高偏应力场中脆硬煤层巷道塑性区恶性扩展诱发动力灾害机理

刘洪涛[1,2],刘勤裕[1,2],陈子晗[1,2],韩子俊[1,2],郭晓菲[1,2],张子初[1,2],张荣光[1,2]
(1. 中国矿业大(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)

摘要: 巷道围岩塑性区在应力扰动影响下易发生剧烈扩展形成动力灾害,以耿村煤矿13230运输巷道为工程背景,采用理论分析、力学试验及现场监测研究了不同应力状态下巷道塑性区演化规律和动力灾害发生机理. 围岩的破坏与其所处空间应力状态有关,岩石破坏所需畸变能与其有效中间主应力与单轴抗压强度的比值呈线性正相关,据此建立了一种新的3D强度准则,并推导了塑性区求解方程. 研究结果表明:塑性区的形态和尺寸分别由侧压系数λ和轴向应力控制. 随着λ由1逐渐增大或减小,塑性区扩展速率随之增大,塑性区形态呈现出"圆形→椭圆形→蝶形"的变化趋势. 轴向应力的增大对塑性区扩展具有抑制作用,λ值越偏离1,其抑制作用越明显. 巷道尺寸及应力环境等不变时,塑性区最大尺寸与围岩材料常数a和单轴抗压强度σ_c之间成负相关,a和σ_c越大则围岩破坏所需能量越高. 巷道动力灾害的发生机理为:13230巷道煤体的a和σ_c较高,正常回采过程中巷道煤体内部畸变能和偏应力高度集中,塑性区已发育至蝶形但尺寸极小,围岩保持高完整性. 蝶形破坏具有应力敏感性,应力扰动发生时,煤体应力环境突变,大量能量剧烈释放,塑性区急剧扩展,导致动力灾害发生. 巷道动力灾害的防治思路为通过采取各种卸压措施,弱化围岩的应力集中程度和强度,避免在受到应力扰动后其塑性区大范围急剧扩展. 研究结果可为巷道动力灾害发生机理及防治技术提供借鉴.

关键词: 三维强度准则;畸变能;塑性区;蝶形破坏;动力灾害
中图分类号: TD 31 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1964(2026)03-0666-20

Mechanism of dynamic disaster induced by malignant expansion of roadway plastic zone in brittle-hard coal seam in high deviatoric stress field

LIU Hongtao[1,2], LIU Qinyu[1,2], CHEN Zihan[1,2], HAN Zijun[1,2],
GUO Xiaofei[1,2], ZHANG Zichu[1,2], ZHANG Rongguang[1,2]
(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)

Abstract: Under the influence of stress disturbance, the plastic zone of roadway surrounding rock is

收稿日期: 2025-06-27 **修回日期:** 2025-07-31 **DOI:** 10.13247/j.cnki.jcumt.20250246
基金项目: 国家自然科学基金项目(52004289);国家自然科学基金联合基金项目(U22A20165);中央高校基本科研业务费资助项目(2022XJNY01)
第一作者: 刘洪涛(1981—),男,内蒙古自治区牙克石市人,教授,博士生导师. E-mail: lht5004@sina.com
通信作者: 刘勤裕(1997—),男,河北省迁安市人,博士研究生. E-mail: cumtblqy@163.com
引用格式: 刘洪涛,刘勤裕,陈子晗,等. 高偏应力场中脆硬煤层巷道塑性区恶性扩展诱发动力灾害机理[J]. 中国矿业大学学报,2026,55(3):666-685.
LIU Hongtao, LIU Qinyu, CHEN Zihan, et al. Mechanism of dynamic disaster induced by malignant expansion of roadway plastic zone in brittle-hard coal seam in high deviatoric stress field[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2026, 55(3): 666-685.

prone to violent expansion and form dynamic disaster. Taking 13230 transportation roadway of Gengcun Coal Mine as the engineering background, the evolution law of plastic zone and mechanism of dynamic disaster under different stress states were studied by theoretical analysis, mechanical test and field monitoring. The failure of surrounding rock is related to its spatial stress state. The distortion energy required for rock failure is linearly positively correlated with the ratio of effective intermediate principal stress to uniaxial compressive strength, based on this, a new 3D strength criterion is established, and the solution equation of plastic zone is derived. The results show that: the shape and size of plastic zone are controlled by the lateral pressure coefficient λ and the axial stress, respectively. As λ gradually increases or decreases from 1, the plastic zone expansion rate increases, and the plastic zone shape shows a trend of 'circle→ellipse→butterfly'. The increase of axial stress has an inhibitory effect on the plastic zone expansion. The more the λ deviates from 1, the more obvious the inhibitory effect is. When the roadway size and stress environment are constant, the maximum size of plastic zone is negatively correlated with the material constant a of the surrounding rock and the uniaxial compressive strength σ_c. The larger a and σ_c are, the higher the energy required for the failure of surrounding rock is. The occurrence mechanism of roadway dynamic disaster is that the a and σ_c of coal mass in 13230 roadway are high, the internal distortion energy and deviatoric stress of coal mass in roadway are highly concentrated in the normal mining process, the plastic zone has developed to butterfly but its size is very small, and the surrounding rock maintains high integrity. Butterfly failure has stress sensitivity, when stress disturbance occurs, the stress environment of coal mass changes abruptly, a large amount of energy is released violently, and the plastic zone expands sharply, resulting in dynamic disasters. The prevention and control idea of roadway dynamic disaster is to weaken the stress concentration and surrounding rock strength by adopting various pressure relief measures, to avoid the large-scale rapid expansion of plastic zone after stress disturbance. The research results can provide reference for the occurrence mechanism and prevention technology of roadway dynamic disasters.

Key words: three-dimensional strength criterion; distortion energy; plastic zone; butterfly failure; dynamic disaster

在中国的能源结构中，煤炭资源仍占据主体地位，是经济发展的基石与保障．随着经济的快速发展，对煤炭资源的需求也日益增大，煤矿逐步进入深部开采阶段．深部煤岩体处于“三高一扰动”的复杂应力环境中[1]，而不同赋存条件下，高地应力和强采矿扰动是深部工程必然要面对的[2-3]．由此带来的工程问题也日趋增多，如冲击地压、煤与瓦斯突出、顶板大面积来压、巷道围岩的大变形及流变等[4-5]．这些工程问题或灾害对巷道围岩控制理论及技术的研究提出了巨大挑战[6]．而由于动力灾害发生的瞬时性、破坏范围广泛性和致灾机理的复杂性，巷道动力灾害一直是岩石力学界研究的热点与难点．

长期以来，国内外学者不断对岩爆、冲击地压等动力灾害的发生机理进行研究，提出了如“强度理论”、“刚度理论”、“能量理论”等诸多理论[7]．这些理论从不同角度对冲击地压发生机理做出了解释并指导了工程实践．但是对于巷道动力灾害而言，这些理论大多都是对巷道破坏进行定性分析，不能对巷道破坏范围进行定量分析[8]．无论是软岩巷道的大变形问题，或是硬岩巷道的动力破坏问题，其本质上都可以归结为对巷道围岩破坏的研究，即围岩塑性区的不断扩展导致了工程问题．井下巷道围岩所处的应力环境复杂多变[9-11]，而深部巷道在高地应力和强采动影响下，所处应力环境将更为复杂．仅采用某一个或两个应力指标难以对巷道围岩状态进行准确判断，所以在分析巷道破坏机理时，需综合考虑其所处的空间应力环境．

基于上述，学者们对巷道在非均匀应力场下的破坏范围和模式进行深入研究，逐步形成蝶形破坏理论体系，并以此对一些工程现象和致灾机理进行了解释，如巷道非对称破坏[12-13]、冲击地

压[14-16]、煤与瓦斯突出[17]等. 蝶形理论对巷道塑性区边界的求解以弹塑性力学为基础,建立非均匀应力场下圆形巷道的平面应变力学模型,以此来求解巷道围岩周围的应力分布情况,并将岩体受力带入强度准则中,对岩体的破坏与否进行判断[18]. 上述塑性区边界求解方法中仍有2处需要完善:1)采用平面应变模型对塑性区边界进行求解时,仅考虑了巷道所受的垂直应力和水平应力,而巷道围岩处于三向应力环境中,需要将轴向应力对巷道塑性区扩展的影响考虑进去;2)以往的蝶形理论研究中,基本均以二维Mohr-Coulomb强度准则为依据,对岩体的弹塑性状态进行判断. 目前已有大量研究证明了岩石强度具有明显的中间主应力效应[19-21],所以需要采用一种能够对三向应力状态下岩石强度进行准确描述的三维强度准则作为判据,对巷道弹塑性状态进行判断.

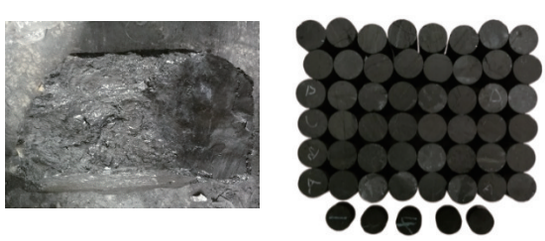
综上,本文建立巷道围岩的三维力学模型,考虑轴向应力对巷道围岩周围应力分布的影响. 同时,建立一种能够准确描述岩石在真三轴应力状态下强度特征的三维强度准则,以此为依据对巷道围岩弹塑性状态进行判断,推导巷道弹塑性边界表达式. 分析不同应力状态下巷道塑性区的演化扩展与动力灾害之间的联系,并结合工程实例,阐明巷道动力灾害发生机理.

1 三向应力环境下巷道周围应力解

1.1 工程背景

以义马矿区耿村煤矿2-3煤层的13230工作面运输巷道为工程背景,巷道断面为半圆拱型,净宽6.2 m,净高4.15 m,巷道净断面为20 m^2,采用等效面积法取巷道半径为2.52 m. 13230工作面回采工艺为综采放顶煤,采煤方法为走向长壁采煤法,自然垮落法管理顶板. 工作面走向长度为971 m,倾斜长度为196 m. 2-3煤层底板标高+45~-39 m,对应地面标高+625~+647 m,平均采深633 m,最大采深686 m. 煤层厚度为14.7~21.8 m,平均厚度为17.4 m,属特厚煤层,煤层倾角平均为11°.

义马矿区于2-3煤层布置的工作面普遍具有冲击危险性,所以有必要对煤层的冲击倾向性进行测试. 在耿村矿2-3煤层中取样进行力学试验,共制备标准煤样53块,试验设备采用RMT-150B岩石力学测试系统. 现场采集的大块原煤和加工后的煤样如图1所示. 部分煤样的力学性质测试结果如图2所示. 其中,图2c中A1~A11为11块的煤样单轴压缩试验结果;图2d中ε_1为轴向应变,σ_1和σ_3为轴向应力和围压,也即最大和最小主应力. 煤层的冲击倾向性根据表1进行判断[22]. 最终测定煤样单轴抗压强度σ_c为18.27 MPa,弹性模量E为1.005 GPa,内摩擦角φ为26.4°,黏聚力C为13.171 MPa,泊松比μ为0.222. 煤样的动态破坏时间为12~115 ms,均值为49.33 ms,弹性能量指数为5.73~19.15,均值为11.07,根据规程,冲击能量指数无需计算,其冲击性为强冲击. 根据4个指标综合判定2-3煤层具有强冲击倾向性.



(a) 现场采集原煤 (b) 制备的煤样

图1 原煤及制备的煤样

Fig. 1 Bulk raw coal and prepared coal specimens

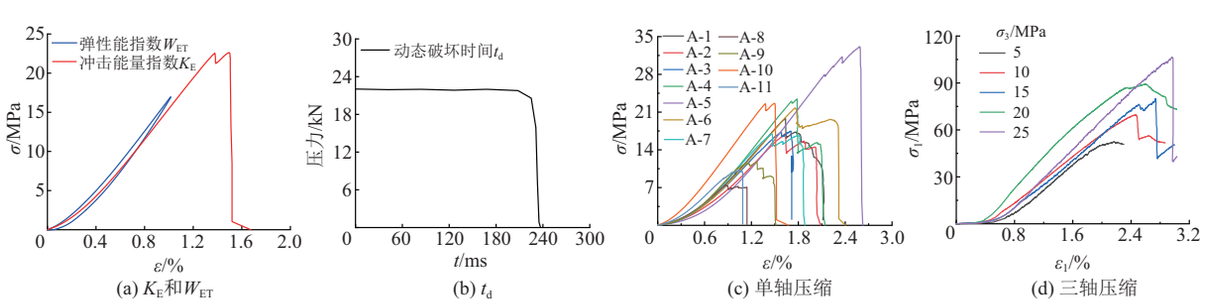


图2 煤样力学测试结果

Fig. 2 Mechanical test results of coal specimens

1.2 巷道围岩力学模型

煤矿井下巷道围岩常处于三向各异的应力环境中,围岩的破坏与否与其受力情况直接相关,同时根据其受力情况可以判断其是否达到动力灾害启动的临界应力值[4]. 建立三维巷道围岩力学模型时,首先做出如下假设:围岩为均质,各向同性,

完全弹性，在巷道长度范围内，围岩性质一致．将巷道视为无限长厚壁圆筒，简化巷道受力情况，忽略巷道影响范围内由岩石自重引起的梯度应力，则巷道和其所受载荷均为轴对称分布，可采用极坐标系对围岩受力进行求解，巷道处于三向应力作用下的力学模型如图 3 所示．图中 P_x，P_y，P_z 分别为巷道围岩所受 x 方向水平应力、y 方向水平应力和 z 方向垂直应力；σ_r，σ_θ，$\tau_{r\theta}$，σ_y 分别为岩体微元所受径向应力、切向应力、剪应力和轴向应力；P_i 为支护阻力；R 为巷道半径；r 为任一岩体微元距巷道中心的距离；θ 为任一岩体微元与水平方向的夹角．

表 1　煤层冲击倾向性分类、名称及指数

Table 1　Classification, designation and index of coal seam impact tendency

类别	冲击倾向性	t_d/ms	W_{ET}	K_E	σ_c/MPa
1 类	无	＞500	＜2	＜1.5	＜7
2 类	弱	50～500	2～5	1.5～5.0	7～14
3 类	强	＜50	＞5	＞5.0	＞14

1.3　巷道围岩受力解析

巷道围岩应力的求解可以分解为两部分：第一部分是由沿巷道轴向载荷 P_y 导致的应力分量，用上标“1”标示；第二部分是原平面应变问题中由 P_x，P_z，P_i 导致的应力分量．根据叠加原理对此部分继续分解，则可分为双向非等压条件下巷道围岩受力模型和仅考虑支护应力作用下巷道围岩受力模型，P_x，P_z 引起的巷道围岩应力状态变化，用上标“2”标示；P_i 引起的巷道围岩应力状态变化，用上标“3”标示．巷道围岩应力可以表示为 3 部分之和，如图 4 所示．

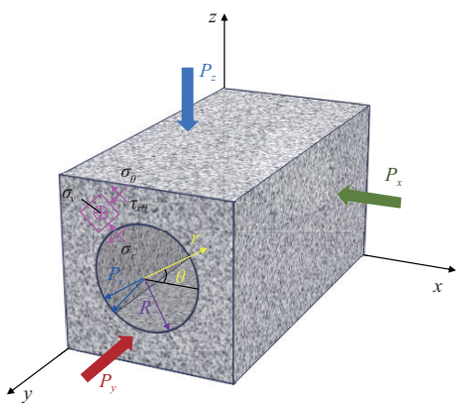


图 3　三向应力环境下巷道围岩力学模型

Fig. 3　Mechanical model of roadway surrounding rock under three-dimensional stress environment

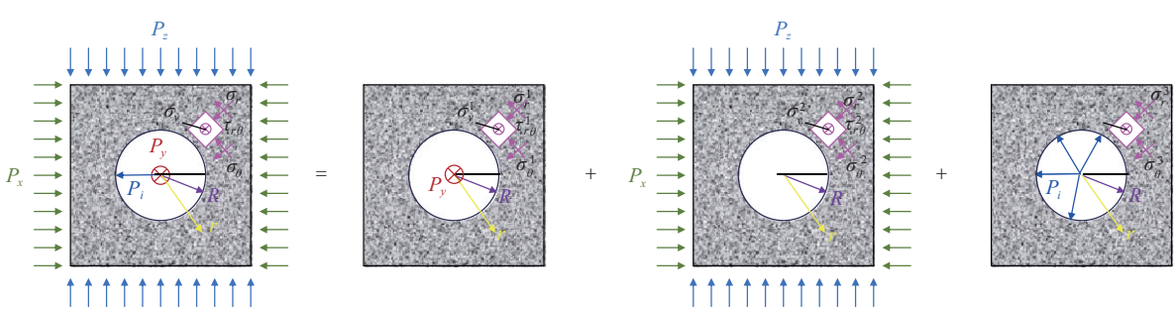


图 4　三向应力环境下巷道围岩受力分解

Fig. 4　Stress decomposition of roadway surrounding rock under three-dimensional stress environment

根据文献[23-24]研究结果，可以得到极坐标系下，考虑三向应力状态和支护应力作用的巷道围岩周围任意一点的应力表达式为：

$$\begin{cases}\sigma_y = P_y - 2\mu(P_x - P_z)\dfrac{R^2}{r^2}\cos 2\theta,\\ \sigma_r = \dfrac{\mu}{1-\mu}P_y\left(1-\dfrac{R^2}{r^2}\right)+\dfrac{1}{2}\left[(P_x+P_z)\left(1-\dfrac{R^2}{r^2}\right)+(P_x-P_z)\left(1+\dfrac{3R^4}{r^4}-\dfrac{4R^2}{r^2}\right)\cos 2\theta\right]+P_i\dfrac{R^2}{r^2},\\ \sigma_\theta = \dfrac{\mu}{1-\mu}P_y\left(1+\dfrac{R^2}{r^2}\right)+\dfrac{1}{2}\left[(P_x+P_z)\left(1+\dfrac{R^2}{r^2}\right)-(P_x-P_z)\left(1+\dfrac{3R^4}{r^4}\right)\cos 2\theta\right]-P_i\dfrac{R^2}{r^2},\\ \tau_{r\theta} = -\dfrac{1}{2}(P_x-P_z)\left(1-\dfrac{3R^4}{r^4}+\dfrac{2R^2}{r^2}\right)\cos 2\theta.\end{cases} \tag{1}$$

巷道围岩某一点的应力状态由极坐标系向直角坐标系的转换可由式(2)表示为：

$$\begin{cases}\sigma_x=\dfrac{\sigma_r+\sigma_\theta}{2}+\dfrac{\sigma_r-\sigma_\theta}{2}\cos2\theta-\tau_{r\theta}\cos2\theta,\\ \sigma_z=\dfrac{\sigma_r+\sigma_\theta}{2}-\dfrac{\sigma_r-\sigma_\theta}{2}\cos2\theta+\tau_{r\theta}\cos2\theta,\\ \sigma_y=P_y-2\mu(P_x-P_z)\dfrac{R^2}{r^2}\cos2\theta,\\ \tau_{xz}=\dfrac{\sigma_r-\sigma_\theta}{2}\cos2\theta+\tau_{r\theta}\cos2\theta,\end{cases}\tag{2}$$

式中：σ_x，σ_y，σ_z，τ_{xz}分别为直角坐标系下巷道微元所受到的水平应力、轴向应力、垂直应力及剪应力，MPa. 对于巷道围岩有$\sigma'_2=\sigma_y$，进而结合式(3)即可求得巷道围岩周围任意一点的主应力[24]为：

$$\begin{cases}\sigma'_1=\dfrac{\sigma_x+\sigma_z}{2}+\sqrt{\left(\dfrac{\sigma_x-\sigma_z}{2}\right)^2+\tau_{xz}^2},\\ \sigma'_2=\sigma_y,\\ \sigma'_3=\dfrac{\sigma_x+\sigma_z}{2}-\sqrt{\left(\dfrac{\sigma_x-\sigma_z}{2}\right)^2+\tau_{xz}^2}.\end{cases}\tag{3}$$

需要说明的是，根据式(3)所求得的$\sigma'_i(i=1,2,3)$并不是真正意义上的最大、中间和最小主应力. 这里一直存在$\sigma'_1\geqslant\sigma'_3$的关系，但由于考虑了巷道围岩处于三向应力环境中，即加入了σ'_2这一项，则3个主应力的大小需要重新排序，分为$\sigma'_1\geqslant\sigma'_2\geqslant\sigma'_3$，$\sigma'_2\geqslant\sigma'_1\geqslant\sigma'_3$，$\sigma'_1\geqslant\sigma'_3\geqslant\sigma'_2$这3种情况，在后文的计算过程中考虑了这一点.

2 畸变能强度准则的建立与巷道围岩弹塑性边界解

2.1 基于畸变能的三维强度准则

强度准则(或称破坏准则)是判断煤岩材料破坏与否的基础，对于巷道动力灾害发生的判别尤为重要[5]. 以往的蝶形理论中，均以Mohr-Coulomb强度准则为依据对巷道围岩弹塑性边界进行求解，虽然其应用广泛，但仍存在一定缺陷. 首先，该理论没有考虑中间主应力对岩石强度的影响；其次，Mohr-Coulomb强度准则在子午面上的包络线是直线，表明内摩擦角不随静水压力变化，这与岩石力学试验结果不符；还有其在高围压时精度较低. 综上所述，本文从能量角度出发，建立一种能够较好地描述岩石强度特征的三维强度准则. 根据热力学定律，煤岩材料在变形破坏过程中始终伴随着能量变化，主应力空间中岩体单元的应变能密度U[25]为：

$$U=\int\sigma_1\mathrm{d}\varepsilon_1+\int\sigma_2\mathrm{d}\varepsilon_2+\int\sigma_3\mathrm{d}\varepsilon_3,\tag{4}$$

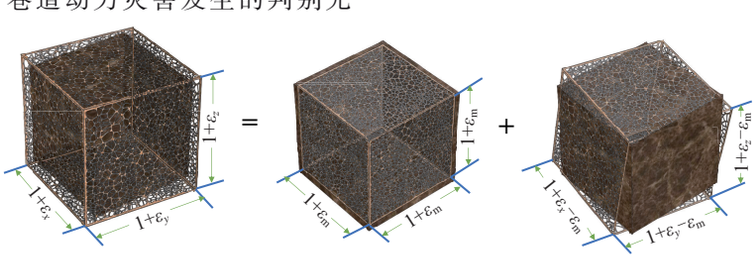
式中：$\varepsilon_i(i=1,2,3)$为主应变. 假设岩体单元各向弹性模量相等，在弹性状态下$\sigma_i=E\varepsilon_i$，则有下式[26]：

$$\begin{aligned}U&=\frac{1}{2}E\varepsilon_1^2+\frac{1}{2}E\varepsilon_2^2+\frac{1}{2}E\varepsilon_3^2\\&=\frac{1}{2}\sigma_1\varepsilon_1+\frac{1}{2}\sigma_2\varepsilon_2+\frac{1}{2}\sigma_3\varepsilon_3.\end{aligned}\tag{5}$$

将广义胡克定律带入式(5)中，消去应变得到：

$$U=\frac{1}{2E}\left[\sigma_1^2+\sigma_2^2+\sigma_3^2-2\mu(\sigma_1\sigma_2+\sigma_2\sigma_3+\sigma_3\sigma_1)\right].\tag{6}$$

根据岩土弹塑性力学理论，在外部载荷作用下，岩体将同时发生体积改变和形状改变，如图5所示，其中ε_m为平均应变. 体积变形是由各向相等的球应力控制，形状改变即塑性变形是由偏应力控制，岩体内的弹性应变能分别由用于体积改变的体积改变能和用于形状改变的畸变能所组成[27].



(a) 体积和形状改变 (b) 仅体积改变 (c) 仅形状改变

图5 应变的分解

Fig. 5 Strain decomposition

假设岩体单元在变形前的边长为l，体积$\mathrm{d}V=l^3$，变形后体积为：

$$\mathrm{d}V_1=(1+\varepsilon_1)l\cdot(1+\varepsilon_2)l\cdot(1+\varepsilon_3)l.\tag{7}$$

将上式展开并略去高阶微量得到：

$$\mathrm{d}V_1=(1+\varepsilon_1+\varepsilon_2+\varepsilon_3)l^3.\tag{8}$$

进而可得单位体应变$\theta_1=\varepsilon_1+\varepsilon_2+\varepsilon_3$，将广义胡克定律带入体应变公式中有：

$$\theta_1=\frac{1-2\mu}{E}(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3).\tag{9}$$

由式(9)可以看出体应变只与3个主应力之和

有关，用平均主应力 σ_m 分别代替原来的3个主应力[$\sigma_m=(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)/3$]，则岩体单元只有体积变化，没有形状改变，体积改变能密度 U_V[28]为

$$U_V=\frac{3(1-2\mu)}{2E}\sigma_m^2=\frac{1-2\mu}{6E}(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)^2. \tag{10}$$

岩体的塑性变形和破坏由偏应力控制，即畸变能的增大导致岩体破坏．岩体单元的畸变能密度 U_m 等于总应变能密度 U 与体积改变能密度 U_V 之差：

$$U_m=U-U_V=\frac{1+\mu}{6E}\left[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2\right]=\frac{J_2}{2G} \tag{11}$$

式中：J_2 为偏应力第二不变量；G 为剪切模量．

在弹性状态下，岩体内部不断积聚应变能，应变能转化为体积改变能和畸变能，当岩体单元畸变能密度 U_m 达到破坏所需畸变能密度 U_d 时，岩体单元不断破坏导致整体破坏发生．在单向应力状态下，即 $\sigma_1=\sigma_c$，$\sigma_2=\sigma_3=0$ 时，岩体发生破坏时所需的能量为：

$$U_d=\frac{1+\mu}{3E}\sigma_c^2. \tag{12}$$

由此可得到在单向应力状态下岩石的强度准则为

$$\sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2\right]}=\sigma_c. \tag{13}$$

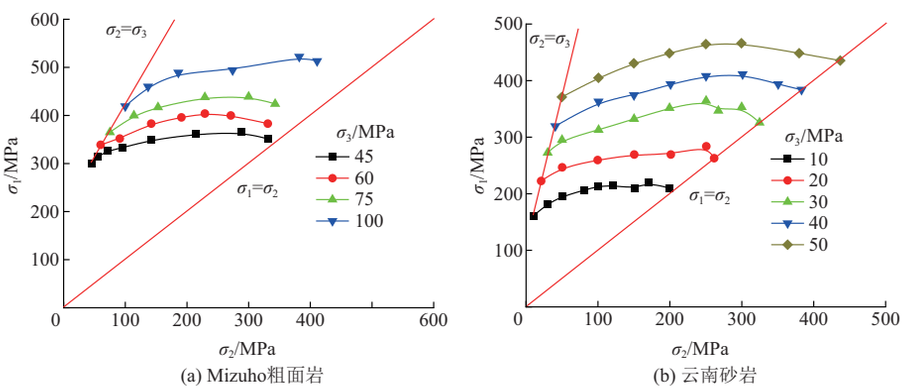
进而可以得到三向应力状态下（$\sigma_1>\sigma_2>\sigma_3$）岩石的强度准则为：

$$\sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2\right]}=K\sigma_c, \tag{14}$$

式中：K 为岩石破坏时所需的畸变能系数，其反映了岩体在不同应力状态下发生破坏的难易程度．

2.2　强度准则的验证

在常规三轴试验中，岩石强度会随着围压的增高而增大．而在真三轴力学试验中，中间主应力 σ_2 对岩石强度具有显著影响，最小主应力 σ_3 不变时，岩石的强度会随着中间主应力 σ_2 的增高呈现先增大再减小的趋势，但岩石的强度仍大于 $\sigma_2=\sigma_3$ 时的强度，以 Mizuho 粗面岩[29]和云南砂岩[30]的真三轴试验数据为例，如图6所示．



(a) Mizuho粗面岩　　(b) 云南砂岩

图6　Mizuho粗面岩和云南砂岩的真三轴试验数据

Fig. 6　The true triaxial test results of Mizuho trachyte and Yunnan sandstone

确定不同应力状态下参数 K 的表达形式尤为重要，笔者选取了52种岩石的三轴压缩试验数据进行分析，其中包括8种岩石的常规三轴试验结果和44种岩石的真三轴试验结果（限于文章篇幅这里不再列举所有试验数据，下文中选取部分数据用于分析）．通过式(14)可对各类岩石在不同应力状态下的 K 值进行计算，由式(14)和试验数据分析结果可以得到，岩体处于单向应力状态时 K 应等于1，岩体处于双向或三向应力状态时 K 应大于1．常规三轴试验中，K 随着围压的增大而不断增大．而真三轴试验中，由于岩石强度的中间主应力效应，随着 σ_2 的增大，岩石强度 σ_1 呈现出先增大再减小的变化趋势，而 K 也呈现出相同的变化趋势，但是 K 与 σ_1 的变化是非同步的．所以对于 K 的描述公式，要求能反映出其变化趋势．通过分析发现，$(\sigma_1-\sigma_3)$ 和 $(\sigma_1+\sigma_3)$ 2种形式的数据均呈现出与 K 相同的变化趋势，但若采用 $(\sigma_1-\sigma_3)$ 形式对 K 进行描述，则会忽略岩石强度的静水压力效应，这在理论上是错误的，所以采用 $(\sigma_1+\sigma_3)$ 形式对 K 进行描述．为了不失一般性，最终确定 K 的表达式为：

$$K=a\left(\frac{\sigma_1+\sigma_3}{\sigma_c}-1\right)+1, \tag{15}$$

式中：a 为材料常数，可通过试验数据拟合得到．对比

Mohr-Coulomb强度准则可得,$a=\sin\varphi$,$\sigma_c=2C\cos\varphi/(1-\sin\varphi)$.

式(15)中,当$\sigma_3=\sigma_2=0$时,$\sigma_1=\sigma_c$,保证了岩石在单轴压缩试验时$K=1$. 当$\sigma_2\neq0$时,式(15)能够较好地反映出K在不同应力状态下的变化趋势,同时也保证了量纲的一致. 由强度准则可以推断,高强度的围岩,由于其力学性能好,能量积聚能力强,在高偏应力作用下不易破坏. 当巷道受到动载扰动时,大量能量瞬间作用于围岩,便会导致围岩受力状态突变,发生剧烈破坏,形成动力灾害.

下面以4种岩石的常规三轴试验数据和4种岩石的真三轴试验数据为例,对强度准则的准确性和适用性进行分析,如图7所示,其中图7a~7d为常规三轴试验结果,图7e~7h为真三轴试验结果.

由图中可以看出,所选取的拟合效果评价指标中,平均绝对百分比误差(E_{MAP})和均方根误差(E_{RMS})这2种拟合评价指标均趋近于0,R^2趋近于1,表明所推导的强度准则对不同种类岩石的真三轴和常规三轴试验数据的拟合结果均较好,能够准确地描述岩石在不同应力状态下的强度特性,同时对均质性和裂隙发育程度不同的岩石及煤样的适用性均较好.

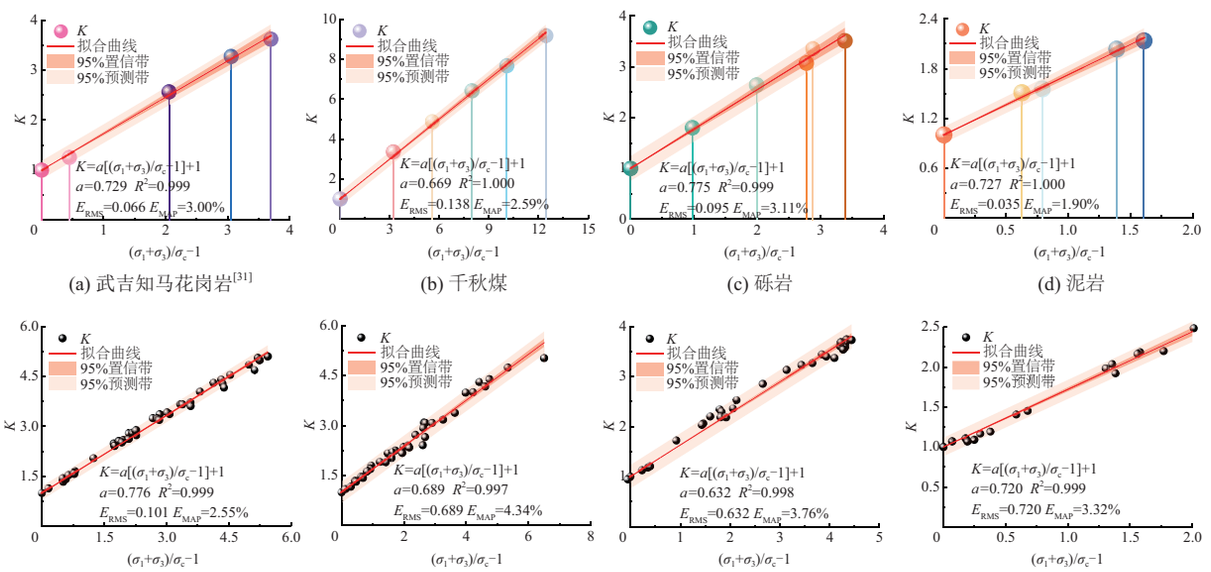


图7 不同种类岩石的强度准则拟合结果

Fig. 7 The strength criterion fitting results of different kinds of rocks

2.3 巷道围岩的弹塑性边界解

联立式(1)~(3)及式(14)~(15),即可得到三向应力状态下巷道围岩弹塑性边界理论解,如式(16)所示:

$$f(r,\theta)=A_1\frac{R^8}{r^8}+A_2\frac{R^6}{r^6}+A_3\frac{R^4}{r^4}+A_4\frac{R^2}{r^2}+A_5, \tag{16}$$

其中:

$$A_1=\frac{27}{4}(P_x-P_z)^2,$$

$$A_2=-6\left[(P_x-P_z)\cos2\theta\left(\frac{3}{4}(P_x+P_z)-\frac{3}{2}P_i-\frac{3}{2}\frac{\mu P_y}{\mu-1}\right)+\frac{3}{2}(P_x-P_z)^2\right],$$

$$A_3=\left(4\mu^2-4\mu+\frac{19}{2}\right)(P_x-P_z)^2\cos^2(2\theta)-\left[1+\frac{1}{2}\sin^2(2\theta)\right](P_x-P_z)^2+$$
$$\frac{3}{4}(P_x+P_z)^2-3(P_x+P_z)\left(P_i+\frac{\mu P_y}{\mu-1}\right)+$$
$$3P_i^2+\frac{6\mu P_y P_i}{\mu-1}+2\left(\frac{\mu P_y}{\mu-1}\right)^2+3(P_x^2-P_z^2)\cos2\theta-$$
$$6\left(P_i+\frac{\mu P_y}{\mu-1}\right)(P_x-P_z)\cos2\theta,$$

$$A_4=(P_x-P_z)\cos 2\theta\left[3P_i-\frac{5}{2}(P_x+P_z)+2(1-2\mu)P_y+\frac{5\mu P_y}{\mu-1}\right]+3(P_x-P_z)^2\left[1-2\cos^2(2\theta)\right]+\left(\frac{\mu P_y}{\mu-1}\right)^2,$$

$$A_5=\frac{3}{4}(P_x-P_z)^2-K^2\sigma_c^2+\left(\frac{P_x}{2}+\frac{P_z}{2}-P_y\right)^2+\frac{\mu P_y}{\mu-1}(2P_y-P_x-P_z)+\left(\frac{\mu P_y}{\mu-1}\right)^2.$$

同样，在进行巷道弹塑性边界求解时，仍需对不同应力场下所求得的3个主应力大小进行判断．所推导的强度准则中，等式左侧为平方项，无需对主应力进行排序，等式右侧参数K包含了最大主应力和最小主应力的单次项，主应力排序情况同1.3节一致，3种情况下K中变量表达式如下：

$$\begin{cases}\sigma_1+\sigma_3=\sigma'_1+\sigma'_3=(P_x+P_z)-2(P_x-P_z)\cos 2\theta\dfrac{R^2}{r^2}-\dfrac{2\mu P_y}{\mu-1},\\ \sigma_1+\sigma_3=\sigma'_1+\sigma'_2=P_y+\dfrac{(P_x+P_z)}{2}-\dfrac{\mu P_y}{\mu-1}-(1+2\mu)(P_x-P_z)\cos 2\theta\dfrac{R^2}{r^2}+\\ \sqrt{\left[P_i\dfrac{R^2}{r^2}-\dfrac{(P_x+P_z)}{2}\dfrac{R^2}{r^2}+\dfrac{\mu P_y}{\mu-1}\dfrac{R^2}{r^2}+\dfrac{(P_x-P_z)\cos 2\theta}{2}\left(3\dfrac{R^2}{r^2}-2\dfrac{R^2}{r^2}+1\right)\right]^2+\left[\dfrac{(P_x-P_z)\sin 2\theta}{2}\left(-3\dfrac{R^2}{r^2}+2\dfrac{R^2}{r^2}+1\right)\right]^2},\\ \sigma_1+\sigma_3=\sigma'_2+\sigma'_3=P_y+\dfrac{(P_x+P_z)}{2}-\dfrac{\mu P_y}{\mu-1}-(1+2\mu)(P_x-P_z)\cos 2\theta\dfrac{R^2}{r^2}-\\ \sqrt{\left[P_i\dfrac{R^2}{r^2}-\dfrac{(P_x+P_z)}{2}\dfrac{R^2}{r^2}+\dfrac{\mu P_y}{\mu-1}\dfrac{R^2}{r^2}+\dfrac{(P_x-P_z)\cos 2\theta}{2}\left(3\dfrac{R^2}{r^2}-2\dfrac{R^2}{r^2}+1\right)\right]^2+\left[\dfrac{(P_x-P_z)\sin 2\theta}{2}\left(-3\dfrac{R^2}{r^2}+2\dfrac{R^2}{r^2}+1\right)\right]^2}.\end{cases}\tag{17}$$

3　巷道塑性区演化规律研究

3.1　不同应力状态下巷道塑性区尺寸形态

巷道动力灾害发生的应力条件极为复杂，为了研究不同应力状态下巷道塑性区的尺寸和形态演化规律，以及各因素对塑性区的影响，制定应力施加方案如表2所示．应力施加方案的设计主要以P_y，P_z的变化为主，P_x变化的方案仅作为对照组．其中：P_z变化时均保证$P_z>P_x$，此方案下对应巷道处于垂直应力高于水平应力的原岩应力场中，如巷道处于残留煤柱正下方或者厚煤层坚硬顶板工作面巷道承受较高的支承压力等情况；P_y变化时，令侧压系数由1.0增大至2.5，塑性区形态从圆形演化至椭圆形和蝶形，由此分析P_y值对不同侧压系数下塑性区发育扩展的影响．此方案对应某些对巷道轴向应力影响较大的工程情况，如巷道轴向受到构造影响或巷道轴向与最大水平主应力平行等情况；P_x变化时主要研究P_x对塑性区发育扩展的影响，而P_y，P_z设计值较小，是为了更直观地反映出P_x增大对塑性区形态演化的作用．此方案对应巷道以水平应力为主导的工程情况，如巷道顶板侧方存在残留煤柱或巷道水平应力受到构造影响等情况．

根据前文的力学试验结果，采用畸变能强度准则对试验数据进行拟合，得到材料常数a为0.59，拟合结果如图8所示．

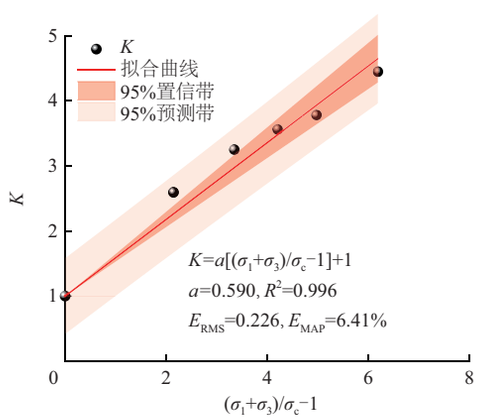


图8　强度准则拟合结果

Fig. 8　Fitting results of strength criterion

13230工作面属于特厚煤层开采，煤层上方存在一层320 m厚的砾岩层，单轴抗压强度均值为57.0 MPa，回采过程中砾岩层易大面积悬顶，导致支承压力高度集中．13230工作面回采空间大、顶板压力强，在回采过程中巷道主要受垂直应力P_z变化影响，从文献[14]的研究中也得到了相同结论．所以应力施加方案中，主要研究了垂直应力P_z及巷道轴向应力P_y对巷道塑性区的影响．根据工作面埋深，岩层容重取25 kN/m^3，原岩应力为

16 MPa,在进行塑性区边界求解时,通过MATLAB软件编程进行计算并对主应力大小进行排序.

水平应力 P_x=16 MPa,不同 P_y 条件下,P_z 对巷道塑性区扩展的影响如图9所示,各应力状态下巷道顶底板、两帮及最大处的塑性区尺寸变化情况如图10所示.

表2 不同应力环境下巷道应力施加方案

Table 2 Stress application scheme of roadway under different stress environments

方案	序号	P_x/MPa	P_y/MPa	P_z/MPa	P_i/MPa	a	σ_c/MPa	μ	R/m
P_y, P_z改变	1	16	5～30	16～40	0	0.59	18.27	0.222	2.52
P_x改变	13	16～40	5	16	0	0.59	18.27	0.222	2.52
a改变	16	16	5	40	0	0.52～0.64	18.27	0.222	2.52
σ_c改变	17	16	5	40	0	0.59	18～28	0.222	2.52
μ改变	18	16	5	40	0	0.59	18.27	0.20～0.25	2.52
R改变	19	16	5	40	0	0.59	18.27	0.222	2.00～3.25

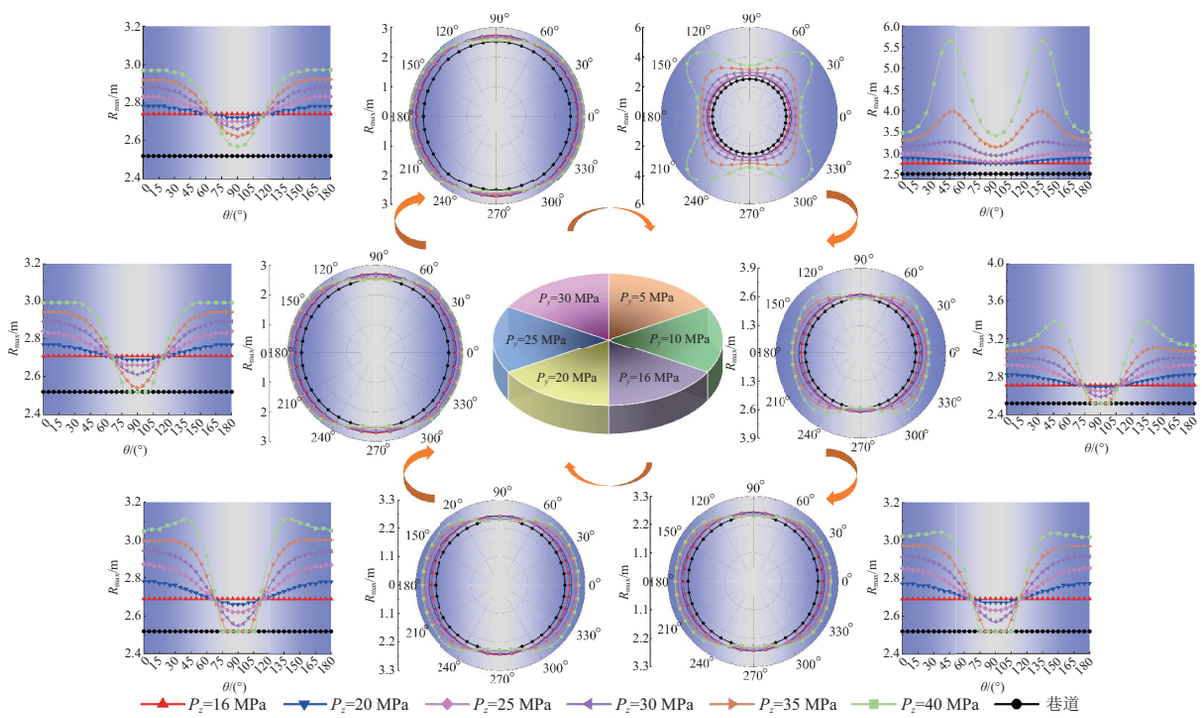
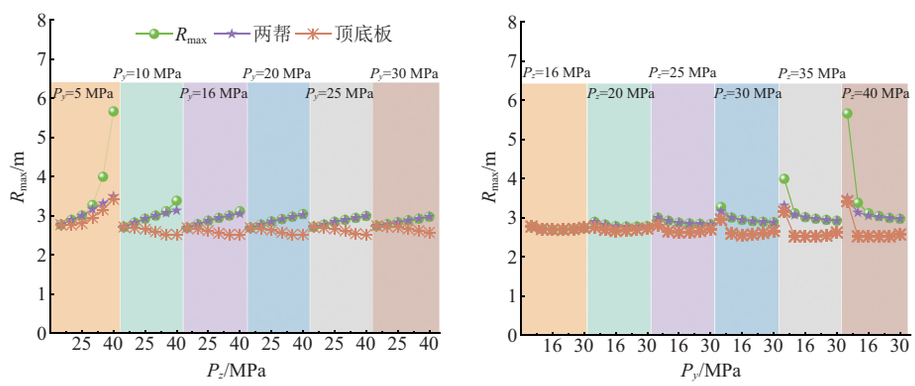


图9 不同应力状态下巷道塑性区尺寸及形态演化规律(P_z变化)

Fig. 9 The size and shape evolution law of plastic zone in roadway under different stress states (P_z change)



(a) P_z变化 (b) P_y变化

图10 不同应力状态下巷道各处的塑性区尺寸

Fig. 10 The size of plastic zone at different positions of roadway under different stress states

由图 9 可以看出，P_y=5 MPa 条件下，当 P_z 由 16 MPa 逐渐增加至 40 MPa 时，巷道塑性区最大尺寸 R_{max} 由 2.77 m 逐渐增大至 5.66 m（这里的 R_{max} 包含了巷道半径，下文分析中同理），随着 P_z 的增大，巷道所处应力环境逐渐偏离均压应力环境，塑性区形态演化呈现出“圆形→椭圆形→蝶形”的变化趋势；同样，P_y 分别为 10，16，20，25，30 MPa 条件下，当 P_z 由 16 MPa 增大至 40 MPa 时，塑性区最大尺寸变化范围分别为 2.71～3.38，2.69～3.11，2.69～3.04，2.71～2.99，2.74～2.97 m；P_y=5 MPa 条件下，随着 P_z 的逐渐增大，最大塑性区尺寸位置由 θ=0°过渡到 θ=45°附近，最大尺寸位置逐渐由两帮向蝶叶处发育。

P_y 逐渐增大时，不同 P_z 条件下，轴向应力的增长对塑性区发育的抑制作用逐渐增大，这点由图 10a 可以更为直观地看出。当 P_y 增至 25 MPa，塑性区形态仅有圆形和椭圆形 2 种。轴向应力 P_y 增大对塑性区发育的抑制作用，其本质上是轴向应力的增大导致了巷道围岩偏载程度降低。P_y=5 MPa 条件下，P_y 对塑性区扩展的抑制作用有限，随着侧压系数 λ 的减小（$\lambda=P_x/P_z$），巷道顶底板及两帮塑性区均随之显著增大；P_y 继续增大后，抑制作用增强，巷道两帮塑性区随着 λ 的减小而增大，顶底板则反之。当巷道围岩处于 $P_z>P_x$ 的应力场中时，无论塑性区形态为何种时，两帮塑性区尺寸始终高于顶底板。P_z 在一定范围内增长时，塑性区尺寸增幅较小，随着偏应力的继续增大，当塑性区形态为蝶形时，塑性区最大尺寸呈现出指数增长形式，表明塑性区尺寸的发育具有应力敏感性。

水平应力 P_x=16 MPa，不同 P_z 条件下，P_y 对巷道塑性区尺寸和形态的影响如图 11 所示。由图 11 可以看出，P_z=16 MPa 条件下，当 P_y 由 5 MPa 逐渐增加至 10，16，20，25，30 MPa 时，巷道塑性区最大尺寸由 2.77 m 先减小至 2.71，2.69，2.69 m，然后增大至 2.71，2.74 m，随着 P_y 的增大，巷道所处偏应力环境先减小后增大，塑性区形态保持圆形不变；同样，P_z 分别为 20，25，30，35，40 MPa 条件下，当 P_y 由 5 MPa 增大至 30 MPa 时，塑性区最大尺寸变化范围分别为 2.89～2.77，3.00～2.83，3.27～2.88，3.99～2.92，5.66～2.97 m。侧压系数 λ 越小，P_y 的增大对塑性区扩展的抑制作用越显著，这点由图 10b 可以更为直观地看出。在 P_x=16 MPa，P_z=40 MPa 条件下，P_y 由 5 MPa 增至 10 MPa，塑性区尺寸便明显减小，也验证了塑性区尺寸的应力敏感性。

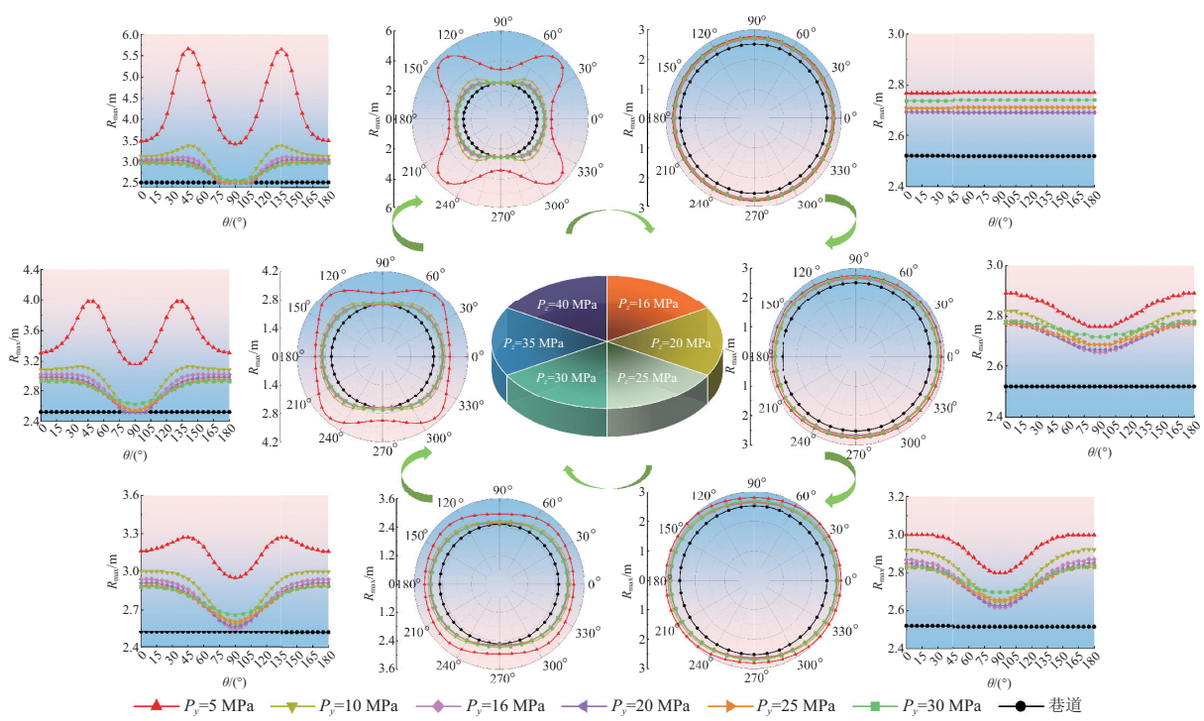


图 11　不同应力状态下巷道塑性区尺寸及形态演化规律（P_y 变化）

Fig. 11　The size and shape evolution law of plastic zone in roadway under different stress states (P_y change)

结合图 9～11 可以得到，巷道围岩塑性区的形态主要由 λ 控制，λ 值越偏离 1，塑性区的蝶形形态越明显。塑性区的尺寸主要由 P_y 控制，$\lambda\neq1$ 时，P_y 的增大会对塑性区的扩展具有抑制作用，λ 值越偏

离1，抑制作用越明显．值得说明的是，P_y增大到一定程度时，由于塑性区尺寸发育得到较大的抑制，其形态自然会发生改变，如 P_x=16 MPa，P_z=40 MPa条件下，P_y由20 MPa增至25 MPa时，塑性区形态由蝶形变为椭圆形，但其主控因素仍为λ，此条件下即便再增大P_y，塑性区形态也不会退化至圆形．

图12为P_y=5 MPa，P_z=16 MPa时，不同P_x条件下，巷道围岩塑性区尺寸及形态演化结果．当P_x由16 MPa逐渐增加至40 MPa时，塑性区最大尺寸由2.77 m增大至5.66 m，塑性区形态演化呈现出“圆形→椭圆形→蝶形”的变化趋势．结合图9分析可知，固定P_y=5 MPa不变时，λ逐渐增大或减小时，塑性区形态演化的规律一致，即随着偏应力场的增大，塑性区形态逐渐由均匀圆形转为蝶形．不同的是，当λ逐渐增大时，两帮的塑性区尺寸总是小于顶底板塑性区尺寸，即塑性区尺寸发育较大位置出现在应力较小的一侧．

对不同应力状态下13230运输巷道塑性区最大尺寸分布规律进行汇总，如图13所示，图中P_x，P_y，P_z取值范围分别为5～50，5～30，5～70 MPa，取值间隔为5 MPa．图13a中球体体积为对塑性区最大尺寸的映射，塑性区尺寸较大的情况，均是出现在巷道围岩偏应力场较大的极端的应力状态下，其中塑性区尺寸大于6 m的情况仅占5.01%．由图13b可以看出，不同应力状态下13230运输巷道塑性区尺寸的均值为3.55 m，中位数为3.09 m，均值加一倍标准差为4.84 m，可见除在较为极端的应力状态下，巷道塑性区不会发生大范围扩展．前文的强冲击倾向性测试结果表明2-3煤层煤体具有高强度和强能量积聚能力，这对于动力灾害防治来说是不利的．巷道煤体本身就较为脆硬，即便在较高的应力环境下巷道塑性区仍不易发生扩展，围岩完整性较高，易大量积聚能量，一旦发生大能量的扰动事件，便可能导致围岩瞬间发生剧烈破坏．所以从动力灾害防治角度出发，应及时采取卸压钻孔等措施，增大围岩塑性区域，弱化煤体并释放其积聚的能量．

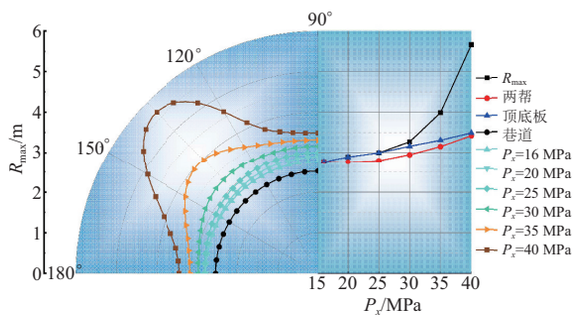
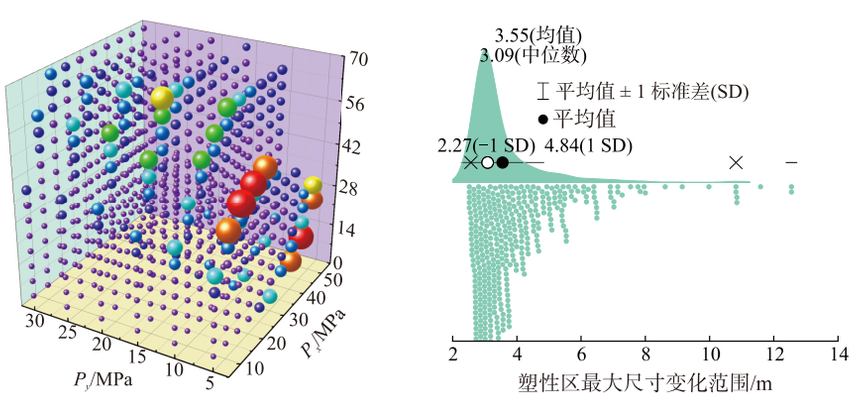


图12 不同应力状态下巷道塑性区尺寸及形态演化规律（P_x改变）

Fig. 12 The size and shape evolution law of plastic zone in roadway under different stress states(P_x change)



(a) 塑性区尺寸映射图 (b) 塑性区尺寸分布云雨图

图13 不同应力状态下巷道塑性区最大尺寸分布规律

Fig. 13 The maximum size distribution law of plastic zone in roadway under different stress states

3.2 巷道围岩稳定性影响因素分析

为分析式(16)中其余参数对塑性区边界的影响，采用控制变量法，固定P_x=16 MPa，P_y=5 MPa，P_z=40 MPa，P_i=0 MPa不变，改变参数a，σ_c，μ，R，研究其对巷道塑性区尺寸及形态的影响，具体方案如表2所示．图14为P_x=16 MPa，P_y=5 MPa，P_z=40 MPa时，各参数对围岩塑性区尺寸及形态的影响结果．

由图14a可知，巷道围岩各处塑性区尺寸均随着参数a的增大而减小，当a由0.52增至0.60时，塑性区最大尺寸由10.90 m逐渐减小至4.47 m，塑性区最大尺寸随a的减小呈指数增大；由图14b可知，巷道围岩各处塑性区尺寸均随着σ_c的增大而减小，当σ_c由18 MPa增至

28 MPa时，塑性区最大尺寸由5.78 m逐渐减小至3.48 m，塑性区最大尺寸随σ_c的增大近似呈线性减小；由图14c可知，泊松比μ的改变对塑性区形态尺寸的影响较小，μ由0.20增大至0.25，塑性区最大尺寸仅增长了1.1%；由图14d可知，巷道围岩各处塑性区尺寸与R之间呈线性正相关，当R由2.00 m增加至3.25 m时，巷道顶底板、两帮及翼角处塑性区尺寸增幅分别为62.7%，62.5%，62.6%，3个位置的敏感性大小排序为翼角＞两帮＞顶底板.

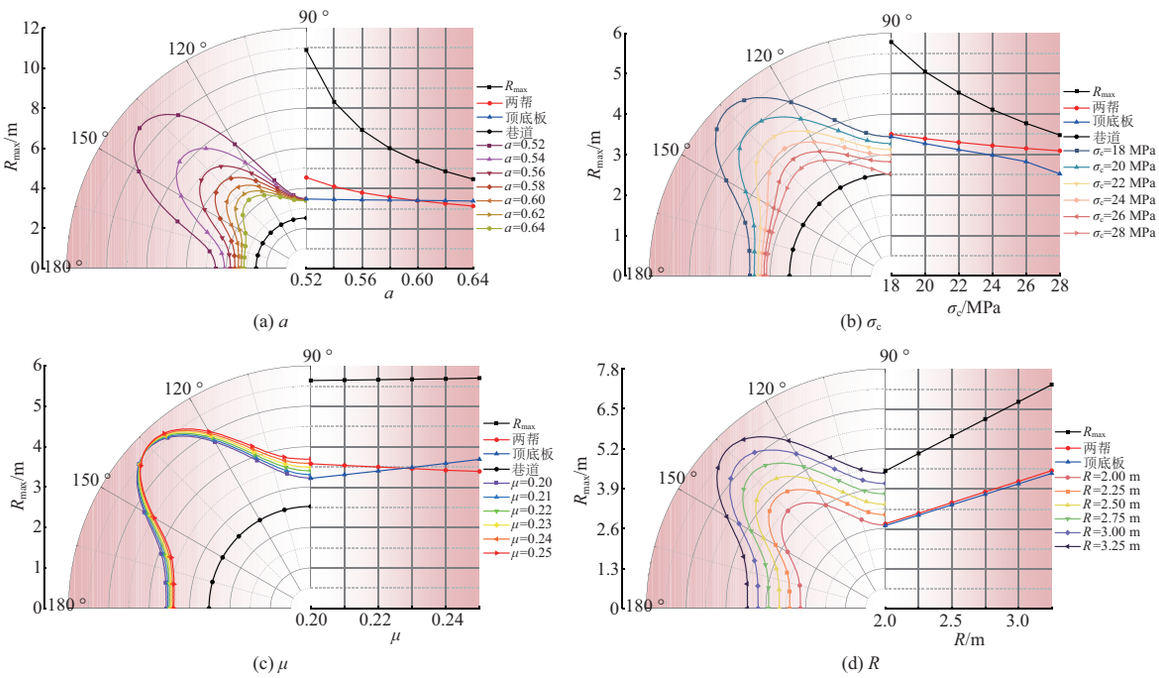
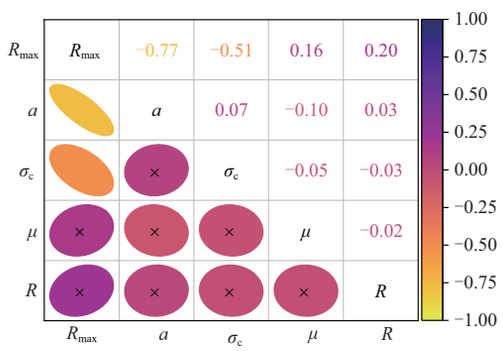


图14　不同参数对塑性区尺寸及形态的影响

Fig. 14　The influence of different parameters on the size and shape of plastic zone

对塑性区尺寸和不同参数间的相关性进行分析，分析方法采用Pearson相关系数，结果如图15所示. 由图中可以看出，塑性区最大尺寸与a之间有较强的负相关性，与σ_c之间有中等程度的负相关性，与R，μ之间无显著的相关性. 强度准则中a为拟合直线的斜率，其反映了岩石破坏所需能量随有效中间主应力与单轴抗压强度比值[$(\sigma_1+\sigma_3)/\sigma_c-1$]增大而增大的程度，当其余参数不变时，$a$越大表明某一应力状态下煤岩体破坏所需能量越高，即巷道更不易发生破坏；而煤岩体抗压强度越高，其能承受载荷越大，巷道更不易发生破坏；一般煤岩体的泊松比μ为0.2～0.3之间，可见在特定应力环境下，一旦塑性区呈“蝶形”，即便是硬岩其泊松比较小，塑性区的形态尺寸也难以有较大改变；根据对不同应力状态下塑性区演化结果的统计，随着巷道半径的增大，顶底板及两帮的塑形区增长值与半径增大值基本一致. 而塑性区发育至蝶形时具有应力敏感性，所以最大塑形区尺寸要比增加的巷道半径要大一些. 在相同应力环境下，巷道开掘空间的增大自然会导致塑形区尺寸增大，这种现象并不是由围岩力学性质改变而引起的. 因此，巷道断面越大，其破坏范围越大，越不利于围岩稳定性控制. 而对于动力灾害防治来说，当矿井采掘布局、巷道尺寸埋深等确定时，就需要采取一些工程措施弱化巷道煤体，令a和σ_c减小，使煤体更易发生破坏，从而增大巷道塑性区域减缓其内部能量积聚.



注：显著水平为0.05.

图15　巷道围岩塑性区影响参数相关性热图

Fig. 15　Correlation heat map of influence parameters of roadway surrounding rock stability

3.3　塑性区与J_2之间的关系

巷道围岩发生破坏的难易程度与其所处偏应力环境有关，同时强度准则关系式中，在岩石抗压

强度 σ_c 和力学参数 a 一定时，岩石破坏与否和偏应力第二不变量 J_2 密切相关[35]. 因此，本节对巷道围岩塑性区形态和 J_2 分布形态之间的关系进行分析，不同应力状态下二者分布形态如图 16 所示. 由图中可以看到，在 P_x=16 MPa，P_y=5 MPa 以及 P_x=16 MPa，P_y=20 MPa 条件下，13230 运输巷道塑性区形态和 J_2 分布形态随 P_z 的增长均呈现出“圆形→椭圆形→蝶形”的变化趋势，但二者的变化是非同步的. 塑性区形态的变化较 J_2 分布形态的变化表现出一定的滞后性，这点由 P_x=16 MPa，P_y=20 MPa 条件下的变化趋势可以更为直观地看出. 造成这种现象的原因是本文所选煤样强度较高，相较于软煤巷道围岩，其能承受更高的偏载，所以当巷道周围偏应力集中程度较高时（J_2 形态为蝶形），巷道破坏范围较小. 同时 J_2 的大小还表征了畸变能密度，也说明了本文所研究巷道围岩煤体内更易积聚能量，即在较高偏应力载荷作用下巷道围岩能保持较好的完整性，从而积聚更多能量.

需要说明的是，J_2 的计算属于纯弹性问题，J_2 的大小和分布形态仅与 3 个主应力有关，即在理论上无论 3 个主应力为何值时都能计算得到巷道围岩周围的 J_2 值. 但塑性区的计算属于弹塑性问题，在得到 3 个主应力值的基础上，通过强度准则对此应力状态下围岩的弹塑性状态进行判断，这说明在某些应力条件下 J_2 的分布形态与塑性区形态之间可能会存在一定差别. 当巷道围岩较为软弱时，其抵抗偏应力作用的能力较弱，此时在较低的偏应力环境下围岩便可能发生大范围破坏，塑性区形态演化为蝶形；相反，当巷道围岩较为坚硬时，其抵抗偏应力作用的能力较强，此时在较高的偏应力环境下围岩的破坏范围可能较小，塑性区形态为椭圆形甚至是圆形. 而在巷道半径一定时，各应力条件下 J_2 形态的演化规律是不变的，所以当围岩较为软弱时，可能导致 J_2 分布形态的演化滞后于塑性区形态的演化，而当围岩较为坚硬时则反之. 而本文所研究的耿村煤矿 2-3 煤层煤体较为坚硬，这也说明了为何 13230 回采巷道塑性区形态的演化滞后于 J_2 分布形态的演化. 但根据文献[36]的研究成果，J_2 分布形态和塑性区形态均呈现出“圆形、椭圆形、蝶形”3 种形态，在一般的工程条件下二者演化的对应性仍较好，J_2 的大小还反映了畸变能的大小与集中程度，对于巷道动力灾害而言，J_2 的研究对于分析其能量积聚能力是有必要的.

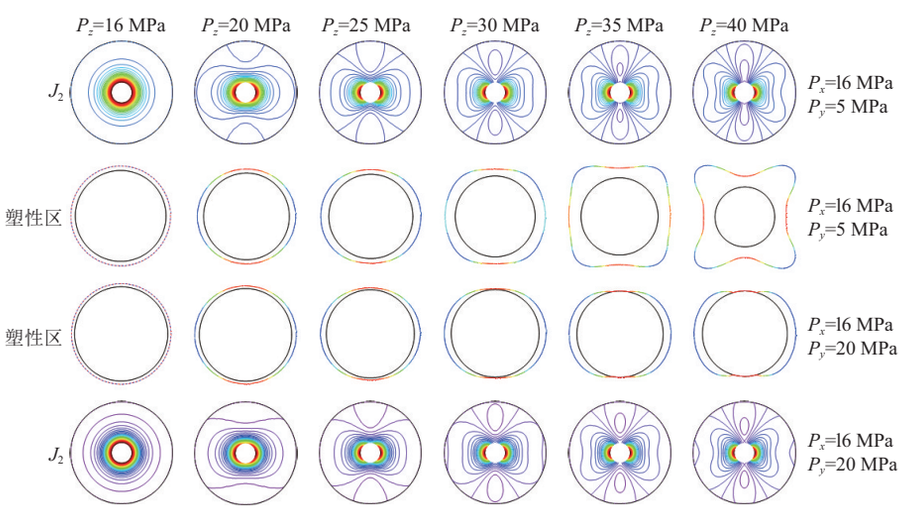


图 16 不同应力状态下 J_2 分布形态与塑性区行形态之间的关系

Fig. 16 The relationship between J_2 distribution and plastic zone shape under different stress states

4 动力灾害发生机理及工程案例

4.1 应力扰动诱灾机理

前面分析了在不同应力环境下，13230 巷道塑性区扩展情况与发生动力灾害之间的可能性. 而对于巷道来说，分析其在受到各种开采扰动后塑性区的扩展程度，对于分析动力灾害的发生机理是必要的. 本节将根据现场地质采矿条件，研究在受到应力扰动时，巷道塑性区的扩展特性，借此对动力灾害发生机理进行解释.

根据耿村煤矿 631 m 埋深处测点的地应力测试结果，矿井最大水平主应力 σ_H 为 14.84 MPa，最小水平主应力 σ_h 为 7.69 MPa，垂直应力 σ_v 为 16.50 MPa，σ_H 方位为 N11°E，基本与巷道轴向垂直. 耿村煤矿的应力场类型为 $\sigma_v>\sigma_H>\sigma_h$ 自重型应力场，受地质构造运动影响相对较弱. 2-3 煤层上

方存在3个亚关键层(依次为煤层顶板中的细粒砂岩层KS_1,厚19.0 m;中粒砂岩层KS_2,厚23.0 m;下位砾岩层KS_3,厚120.0 m)和1个主关键层(上位砾岩层KS_4,厚200.0 m),其中下位砾岩层KS_3的断裂对2-3煤层的动力扰动最大[37]. 根据文献[38]研究成果,耿村煤矿超前支承压力影响范围均值为180.0 m,峰值支承压力距煤壁距离均值为73.9 m,KS_1和KS_2发生周期断裂时应力集中系数K_{max}为1.13～2.06,均值为1.72,这也与文献[14]中应力集中系数为1.95的结论基本吻合. 而当KS_3断裂时K_{max}可达3.12,垂直应力可瞬间增加至原岩应力的1倍以上.

综合上述分析,13230工作面运输巷道在回采过程中,主要受垂直应力影响,基本无构造应力作用,水平应力和轴向应力变化程度较低,且支承压力峰值距离煤壁较远,此时水平应力和轴向应力已基本恢复至原岩应力水平. 为分析巷道动力灾害发生机理,设定水平应力为14.84 MPa、轴向应力为7.69 MPa,垂直应力为33.00 MPa(2倍原岩应力),模拟当矿震、切顶爆破、顶板来压等扰动事件发生时,塑性区的扩展情况. 扰动应力水平分别按照0.25,0.50,0.75,1.00倍垂直应力增加,以反映不同程度的扰动. 不同扰动应力作用下塑性区扩展情况如图17所示.

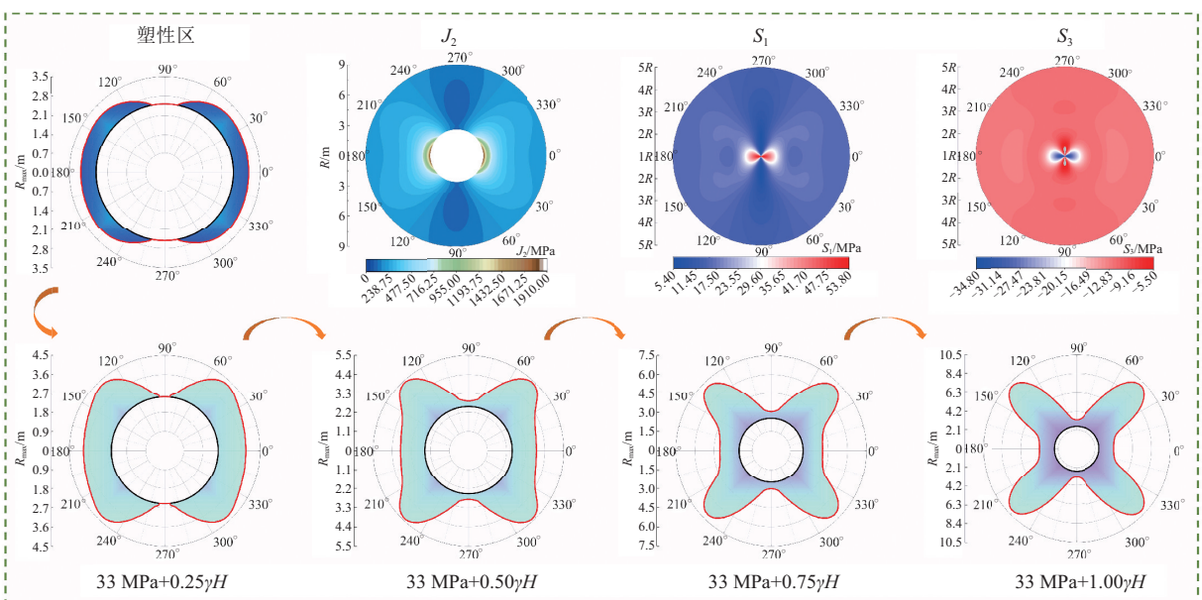


图17　应力扰动后塑性区扩展情况

Fig. 17　Plastic zone extension of 13230 roadway surrounding rock after stress disturbance

动载荷扰动下塑性区边界的计算方程如式(18)所示,其中r'为扰动应力作用后的塑性区边界尺寸、P'_z为扰动应力. 式(18)以原巷道塑性区尺寸为边界,对应力状态改变后的巷道塑性区进行求解.

$$f(r')=(r,\theta,\mu,P_x,P_y,P_z,a,\sigma_c). \tag{18}$$

同时考虑岩石强度的率相关性,将强度准则推广至动态条件下,如式(19)所示.

$$\sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2\right]}=K\sigma_{cd}=\left[a\left(\frac{\sigma_1+\sigma_3}{\sigma_c}-1\right)+1\right]\left[\mathrm{Alg}\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)+\sigma_c\right], \tag{19}$$

式中:σ_{cd}为岩石的动态单轴抗压强度,MPa;$\dot{\varepsilon}_0$为基准应变率(试验条件下的最低应变率,相应的σ_c为该应变率下的单轴抗压强度);$\dot{\varepsilon}$为动态应变率;A为岩石的材料参数,可通过岩石力学试验数据回归分析得到.

根据文献[37]研究结果,可以计算得到在下位巨厚砾岩层发生初次破断时,煤层的应变率在55 s^{-1}左右. 同时根据文献[39]研究结果,岩石的动态强度随长径比的变化总体相差不大,且当长径比为1.0左右时,试件的动态强度和静态强度接近,为便于计算,可取煤样的动态抗压强度同静态抗压强度一致.

由图17可以看出,在正常采动影响下,塑性区形态已初步发育为蝶形,但其发育尺寸极小,蝶叶处仅为3.14 m. 但此应力状态下巷道围岩浅部最大主偏应力S_1和最小主偏应力S_3达到极值,J_2分布形态为明显的蝶形,表明巷道围岩的偏应力集

中程度和储存的畸变能均较大. 在此基础上依次施加 0.25γH,0.50γH,0.75γH,1.00γH 后(γ 和 H 分别为岩层容重和采深),蝶叶处塑性区尺寸分别为 4.30,5.39,7.10,10.06 m,在原基础上分别扩展了 0.46R,0.89R,1.57R,2.75R. 由此可以得到,应力扰动作用前后塑性区扩展的变化是符合动力灾害发生条件的,扰动前塑性区尺寸较小,巷道围岩煤体整体较为完整,易于其积聚能量;扰动后塑性区急剧扩张,煤体瞬间大范围发生破坏,能量急剧释放造成动力灾害. 相反如果正常回采过程中,巷道已经发生较大的变形破坏,围岩内部能量早已释放,便不易发生动力灾害. 所以冲击地压矿井经常采取钻孔卸压、爆破卸压等措施,转移煤体内的集中应力,增大其塑性区域,以达到弱化冲击风险的目的. 这也解释了为何一些深埋软岩巷道,其往往发生大变形流变破坏而不是动力破坏.

结合前文力学试验结果、强度准则以及应力扰动后的塑性区扩展情况,可以将 13230 工作面运输巷道动力灾害发生机理总结为:耿村煤矿 2-3 煤强度高、脆性程度大,破坏后残余强度低,具备强冲击倾向性. 正是由于煤体自身的固有属性,决定了其能承受较强的载荷而不破坏,煤体内部更易积聚大量应变能,而一旦煤体发生破坏后,其积聚的能量便大量剧烈释放. 而在正常回采过程中,巷道塑性区已初步发育为蝶形,煤体内部已有较大的偏应力集中和能量积聚,煤体已接近于破坏临界状态. 蝶形破坏具有应力敏感性,当较为强烈的应力扰动作用时,巷道区域的应力场发生突变,形成高度偏应力集中区. 此时塑性区发生急剧扩展,煤岩体瞬间大范围破坏并向巷道空间内抛出,积聚的能量剧烈且大量释放,导致动力灾害发生,造成巷道断面严重收缩,机电、运输设备损毁甚至人员伤亡. 13230 工作面回采过程中,大能量矿震、切顶爆破施工、上覆厚硬顶板断裂后释放的重力势能和弯曲弹性能等,均可能成为动力灾害发生的应力扰动源,而动力灾害发生后,煤体内瞬间释放的能量可能再次成为扰动源,导致次生灾害的发生.

为了保证科研的严谨性和动力灾害发生机理的可靠性,同时采用其他强度准则对扰动应力作用下塑性区扩展情况进行分析. 下面以 Mohr-Coulomb, Hoek-Brown, Drucker-Prager, Mogi-Coulomb 这 4 种强度准则对塑性区进行计算. Mohr-Coulomb 强度准则单轴抗压强度 σ_c 与黏聚力 C、内摩擦角 φ 之间的关系式为:

$$\sigma_c=\frac{2C\cos\varphi}{1-\sin\varphi}. \tag{20}$$

若将力学试验所得的 C,φ 值代入式(20)中,煤样的 σ_c 应为 42.51 MPa,这与试验结果相差甚远;显然试验测得的 C 值与数值模拟中相差较大,若将力学试验所得的 σ_c,φ 值代入式中,煤样的 C 应为 5.66 MPa. 综上所述,需对煤样的三轴压缩试验结果进行拟合,得到其黏聚力和内摩擦角分别取 5.50 MPa 和 25.7°. 在正常回采期间,基于不同准则计算得到的巷道塑性区如图 18 所示.

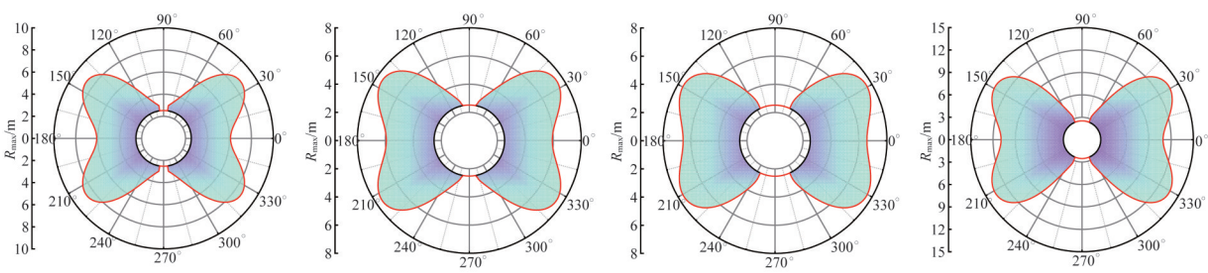


图 18 采用不同强度准则计算得到的塑性区

Fig. 18 Plastic zone calculated by other different strength criteria

以基于 Mohr-Coulomb 强度准则所得到塑性区为例进行分析,由图 18a 中可以看到,在正常回采期间,巷道塑性区尺寸已经极为发育,这表明巷道围岩已发生较大破坏,煤体由弹性状态转为塑性或破坏状态,此时煤体已失去大量积聚能量的能力. 结合前文巷道动力灾害发生条件,显然采用 Mohr-Coulomb 强度准则计算所得结果并不符合动力灾害发生机理,而更加贴合巷道在受采动影响期间发生的大变形破坏现象. 而且根据井下实际情况,巷道断面保持完整,并未发生明显的变形破坏. 所以,根据上述分析,更没有必要采用 Mohr-Coulomb 强度准则对巷道承受扰动应力时的塑性区扩展情况进行分析. 同理,也可根据 Hoek-Brown 等强度准则等对试验数据进行拟合,

得到各准则中的力学参数，然后对塑性区进行计算．采用其余强度准则所得的结果同采用 Mohr-Coulomb 强度准则所得结果基本一致，此处不再进行分析．综合上述分析，说明了采用其他强度准则进行分析时，所得到的巷道围岩塑性区演化情况并不符合动力灾害发生机理，由此也验证了畸变能强度准则的准确性和适用性．

4.2　动力灾害发生机理验证

现场采用应力计对巷道围岩（煤体）受力情况进行监测，应力计在巷道帮部打孔安装，其中浅孔深度为 8 m，深孔深度为 18 m．由于巷道前方施工的钻孔卸压、爆破卸压等防治措施，所以导致应力计监测结果较低．根据现场经验，当浅孔应力高于 6 MPa，深孔应力高于 10 MPa 时，动力灾害发生危险性增大，需进一步增加卸压程度和支护强度．下位砾岩层初次垮落时对工作面的动力扰动最为严重，其初次断裂步距为 549.9～562.5 m．以下位砾岩层初次断裂前后的巷道应力监测结果为例，对巷道动力灾害发生机理进行验证分析．选取工作面推进度为 354～582 m 区间内（回采周期为 32 d），运输巷道 642 m 处的应力监测数据进行分析，监测结果如图 19 所示．在监测周期内，巷道浅部围岩的应力情况较为稳定，均值为 4.37 MPa，在第 29 d 时围岩应力开始发生明显增高，由 4.5 MPa 增至 5.6 MPa，随后在第 30，31 d 仍保持上升趋势，其中在第 31 d 时达到动力灾害预警线；而巷道深部围岩应力，在监测周期内近似呈现出匀速增大模式，在第 29 d 时围岩应力开始发生明显增高，由 8.9 MPa 增至 11.4 MPa，随后在第 30，31 d 仍保持上升趋势，自第 29 d 开始达到动力灾害预警线．

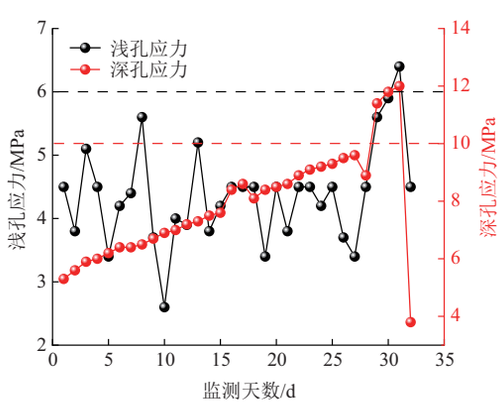


图 19　巷道围岩应力监测结果

Fig. 19　Roadway surrounding rock stress monitoring results

由此可以分析得到，在卸压施工后围岩应力由浅部向深部转移，所以浅部应力值较低．在下位砾岩层垮落之前，顶板悬顶长度不断增大，导致支承压力随之不断增大[38]，所以深部围岩应力值不断增大．在第 29 d 时，深部和浅部应力均显著增大，并且深部应力超过 10 MPa，此时巷道发生动力灾害危险性增大．直至第 31 d 时，深部和浅部应力均达到峰值，危险性也达到最大．在第 31 d 时，工作面推进度为 574 m，说明此时下位砾岩层发生了初次破断，这与文献[38]中所得下位砾岩层的初次断裂步距为 549.9～562.5 m 的结论基本吻合，由此可验证本文所提出的动力灾害发生机理的合理性与准确性．

4.3　动力灾害防治技术

若要对动力灾害进行防治，可以从以下 3 点出发：1）优化采掘布局，通过进行解放层开采或优化巷道布置减缓巷道的应力集中情况，这种方法的效果较为突出，但受矿井地质条件及矿方生产计划限制较多；2）减少动力扰动源，如通过覆岩离层注浆充填，加固覆岩结构，提高岩层稳定性，以减少对下伏岩层的扰动等，此类技术应用的成熟性仍待加强；3）采取区域防治技术，进行区域范围卸压，减缓煤体应力集中，此类技术较为容易实施，被广泛应用．巷道动力灾害的区域治理方法主要包括 2 类：一类是通过强力支护提升巷道整体抗灾能力；另一类是通过各种卸压措施，降低煤体强度提高其塑性范围，减缓煤体内应力集中，避免煤体内能量大量积聚或释放已积聚的能量．

13230 工作面的防治技术包括[40]：1）深孔卸压．超前工作面 0～300 m 区间，在巷道两帮施工卸压钻孔．钻孔直径为 125 mm，孔深为 30 m，钻孔间距为 1.0 m；2）深孔松动爆破．超前工作面 70～200 m 区间，在两帮对采动应力异常区实施深孔松动卸压爆破．爆破孔直径为 75 mm，孔深为 18 m，孔间距为 10 m；3）断底爆破．超前工作面 300 m，对底煤厚度超过 1.5 m 的巷道底板实施爆破，钻孔直径为 125 mm，孔深为 4～10 m，钻孔间距为 1.0 m，排距为 20 m；4）超前强力支护．在工作面前方 0～300 m 范围内采用巷道支架、抬棚及门式支架等进行超前支护．

根据文献[41]，采取单一钻孔卸压技术后，巷道围岩的高应力区面积可减小 50% 左右，支承压力峰值大幅向巷道围岩深部转移（距巷帮 12.0 m 处转移至距巷帮 20.0 m 以上），同时可使巷道浅部

支承压力降至原岩应力水平或以下. 此外,除钻孔卸压外还在巷道施工切顶爆破、深孔爆破及断底爆破等措施以保障生产安全. 综上所述,为便于理论分析,认为防治技术措施实施后主要减缓支承压力的集中,可将采取措施前后的垂直应力分别设为 33.00 和 16.50 MPa,水平应力和轴向应力保持 14.84,7.69 MPa 不变.

根据文献[42],对钻孔卸压区的求解,可转换为对钻孔塑性区的求解,即将式(16)中巷道半径换为钻孔直径,钻孔受力同巷道一致. 钻孔直径为 0.125 m. 计算得到包含钻孔直径的钻孔卸压区最大范围为 0.175 m(蝶叶处),水平方向的卸压范围仅为 0.155 m,而钻孔间距设计参数为 1.0 m,这意味着形成的塑性区不足以使两钻孔之间发生贯通. 所以在采取一般防治技术时,即仅采取钻孔卸压时,可认为其作用主要是减缓巷道围岩的应力集中,在后续计算中可以认为钻孔卸压不会使巷道的塑性区域发生明显增大.

根据采取钻孔卸压防治技术后的应力情况,可得到巷道围岩的初始塑性区和扰动应力作用后的塑性区. 限于篇幅,这里仅展示 1.00 倍扰动应力作用后的塑性区扩展情况,如图 20 所示.

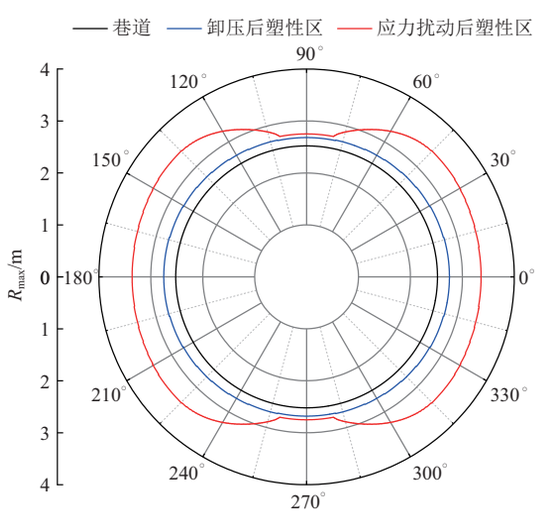
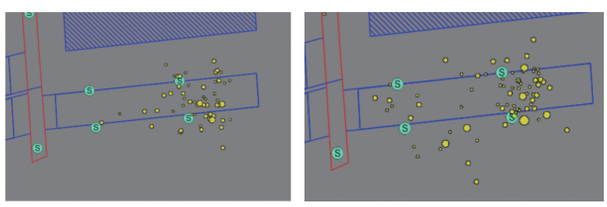


图 20 防治技术施工后的塑性区扩展情况

Fig. 20 Expansion of plastic zone after application of prevention and control technology

由图 20 可以看出,防治技术实施后即便在较高的扰动应力作用下,巷道塑性区也不会发生大范围急剧扩展,可以证明防治技术的效果. 同时若采取深孔松动爆破等强力卸压措施,那么将导致巷道围岩出现较大范围的塑性区,并大幅减缓围岩的应力集中程度. 根据文中的动力灾害发生机理,在此种条件下围岩出现大范围的塑性区,煤体已丧失大量积聚能量的能力,是不利于动力灾害启动的,所以此处不再分析强力卸压技术实施后的塑性区扩展情况.

根据矿井监测,进入“见方”危险区后[43],13230 工作面微震事件明显减少,如图 21a 所示,表明常规的钻孔卸压已经不满足卸压需求. 实施爆破卸压工程后,微震事件显著增加,且微震事件分布均匀,如图 21b 所示,表明卸压措施效果较好. 表 3 为卸压爆破前后的微震事件统计,统计时间均为一个月,卸压施工前各量级的微震事件数目均较少,释放的总能量较低,表明此阶段煤体内部开始积聚能量,动力灾害发生危险性增加;卸压施工后,各量级的微震事件数目均有所增加,且释放的总能量增大,表明之前积聚的能量得到释放,危险性降低.



(a) 施工前 (b) 施工后

图 21 卸压爆破施工前后微震事件分布

Fig. 21 Distribution of microseismic events before and after pressure relief blasting construction

表 3 卸压爆破施工前后微震事件统计

Table 3 Mine earthquake events statistics before and after pressure relief blasting construction

施工前			施工后		
微震能量级别/J	微震事件数量	总能量/MJ	微震能量级别/J	微震事件数量	总能量/MJ
10^3	29	0.14	10^3	59	0.20
10^4	30	1.10	10^4	53	1.90
10^5	4	2.36	10^5	6	1.42
10^6	0	0	10^6	1	1.90
合计	63	3.60	合计	119	5.42

5 结 论

1)巷道围岩塑性区的形态主要由侧压系数 λ 控制,不同 λ 条件下塑性区呈现出“圆形、椭圆形、蝶形”3 种形态. 轴向应力一定时,随着 λ 由 1 逐渐增大或减小,塑性区扩展速率随之增大,其发育具有应力敏感性. 塑性区的尺寸主要由轴向应力控制,轴向应力的增大对塑性区的扩展具有抑制作用,λ 值越偏离 1,其抑制作用越明显.

2)巷道尺寸及应力环境等不变时,塑性区最大尺寸与围岩材料常数a和单轴抗压强度σ_c之间有较强的负相关性.a越大表明围岩破坏所需能量越高,σ_c越大围岩能承受的载荷越高.13230巷道煤体具有较高的a和σ_c,在较高的偏应力环境下,塑性区仍不易发生扩展,围岩完整性较高,易大量积聚能量.

3)13230运输巷道动力灾害发生机理为,煤体本身具有强冲击倾向性,强度高而性脆,在正常回采过程中,塑性区形态已初步发育为蝶形,但尺寸极小,而煤体内部畸变能和偏应力集中程度较高.受到大能量矿震、切顶爆破施工及上覆厚硬顶板断裂等强应力扰动后,应力环境发生突变,塑性区将发生急剧扩展,大量能量剧烈释放,导致动力灾害发生.

4)巷道动力灾害的防治思路为通过采取卸压措施,弱化围岩的应力集中程度和强度,避免在受到应力扰动后其塑性区大范围急剧扩展,具体防治技术包括深孔卸压、深孔松动爆破、断底爆破和超前强力支护.采取卸压措施后,围岩应力集中大幅减缓,稳定性较好,动力灾害发生危险性降低.

参考文献:

[1] HE M C, WANG Q. Rock dynamics in deep mining [J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2023, 33(9): 1065-1082.

[2] 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.

[3] 刘洪涛,刘勤裕,韩子俊,等.基于三轴压缩的脆性煤体力学性质及其本构关系研究[J].岩石力学与工程学报,2023,42(12):2932-2944.
LIU Hongtao, LIU Qinyu, HAN Zijun, et al. Study on mechanical properties and constitutive relation of brittle coal based on triaxial compression [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(12): 2932-2944.

[4] 谢和平,高　峰,鞠　杨.深部岩体力学研究与探索[J].岩石力学与工程学报,2015,34(11):2161-2178.
XIE Heping, GAO Feng, JU Yang. Research and development of rock mechanics in deep ground engineering [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(11): 2161-2178.

[5] DAI L P, PAN Y S, ZHANG C G, et al. New criterion of critical mining stress index for risk evaluation of roadway rockburst [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2022, 55: 4783-4799.

[6] DAI L P, PAN Y S, XIAO Y H, et al. Parameter design method for destressing boreholes to mitigate roadway coal bursts: Theory and verifcation [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2024, 57: 9539-9556.

[7] GAO X P, PAN Y S, ZHAO T B. The critical stress of roadway coalburst based on the general energy criterion[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2025, 58(6): 6917-6929.

[8] 刘洪涛,陈子晗,韩　洲,等.动载扰动诱发巷道冲击的风险性分析[J].煤炭学报,2024,49(4):1771-1785.
LIU Hongtao, CHEN Zihan, HAN Zhou, et al. Analysis of dynamic loading events and the risk of roadway rockburst[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(4): 1771-1785.

[9] 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.

[10] ZUO J P, MA Z Y. Asymmetric deformation and failure behavior of roadway subjected to different principal stress based on biaxial tests [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2025, 155: 106174.

[11] LIU J S, ZHU K X, ZUO J P, et al. Soft rock deformation and failure modes under principal stress rotation from roadway excavation [J]. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 2024, 83: 335.

[12] 刘洪涛,吴祥业,镐　振,等.双巷布置工作面留巷塑性区演化规律及稳定控制[J].采矿与安全工程学报,2017,34(4):689-697.
LIU Hongtao, WU Xiangye, HAO Zhen, et al. Evolution law and stability control of plastic zones of retained entry of working face with double roadways layout[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2017, 34(4): 689-697.

[13] 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 & Technology, 2024, 53(5): 925-942.

[14] 刘洪涛,镐 振,吴祥业,等.塑性区瞬时恶性扩张诱发动力灾害机理[J].煤炭学报,2017,42(6):1392-1399.
LIU Hongtao, HAO Zhen, WU Xiangye, et al. Mechanism of blast disaster induced by instantaneous malignant expansion of plastic zone [J]. Journal of China Coal Society,2017,42(6):1392-1399.

[15] 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.

[16] 郭晓菲,郭林峰,李 臣,等.基于塑性区形态系数的巷道冲击风险性量化评估方法[J].中国矿业大学学报,2021,50(1):39-49.
GUO Xiaofei,GUO Linfeng,LI Chen,et al.A quantitative assessment method of roadway rockburst risk based on the plastic zone shape coefficient[J].Journal of China University of Mining & Technology,2021,50(1):39-49.

[17] 郭林峰.硬-软变化区域煤岩体塑性区演化特征与诱突机理[D].北京:中国矿业大学(北京),2021.
GUO Linfeng.Evolution characteristics and outburst mechanism for the plastic zone of coal and rock mass in hard-soft change area[D].Beijing: China University of Mining and Technology-Beijing,2021.

[18] 赵志强,马念杰,刘洪涛,等.巷道蝶形破坏理论及其应用前景[J].中国矿业大学学报,2018,47(5):969-978.
ZHAO Zhiqiang,MA Nianjie,LIU Hongtao,et al.A butterfly failure theory of rock mass around roadway and its application prospect [J].Journal of China University of Mining & Technology,2018,47(5):969-978.

[19] GAO Y H, WANG K Z, ZHOU C. A numerical study on true triaxial strength and failure characteristics of jointed marble[J].Acta Geotechnica,2022,17:2001-2020.

[20] LU J,HUANG G,GAO H,et al.Mechanical properties of layered composite coal-rock subjected to true triaxial stress [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering,2020,53:4117-4138.

[21] QIAN L,MO Z G,ZHANG J H,et al.A macro-mesoscopic constitutive model for porous and cracked rock under true triaxial conditions [J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering,2024,16(8):3080-3098.

[22] 齐庆新,李一哲,赵善坤,等.我国煤矿冲击地压发展70年:理论与技术体系的建立与思考[J].煤炭科学技术,2019,47(9):1-40.
QI Qingxin,LI Yizhe,ZHAO Shankun,et al.Seventy years development of coal mine rockburst in China: Establishment and consideration of theory and technology system [J]. Coal Science and Technology,2019,47(9):1-40.

[23] 何满潮,钱七虎.深部岩体力学基础[M].北京:科学出版社,2010:541-545.
HE Manchao, QIAN Qihu. The basis of deep rock mechanics [M]. Beijing: Science Press, 2010: 541-545.

[24] 徐芝纶.弹性力学简明教程[M].北京:高等教育出版社,2018.
XU Zhilun.Elastic mechanics brief tutorial [M].Beijing: Higher Education Press,2018.

[25] HU J J,GAO C,XIE H P,et al.Anisotropic characteristics of the energy index during the shale failure process under triaxial compression [J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2021, 95:104219.

[26] XIE H P,LU J,LI C B,et al.Experimental study on the mechanical and failure behaviors of deep rock subjected to true triaxial stress: A review [J]. International Journal of Mining Science and Technology,2022,32(5):915-950.

[27] 许 磊,魏海霞,肖祯雁,等.煤柱下底板偏应力区域特征及案例[J].岩土力学,2015,36(2):561-568.
XU Lei,WEI Haixia,XIAO Zhenyan,et al.Engineering cases and characteristics of deviatoric stress under coal pillar in regional floor [J].Rock and Soil Mechanics,2015,36(2):561-568.

[28] 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.
QIAN Minggao, SHI Pingwu, XU Jialin. Ground pressure and strata control[M].Xuzhou: China University of Mining and Technology Press,2010.

[29] AlAJMI A M,ZIMMEMAN R W.Relation between the Mogi and the Coulomb failure criteria[J].International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences,2005,42:431-439.

[30] FENG X T,KONG R,YANG C X,et al.A threedimensional failure criterion for hard rocks under true triaxial compression [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering,2020,53:103-111.

[31] LI H B,ZHAO J,LI T J.Triaxial compression tests on a granite at different strain rates and confining pressures [J].International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences,1999,36:1057-1063.

[32] YU M H, ZAN Y W, ZHAO J, et al. A unified

strength criterion for rock material [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2002,39(8):975-989.

[33] ZHANG S H, WU S C, ZHANG G. Strength and deformability of a low-porosity sandstone under true triaxial compression conditions [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2020, 127:104204.

[34] 刘冬桥，张树东，何鹏飞，等. 真三轴应力作用下立方体节理煤岩力学响应试验研究[J]. 中国矿业大学学报，2021,50(1):115-122.
LIU Dongqiao, ZHANG Shudong, HE Pengfei, et al. Experimental research on mechanical behaviors of the cubic jointed coal mass subjected to the true triaxial stress[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2021,50(1):115-122.

[35] CHEN D D, LI Z J, XIE S R, et al. The J_2 evolution model and control technology of the main roadway surrounding rock under superimposed influence of double-coal seam mining[J]. Scientific Reports, 2023, 13:17569.

[36] 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. Study on the relationship between deviatoric stress distribution and failure characteristics of roadway considering axial stress[J]. Journal of China Coal Society, 2025, 50(2):824-844.

[37] 翟新献，赵晓凡，翟俨伟，等. 综放开采上覆巨厚砾岩层离层和断裂力学模型及其应用[J]. 中国矿业大学学报，2023,52(2):241-254.
ZHAI Xinxian, ZHAO Xiaofan, ZHAI Yanwei, et al. Separation and fracturing mechanical models of overlying hugely-thick conglomerate stratum in fully mechanized caving mining and their application [J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2023,52(2):241-254.

[38] 翟新献，赵晓凡，郭钊洋，等. 综放开采上覆巨厚砾岩层变形垮落冲击相似模拟研究[J]. 采矿与安全工程学报，2023,40(5):1018-1030.
ZHAI Xinxian, ZHAO Xiaofan, GUO Zhaoyang, et al. Similar simulation study on deformation and collapsing impact of overlying hugely-thick conglomerate stratum in longwall top-coal caving mining [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2023, 40(5):1018-1030.

[39] 李地元，肖　鹏，谢　涛，等. 动静态压缩下岩石试样的长径比效应研究[J]. 实验力学，2018,33(1):93-100.
LI Diyuan, XIAO Peng, XIE Tao, et al. On the effect of length to diameter ratio of rock specimen subjected to dynamic and static compression[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2018,33(1):93-100.

[40] 翟新献，刘勤裕，赵晓凡，等. 巨厚砾岩层下综放工作面冲击地压危险性评价和矿震发生特征分析[J]. 河南理工大学学报(自然科学版)，2023,42(4):1-10.
ZHAI Xinxian, LIU Qinyu, ZHAO Xiaofan, et al. Coal bump risk assessment and mine earthquake occurrence characteristics analysis of fully mechanized caving face under hugely-thick conglomerate stratum [J]. Journal of Henan Polytechnic University (Natural Science). 2023,42(4):1-10.

[41] 任柱安. 综放开采回采巷道两帮钻孔卸压防冲技术研究[D]. 焦作：河南理工大学，2023.
REN Zhu'an. Study on borehole distressing and impact prevention of gateway two sides in longwall caving mining [D]. Jiaozuo: Henan Polytechnic University, 2023.

[42] 马斌文，邓志刚，赵善坤，等. 钻孔卸压防治冲击地压机理及影响因素分析[J]. 煤炭科学技术，2020,48(5):35-40.
MA Binwen, DENG Zhigang, ZHAO Shankun, et al. Analysis on the mechanism and influencing factors of drilling pressure relief to prevent rock burst[J]. Coal Science and Technology, 2020,48(5):35-40.

[43] 李　东，姜福兴，王存文，等. "见方效应"与"应力击穿效应"联动致灾机理及防治技术研究[J]. 采矿与安全工程学报，2018,35(5):1014-1021.
LI Dong, JIANG Fuxing, WANG Cunwen, et al. Study on the mechanism and prevention technology of "square position" and "stress breakdown effect" inducing rockburst[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2018,35(5):1014-1021.

（责任编辑　沈　菊　仝　腾）