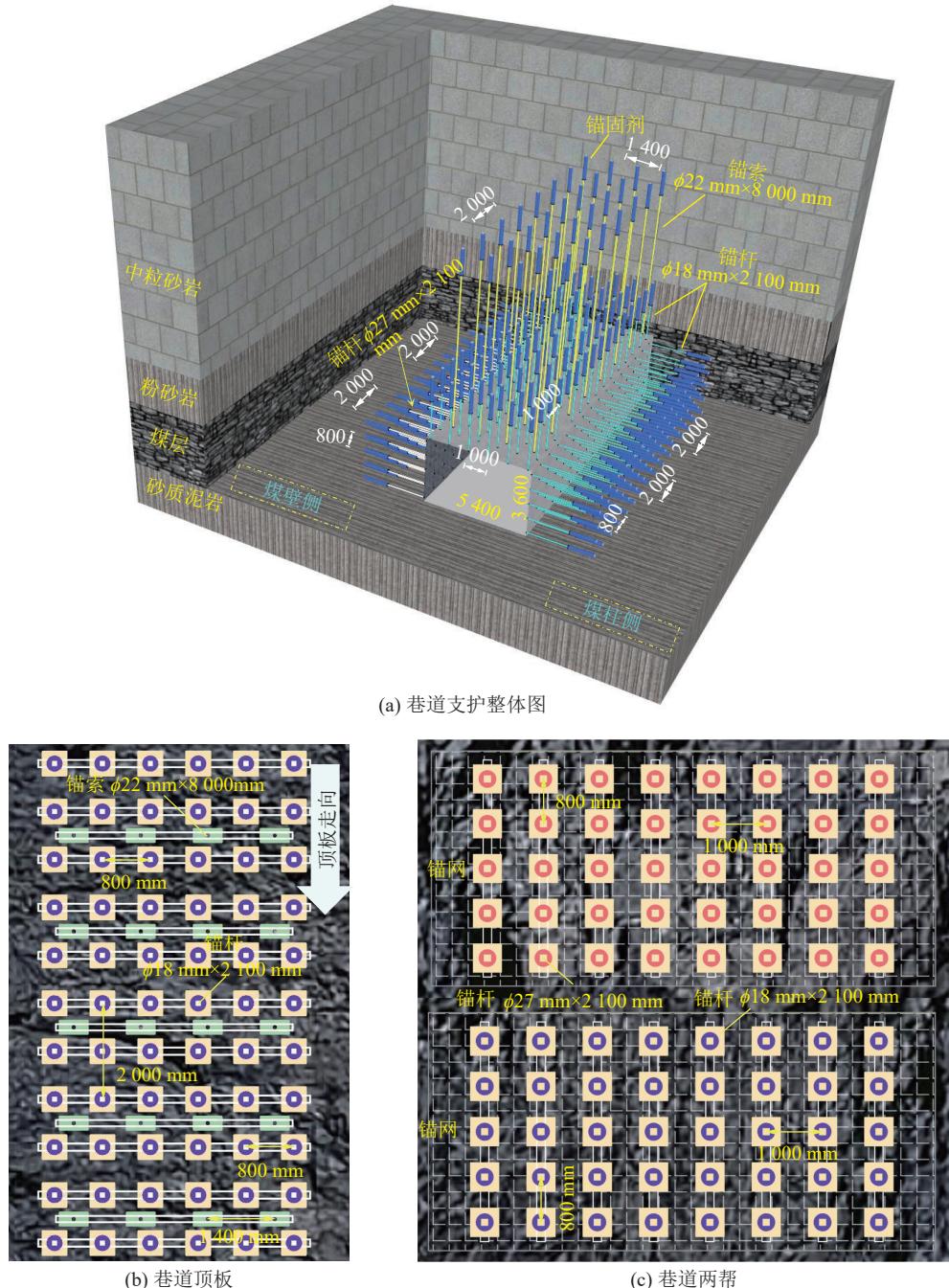


图 15 31205回风巷原始支护设计

Fig.15 31205 original support design of return airway

件下的巷道围岩全方位 J_2 分布;将上述的支护阻力 Q 代入式(14)获得原支护条件下的巷道围岩全方位 J_2 分布。

在原有支护方案的基础之上,将锚索排距由 2 000 mm 更换为 1 000 mm,同时在锚杆位置处补打 4 根 $\phi 22 \text{ mm} \times 8 000 \text{ mm}$ 的锚索,在锚索位置处补打 3

根 $\phi 22 \text{ mm} \times 8 000 \text{ mm}$ 的锚索。因此,在跨度为 27 m² 的巷道顶板增补 47 根 $\phi 22 \text{ mm} \times 8 000 \text{ mm}$ 的锚索,可计算支护强度为 1.001 MPa。此时的巷道支护密度已经属于超高密度支护,在现场施工上存在较大的困难。将支护强度代入式(14)获得巷道围岩的 J_2 分布如图 16 所示。

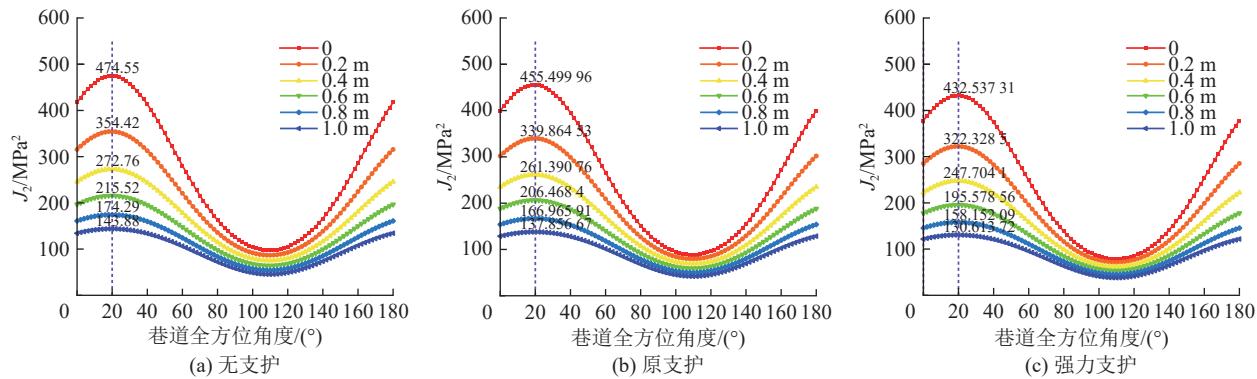


图 16 不同支护强度下围岩 J_2 分布大小

Fig.16 J_2 distribution of surrounding rock under different support strength

在采用高强支护后,距离巷道围岩 0、0.2、0.4、0.6、0.8 和 1.0 m 处的 J_2 值分别为 432.54、322.33、247.70、195.58、158.15、130.61 MPa²,与无支护相比,20°位置处的 J_2 值降幅分别为 0.089%、0.091%、0.092%、0.093%、0.093%、0.092%。因此,在高密度支护下巷道围岩的 J_2 降低效果较小,单纯依靠锚杆、索支护一定程度上无法完全对高偏应力环境下的巷道围岩形成有效控制,需要配合其他支护技术对围岩进行综合控制。

3.3.2 巷道围岩控制技术

综合 31205 回风巷偏应力 J_2 及塑性区分布特征,提出超前强力支架+锚杆(索)支护系统的组合控制技术,如图 17 所示:

1) 31205 工作面超前位置在高偏应力作用下,巷道移近量较大,仅依靠锚杆(索、网)形成的支护系统难以与巷道的大变形特征相互匹配。超前液压支架具有接顶面积大、适应性广、支护强度高、支护刚度大和稳定性强的优点。因此,使用 5 组 ZQL2×22500/22/38D 型超强支架进行支护,支架顶梁长度 7 400 mm,两侧支架最小间距 0.8 m,最大 1.5 m,总超前支护长度 41.0 m。

2) 锚杆索加强支护的关键在于支护长度和支护位置的确定。由 3.2 节可知,31205 回风巷顶板和两帮的最大破坏深度为 4.0 m,而原始支护设计中采用的支护体长度为 2.1 m,围岩塑性区范围超出支护系统锚固范围,致使锚固端位于塑性区范围内,从而出现锚杆整体抽出现象。因此,选用 $\phi 28.6 \text{ mm} \times 6 500 \text{ mm}$ 的钢绞线锚索,通过加强支护锚固系统使破碎围岩锚

固在巷道四周的稳定区域,增强破碎围岩的承载能力。此外,31205 回风巷在原始支护中采用对称支护方式,而回风巷处于非对称分布的高偏应力环境,“偏转式” J_2 集中致使围岩产生水平错动,最终导致支护体因扭转变形而出现破断现象。因此,基于偏应力和塑性区分布特征在加强支护时对煤壁侧及煤柱侧帮部的上下两帮、顶板靠近煤壁一侧、顶板中部进行重点支护。

同时通过在回风巷进行定向长钻孔水力压裂,对 31 煤层顶板结构进行局部弱化,有效改善围岩浅部高偏应力 J_2 的集中程度和范围。

为定量分析 31205 回风巷加强支护后的围岩稳定性,在回风巷内布置 3 处测站,测站间隔 10 m,每组测站 3 个测点,测点间距 1 m,采用 CMSW6 矿用本安型无损检测仪对支护体工作阻力进行实测,3 组测站锚杆和锚索的工作阻力均大于初始工作阻力,围岩整体锚固效果良好。

同时,在回风巷超前 25 m 范围内每隔 5 m 布置 1 组测点,受采动影响下 5 组测点巷道顶底板移近量分别为 70、50、35、25、15 mm,巷道两帮的移近量分别为 500、435、200、150、100 mm。从移近量来看,巷道两帮的变形量大于顶底板,这是由于超前组合支架的支护阻力较大,回风巷的压力向两帮释放使帮部的矿压显现较为明显。与加强支护前相比,围岩的移近量大幅度减小。此外,工作面超前 200 m 范围段对顶板展开日常观测,未发现顶板离层及片帮现象。这说明采用超前强力支架+锚杆(索)支护系统的组合控制技术对叠加采动巷道形成了较好的控制。

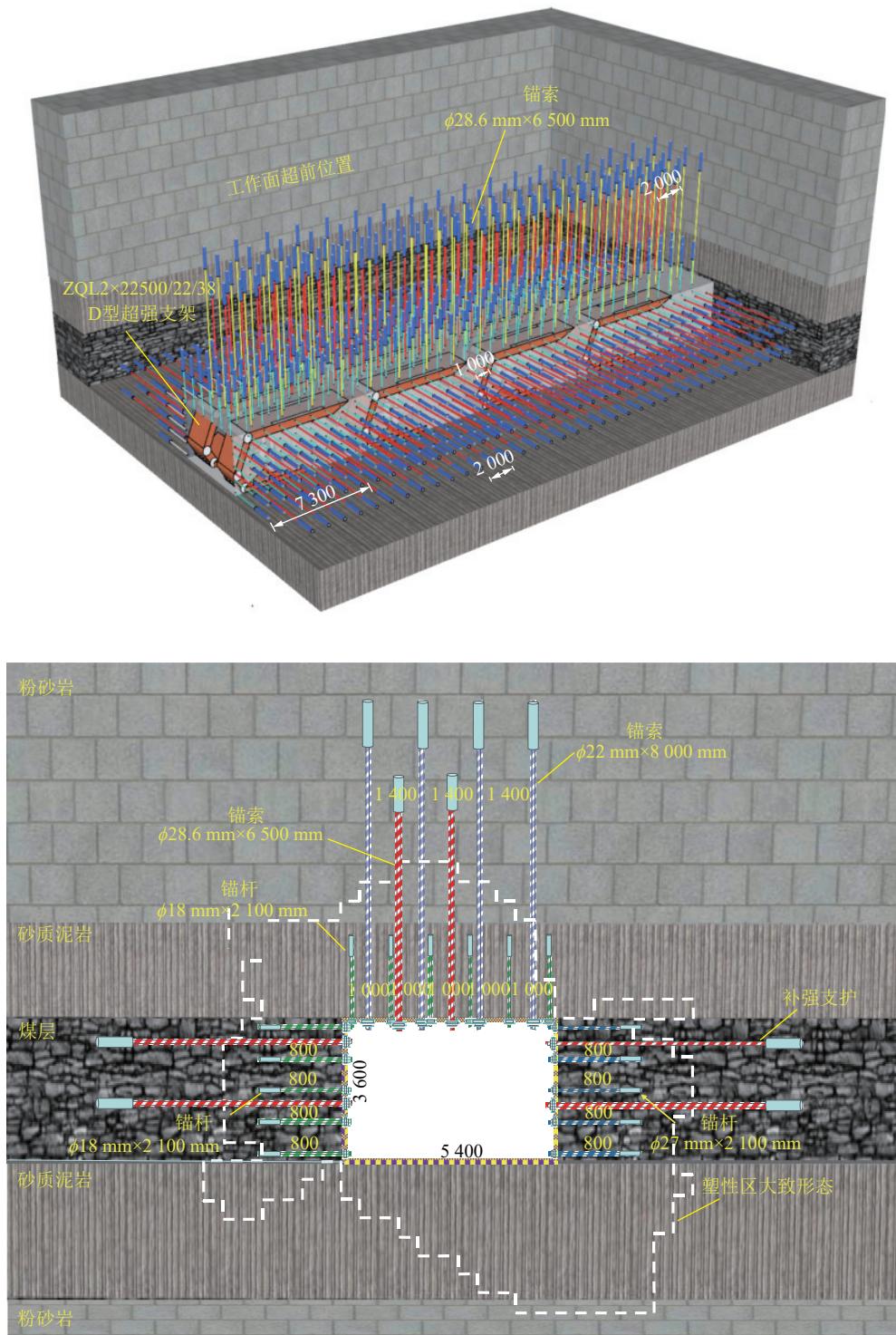


图 17 31205 回风巷优化支护方案

Fig.17 31205 Optimized support scheme of return airway

4 结 论

1) 轴向侧压系数和水平侧压系数变化下的巷道第二不变偏应力 J_2 和塑性区分布存在较大差异。固定轴向侧压变化水平侧压条件下, 围岩 J_2 和塑性区形态呈现“圆形—类椭圆—类蝶形”的形态演化过程。固定水平侧压变化轴向侧压条件下, 围岩 J_2 和塑性区

形态基本保持不变。

2) 围岩的 J_2 和塑性区分布形态主要取决于水平侧压, 轴向侧压对 J_2 和塑性区的分布形态影响程度较小。

3) 巷道围岩的偏应力 J_2 与塑性区分布存在密切的对应关系, J_2 集中程度越大, 围岩的塑性破坏程度越严重。

4) 31205回风巷在叠加采动影响下处于高偏应力 J_2 环境,且应力形态呈现旋转式分布特征,致使巷道围岩产生非对称大变形破坏。锚杆索材料所能提供的支护阻力对巷道围岩偏应力的降低效果有限,因此对31205回风巷提出了超前强力支架+锚杆(索)支护系统组合控制技术,现场试验效果良好。

参考文献(References):

- [1] 刘峰,郭林峰,赵路正.双碳背景下煤炭安全区间与绿色低碳技术路径[J].煤炭学报,2022,47(1): 1–15.
LIU Feng, GUO Linfeng, ZHAO Luzheng. Research on coal safety range and green low-carbon technology path under the dual-carbon background[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(1): 1–15.
- [2] 康红普,李全生,张玉军,等.我国煤矿绿色开采与生态修复技术发展现状及展望[J].绿色矿山,2023(1): 1–24.
KANG Hongpu, LI Quansheng, ZHANG Yujun, et al. Development status and prospect of greenmining and ecological restoration technology of coal mines in China[J]. Journal of Green Mine, 2023(1): 1–24.
- [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.
- [4] 李桂臣,邵泽宇,孙元田,等.煤矿掘采空间垮塌岩体稳定性与救援通道构建[J].绿色矿山,2024(1): 11–20.
LI Guichen, SHAO Zeyu, SUN Yuanjian, et al. Stability of collapsed rock body in coal mine excavation space and construction of rescue channel[J]. Journal of Green Mine, 2024(1): 11–20.
- [5] 刘洪涛,陈子晗,郭晓菲,等.采场等效孔模型及主应力旋转规律[J].煤炭学报,2023,48(10): 3646–3658.
LIU Hongtao, CHEN Zihan, GUO Xiaofei, et al. Research on stope equivalent hole model and rotation law of principal stress[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(10): 3646–3658.
- [6] 王兆会,孙文超,水艳婷,等.千米深井超长工作面采动应力旋转轨迹及其推进方向效应[J].煤炭学报,2022,47(2): 634–650.
WANG Zhaohui, SUN Wenchao, SHUI Yanling, et al. Mining-induced stress rotation trace and its sensitivity to face advance direction in kilometer deep longwall panel with large face length[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(2): 634–650.
- [7] 刘洪涛,韩子俊,韩洲,等.三向非等压应力场下围岩主应力差与塑性区分布关系研究[J].中南大学学报(自然科学版),2024,55(1): 291–306.
LIU Hongtao, HAN Zijun, HAN Zhou, et al. Study on relationship between principal stress difference of surrounding rock and distribution of plastic zone under three-dimensional non-isobaric stress field[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2024, 55(1): 291–306.
- [8] XIE S R, WU Y Y, CHEN D D, et al. Failure analysis and control technology of intersections of large-scale variable cross-section roadways in deep soft rock[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2022, 9: 19.
- [9] 尹光志,鲁俊,张东明,等.真三轴应力条件下钻孔围岩塑性区及增透半径研究[J].岩土力学,2019,40(S1): 1–10.
YIN Guangzhi, LU Jun, ZHANG Dongming, et al. Study on plastic zone and antireflection radius of surrounding rock of borehole under true triaxial stress[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(S1): 1–10.
- [10] 刘洪涛,韩子俊,郭晓菲,等.考虑轴向应力影响的圆形巷道围岩塑性区边界近似解[J].煤炭科学技术,2023,51(10): 12–23.
LIU Hongtao, HAN Zijun, GUO Xiaofei, et al. Approximate solution of plastic zone boundary of surrounding rock of circular roadway considering axial stress[J]. Coal Science and Technology, 2023, 51(10): 12–23.
- [11] GUO X F, ZHAO Z Q, GAO X, et al. Analytical solutions for characteristic radii of circular roadway surrounding rock plastic zone and their application[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2019, 29(2): 263–272.
- [12] REN J J, ZHANG W L, MA J. Experimental study on butterfly shape of failure zone and fractal characteristics of rock burst[J]. Engineering Failure Analysis, 2022, 140: 106636.
- [13] 鲍里索夫.矿山压力原理与计算[M].北京:煤炭工业出版社,1986.
- [14] 赵洪宝,程辉,王磊,等.非静水压力条件下巷道围岩偏应力场分布特征与围岩破坏规律[J].煤炭学报,2021,46(2): 370–381.
ZHAO Hongbao, CHENG Hui, WANG Lei, et al. Distribution characteristics of deviatoric stress field and failure law of roadway surrounding rock under non-hydrostatic pressure[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(2): 370–381.
- [15] 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 Qin Yu, et al. Low sensitivity research and engineering application of roadway butterfly failure strength criterion[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(1): 117–130.
- [16] 徐芝纶.弹性力学简明教程[M].4版.北京:高等教育出版社,2013.
- [17] CHEN D D, WU Y Y, XIE S R, et al. Reasonable location of stopping line in close-distance underlying coal seam and partition support of large cross-section roadway[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2022, 9(1): 55.
- [18] 霍天宏.偏应力场下采动巷道非均匀破坏机理与稳定性控制[D].北京:中国矿业大学(北京),2022.
HUO Tianhong. Non-uniform failure mechanism and stability control of mining roadway under eccentric stress field[D]. Beijing: China University of Mining & Technology, Beijing, 2022.
- [19] PENG M L, HE M C, XIAO Y M, et al. Asymmetric failure behavior of surrounding rock in the deep roadway: A semi-analytical solution[J]. Engineering Failure Analysis, 2024, 160: 108075.
- [20] 李季,强旭博,马念杰,等.巷道围岩蝶形塑性区蝶叶方向性形成

- 机制及工程应用[J]. 煤炭学报, 2021, 46(9): 2838–2852.
- LI Ji, QIANG Xubo, MA Nianjie, et al. Formation mechanism and engineering application of the directionality of butterfly leaf in the butterfly plastic zone of roadway rock surrounded[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(9): 2838–2852.
- [21] 蒋力帅, 武泉森, 李小裕, 等. 采动应力与采空区压实承载耦合分析方法研究[J]. 煤炭学报, 2017, 42(8): 1951–1959.
- JIANG Lishuai, WU Quansen, LI Xiaoyu, et al. Numerical simulation on coupling method between mining-induced stress and goaf compression[J]. Journal of China Coal Society, 2017, 42(8): 1951–1959.
- [22] 王卫军, 董恩远, 袁超. 非等压圆形巷道围岩塑性区边界方程及应用[J]. 煤炭学报, 2019, 44(1): 105–114.
- WANG Weijun, DONG Enyuan, YUAN Chao. Boundary equation of plastic zone of circular roadway in non-axisymmetric stress and its application[J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(1): 105–114.
- [23] 李季, 彭博, 袁鹏. 深部沿空巷道顶板蝶叶塑性区“低阻微变”性形成机理研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2019, 36(3): 465–472, 481.
- LI Ji, PENG Bo, YUAN Peng. A formation mechanism of “low resistance and slight change” in plastic zone of butterfly leaf on the roof in deep roadway[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2019, 36(3): 465–472, 481.