深部巷帮煤体失稳机制及能量释放特征

丁　可[1]，顾清恒[2]，王连国[3]，郭嘉兴[3]

(1. 安徽理工大学 深部煤矿采动响应与灾害防控国家重点实验室, 安徽 淮南　232001; 2. 安徽理工大学 矿业工程学院, 安徽 淮南　232001; 3. 中国矿业大学 深部岩土力学与地下工程国家重点实验室, 江苏 徐州　221116)

摘　要: 冲击地压灾害已成为国内外煤矿井下开采的重大安全隐患。利用真三轴电液伺服加载试验系统，研究了巷帮煤岩组合体三向应力加载、煤体三向和两向应力加载下的应力-应变规律、破坏特征、声发射活动规律，建立了巷帮深、浅部煤体的强度准则关系，分析了深部巷帮煤体的能量释放特征，揭示了深部巷帮煤体失稳诱冲机理。结果表明：不同应力类型的煤体试样受应力环境及结构差异的影响，巷帮浅部煤体试样和高 σ_2 围压条件下的巷帮煤岩组合体试样在峰值应力后均产生应力快速跌落现象，脆性破坏与冲击性较强；在破坏机制上，巷帮浅部煤体试样主要受张拉−剪切耦合机制控制；巷帮深部煤体试样主要受剪切机制控制；巷帮煤岩组合体试样靠近约束面、自由面区域分别受剪切、张拉−剪切耦合机制控制。同围压条件下巷帮浅部煤体更容易破坏，进而基于巷道煤帮冲击能量释放的来源，建立了深部巷帮煤体失稳模型，揭示了深部巷帮煤体失稳机制。

关键词: 深部开采; 煤巷; 冲击地压; 巷帮煤体失稳; 能量释放

中图分类号: TD324　　**文献标志码:** A　　**文章编号:** 0253−9993(2024)09−3759−22

Study on coal rib burst mechanism and its energy release characteristic in deep roadways

DING Ke[1], GU Qingheng[2], WANG Lianguo[3], GUO Jiaxing[3]

(1. *State Key Laboratory of Mining Response and Disaster Prevention and Control in Deep Coal Mines*, *Anhui University of Science and Technology*, *Huainan*　232001, *China*; 2. *School of Mining Engineering*, *Anhui University of Science and Technology*, *Huainan*,　232001, *China*; 3. *State Key Laboratory for Geomechanics & Deep Underground Engineering*, *China University of Mining and Technology*, *Xuzhou*　221116, *China*)

Abstract: Rock burst disaster has become a major safety problem in underground coal mining worldwide. Using the true triaxial electro-hydraulic servo loading test system, the stress-strain law, failure characteristics and acoustic emission activity law of coal-rock combination, deep coal body and shallow coal body with three different stress types are studied. The strength criterion relationship of deep and shallow coal bodies is established, the energy release characteristics of deep coal body are analyzed, and the instability mechanism of deep coal body is revealed. The results show that the coal samples with different stress types are affected by the stress environment and structural differences. The shallow coal samples of the roadway rib and the coal-rock combination samples of the roadway rib under high σ_2 confining pressure all produce rapid stress drop after the peak stress, and the brittle failure and impact are strong. In the failure mechanism, the shallow coal sample of the roadway is mainly controlled by the tensile-shear coupling mechanism. The deep coal sample of the

收稿日期: 2023−09−01　　**修回日期:** 2023−10−03　　**责任编辑:** 王晓珍　　**DOI:** 10.13225/j.cnki.jccs.2023.1085

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52227901); 安徽省优秀科研创新团队资助项目 (2023AH010023); 安徽理工大学引进人才基金资助项目 (Grant No.2023yjrc65)

作者简介: 丁　可 (1994—), 男, 山东郓城人, 讲师, 博士。E-mail: 2023080@aust.edu.cn

引用格式: 丁可, 顾清恒, 王连国, 等. 深部巷帮煤体失稳机制及能量释放特征[J]. 煤炭学报, 2024, 49(9): 3759−3780.
DING Ke, GU Qingheng, WANG Lianguo, et al. Study on coal rib burst mechanism and its energy release characteristic in deep roadways[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(9): 3759−3780.

移动阅读

roadway is mainly controlled by the shear mechanism. The area near the constraint surface and the free surface of the coal-rock combination sample is controlled by the shear and tension-shear coupling mechanism respectively. Under the condition of same confining pressure, the shallow coal body of the roadway is more likely to be destroyed. Based on the source of the impact energy release of the roadway coal rib, the instability model of the coal body in the deep roadway is established, and the instability mechanism of the coal body in the deep roadway is revealed.

Key words: deep mining; coal roadway; rock burst; roadway coal instability; energy release

中国的煤炭资源丰富，随着经济的发展和资源的耗竭，煤炭开采深度不断向深部转移[1-3]，面临着复杂地质环境的多场耦合作用[4-6]，导致冲击地压等动力灾害的诱发机制变得越来越复杂。充分了解冲击地压等动力灾害的诱发机制，才能有效提高冲击地压等动力灾害预警和防治能力。为此近年来，学者们在冲击地压方面取得了丰富的成果，如窦林名等[1, 7]提出了动载和静载组合诱发冲击的作用机制，创建了冲击矿压 Intelligent Risk Identification(IRI) 云平台；齐庆新[8]、潘俊峰[9]等构建了煤岩动力灾害源头分类防护治理理论与技术架构；潘一山[10]、韦四江[11]等分析了导致煤岩冲击的变形失稳条件，研究了巷道防治冲击吸能支护机理。这些成果为实现煤岩动力灾害提前感应、全时段预警和防止次生灾害发生提供了保障。

据近年来国内外冲击地压事故的统计结果显示，采煤工作面、掘进巷道以及回采巷道均出现过冲击地压[12-15]。其中，回采巷道的冲击地压发生频率最高，其次是掘进巷道和回采工作面。为了深入研究巷道冲击地压的形成机理，众多学者对此开展了较多的研究工作。例如，郑建伟[16]、玄忠堂[17]等对煤岩体能量积累聚合的力学模型展开研究，得出在帮部煤体中分段注水能够适当减弱煤层的冲击危险性。潘俊锋等[18]研究指出了冲击地压发生的内、外因素。据上述研究和工程实际可知，巷道冲击地压多以两帮煤体破坏为主[19-20]。因此，研究巷帮煤体力学特征，揭示巷帮煤体失稳机制，了解冲击地压的诱发条件，有利于煤矿安全高效生产。

为此，学者们采用了多种方法对煤岩体进行大量数值模拟和室内试验等方面研究。例如，LAI 等[21]利用 SHPB 试验装置，对煤体在不同应变率条件下的动力学现象进行研究，结果表明煤体的动态参数具有应变率效应；陈光波等[22]对煤岩组合体峰前能量进行研究，发现煤体组分是能量的主要集中区域；杨圣奇等[23]采用 PFC^{2D} 软件对含预制裂隙的煤体进行了单轴压缩模拟试验，并指出煤体力学参数随裂隙角度增加而变化；宫凤强等[24]对煤岩组合体进行了单轴压缩试验和分级加卸载试验，研究了组合体的力学特征和冲击倾向性变化规律；谭云亮等[25]对煤岩组合体进行单轴压缩试验，同时监测了 AE 和 MS 信号。周靖人等[26]对煤岩组合试样的破裂过程进行了 Electric Charge (EC) 信号监测，并提出了煤岩组合峰后 EC 变化率判据；杨科等[27]研究了中间主应力、交变频率等变化对相关灾害特征的影响，建立了基于 MLC 准则的三向应力条件下层状复合岩石破坏准则。

上述对煤岩体破坏失稳研究，主要在于常规条件下的完整煤体或煤岩组合体。而在形成巷道的过程中，原有约束煤岩体的介质被移去，使得剩余部分受力由围压转变为一侧临空，进而使得该部分介质具有向空区侧移动的趋势，巷道帮部深部及浅部煤体受力状态存在一定差异。因此，针对上述情况，笔者首先分析煤巷开挖前后煤岩体受力状态，概化出巷帮煤岩组合体模型，并根据其中煤体受力情况将其分解成巷帮深部煤体 (三向应力加载) 和巷帮浅部煤体 (两向应力加载)2 种模型；然后依托于自行研制的真三轴电液伺服加载试验系统，对 3 种模型的应力−应变规律、破坏特征、声发射活动规律进行研究，建立巷帮深、浅部煤体的强度准则关系，并验证其合理性；最后，基于试验结果，分析深部巷帮煤体的破坏失稳机制及能量释放。

1 巷帮煤体破坏失稳试验系统及方案

1.1 模型的构建

深部煤巷掘进之前，煤体处于三维应力平衡状态。煤巷的掘进导致原煤体内部产生临空面，煤巷顶底板及两帮应力环境发生改变，原来处于三向受力状态的围岩向临空面运动，围岩在切向相互挤压加剧的情况下形成应力集中，如图 1 所示，其中，σ_1、σ_2、σ_3 分别为第一、第二和第三主应力，σ_{31}、σ_{32}、σ_{33}、σ_{34}、σ_{35}、σ_{36}、σ_{37} 分别为由巷帮到深部煤体不同位置第三主应力。根据上述分析，针对煤巷围岩应力状态，概化出巷帮煤岩组合体模型，并根据其中煤体受力情况将其分解成巷帮深部煤体和巷帮浅部煤体 2 种应力模型。

试验模型试样如图 2 所示，试样要求如下：

(1) 所有试验模型试样中砂岩和煤体取自相同煤巷的煤层和顶 (底) 板。

(2) 为减小试验设备或试样对结果影响，每组试验

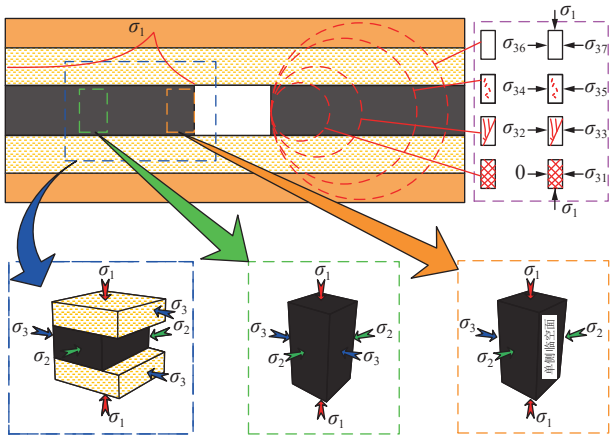
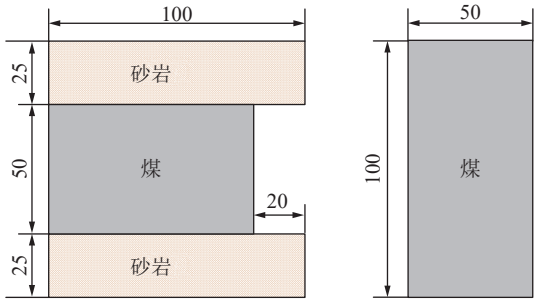


图 1　模型应力加载示意

Fig.1　Model stress loading diagram



(a) 巷帮煤岩组合体　　(b) 巷帮深、浅部煤体

图 2　煤、岩体试验模型

Fig.2　Coal and rock mass test model

的模型试样准备 3 个, 做 3 次相同试验。

(3) 为还原砂岩和煤体实际界面关系, 组合体试样砂岩和煤体直接接触, 不使用任何黏合剂进行黏接。

1.2　试验材料选取及试样制备

为研究不同应力状态煤体的破坏失稳特征, 采用粉砂岩、煤 2 种具有代表性的煤岩材料开展相关试验研究。

本次试验所用的试样取自山东能源淄博矿业集团有限责任公司唐口煤矿 3 号煤层及顶板中的粉砂岩和煤。取样地点为埋深在 921～976 m 的 6307 工作面轨道巷, 选取满足加工条件的较大煤岩块。对从现场采集到的大块完整煤岩样进行加工制样, 部分试样如图 3、4 所示。

图 3　巷帮煤岩组合体试样

Fig.3　Samples of roadway side coal-rock combination

图 4　巷帮深、浅部煤体试样

Fig.4　Samples of deep and shallow coal of roadway side

1.3　试验系统及方案

1.3.1　试验系统

试验采用自行研制的真三轴电液伺服加载试验系统进行煤岩组合试样及煤体试样的真三轴加载试验, 真三轴电液伺服加载试验系统如图 5(a) 所示, 由真三轴电液伺服加载控制台和真三轴电液伺服加载试验台组成。真三轴电液伺服加载试验台如图 5(b) 所示, 由 σ_1、σ_2、σ_3 三个方向的加载装置组成。真三轴电液伺服加载试验系统 σ_1 方向最大可施加 1 600 kN 轴向载荷, σ_2 方向最大可施加 500 kN 水平载荷, σ_3 方向最大可施加 300 kN 水平载荷, 试验系统压力测量精度为 0.01 kN, 变形测量精度为 0.002 mm。试验中试样放置空间位置如图 5(c) 所示。其中, 试样与加载垫块的“内错式”布局如图 5(d) 所示。

1.3.2　试验方案

根据构建的巷帮煤岩组合体、巷帮深部煤体和巷帮浅部煤体模型, 设置不同围压的试样, 研究试样真三轴压缩过程中巷帮煤岩组合体及煤体试样 3 个主应力方向变形特性及体积应变规律, 对比分析巷帮深部煤体和巷帮浅部煤体试样破坏失稳特征的区别。因此笔者设计试验方案见表 1。

试验具体流程步骤如图 6 所示:

(1) 设置各类型试样的试验方案, 测量试验尺寸, 将试样放置于真三轴电液伺服加载试验台中。

(2) ① 巷帮煤岩组合体试样、巷帮深部煤体试样: 施加轴向应力 σ_1 和水平应力 σ_2、σ_3, 使其达到设定值 σ_1=σ_2 > σ_3, 加载速率为 0.1 MPa/s, 轴向、水平位移清零。② 巷帮浅部煤体试样: 限制试样水平应力 σ_3 方向一侧位移, 使其呈单侧临空状态, 为方便试验机 σ_3 方向应变记录, 施加 0.1 MPa 载荷, 施加轴向应力 σ_1 和水平应力 σ_2, 使其达到设定值 σ_1=σ_2, 加载速率为 0.1 MPa/s, 轴向、水平位移清零。

(3) 保持轴向应力 σ_1 和水平应力 σ_2、σ_3 不变, 开启声发射系统, 门槛值设置为 40 dB, 采样频率设置为 3 MHz。

(4) 继续对试样增加轴向应力 σ_1, 加载至破坏, 加载速率为 0.1 MPa/s。

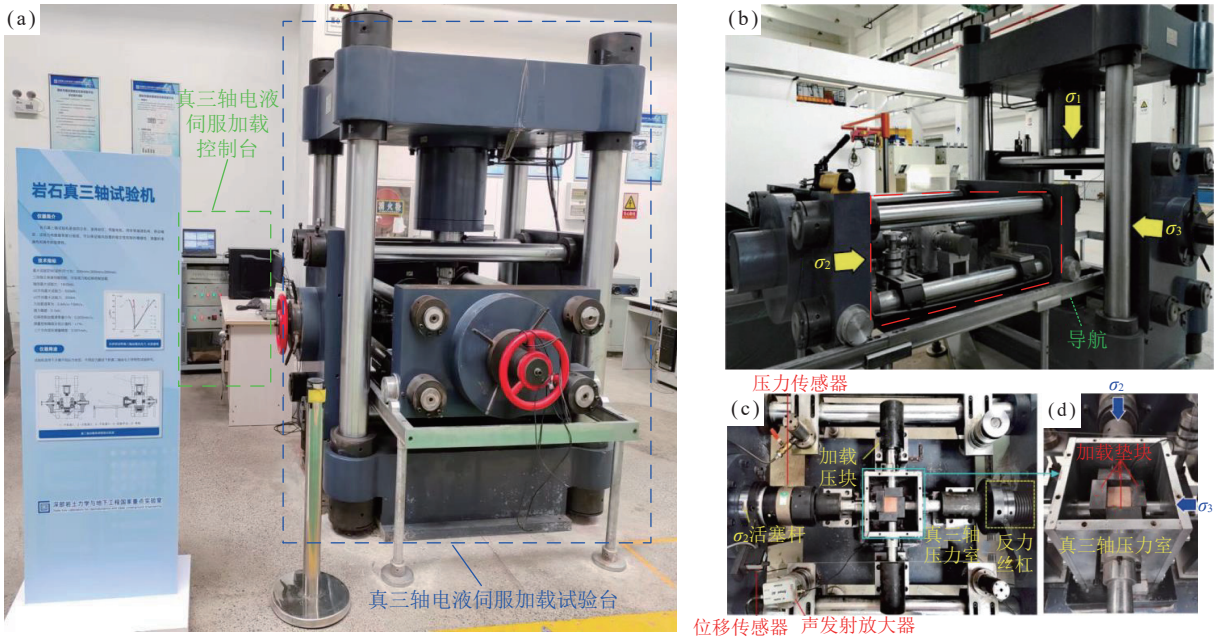


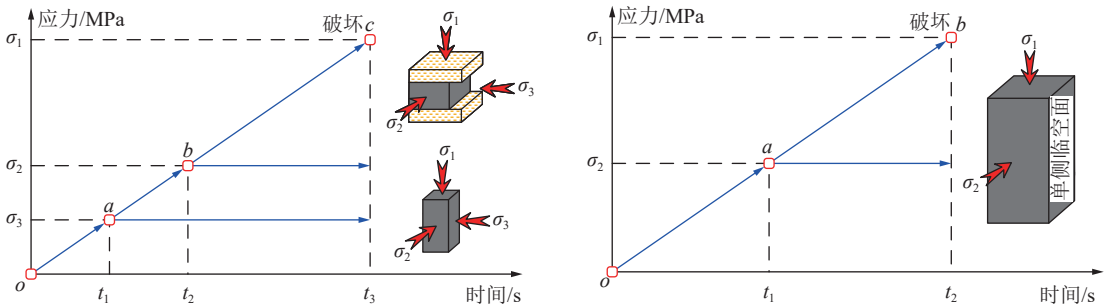
图 5 真三轴电液伺服加载试验系统

Fig.5 True triaxial electro-hydraulic servo test system

表 1 煤岩组合体及煤体试样真三轴加载试验方案

Table 1 True triaxial loading test schemes of coal-rock combination and coal samples

试验方案	试样类型	煤岩高度比例	试样煤岩体尺寸/(mm×mm×mm)	围压水平/MPa		试验次数	监测方式
				σ_2	σ_3		
CR-H-I	巷帮煤岩组合体	粉砂岩:煤:粉砂岩=1:2:1	100×100×25(粉砂岩) 80×100×50(煤) 100×100×25(粉砂岩)	15	10	3	声发射
CR-H-II				20	10	3	
CR-H-Ⅲ				30	10	3	
CR-H-Ⅳ				40	10	3	
CR-H-Ⅴ				50	10	3	
C-HS-I	巷帮深部煤体	—	50×50×100(煤)	15	10	3	
C-HS-II				20	10	3	
C-HS-Ⅲ				30	10	3	
C-HS-Ⅳ				40	10	3	
C-HS-Ⅴ				50	10	3	
C-HQ-I	巷帮浅部煤体	—	50×50×100(煤)	15	0.1	3	
C-HQ-II				20	0.1	3	
C-HQ-Ⅲ				30	0.1	3	
C-HQ-Ⅳ				40	0.1	3	
C-HQ-Ⅴ				50	0.1	3	



(a) 巷帮煤岩组合体及巷帮深部煤体试样加载路径 (b) 巷帮浅部煤体试样加载路径

图 6 试验所用加载路径

Fig.6 Loading path for tests

2　巷帮煤体破坏失稳试验结果分析

2.1　巷帮煤岩组合体试样试验结果分析

2.1.1　不同围压下巷帮煤岩组合体试样变形及强度特征

图 7 为巷帮煤岩组合体试样在不同围压下的应力−应变曲线。ε_1、ε_2 分别为 σ_1、σ_2 两个主应力方向对应的试样应变; 巷帮煤岩组合体试样属于异径组合体试样, 试验系统显示 σ_3 方向对应的试样应变仅说明巷帮煤岩组合体试样顶底板砂岩应变, 用ε_3'表示; σ_1 方向应力按照巷帮煤岩组合体试样中煤体 $\sigma 1$ 方向面积进行计算。根据试验方案, CR-H-Ⅴ试样在应力加载 $a\rightarrow b$ 阶段均发生了破坏, 未进行后续轴向应力加载, 因此巷帮煤岩组合体试样试验结果分析仅针对 CR-H-Ⅰ、CR-H-Ⅱ、CR-H-Ⅲ、CR-H-Ⅳ试样进行。

从图 7 中可知, 巷帮煤岩组合体试样在不同围压下的应力−应变曲线具有如下特征: ① 当围压较低 (σ_2 相对较小) 时, 巷帮煤岩组合体试样应力−应变过程可划分为裂纹压密、弹性变形、裂纹发育及峰后破坏 4 个阶段, 其中裂纹发育阶段又可细分为裂纹稳定发育阶段和不稳定发育阶段; ② 随着 σ_2 围压不断增大, 巷帮煤岩组合体试样的裂纹压密阶段范围逐渐减小, 当 σ_2 围压达到某一临界值后将无压密阶段; ③ 在低围压及高围压条件下, 巷帮煤岩组合体试样 σ_1 方向峰值应力之后均出现了跌落现象, 且围压较高 (σ_2 相对较大) 时, 巷帮煤岩组合体试样峰值应力之后产生的应力跌落现象愈发明显。

图 8 为巷帮煤岩组合体试样的 σ_1 方向峰值应力等力学参数随围压变化的曲线。由图 8 可得, 围压对完整煤岩组合体试样的力学参数影响显著: ① 当 σ_3 一定时, σ_2 从 15 MPa 增大到 40 MPa 时, 峰值应力依次变化为 73.7、79.9、71.7、62.1 MPa, 随着中间主应力的增加, 试样峰值应力呈先增加后降低的趋势, 围压的变化对于巷帮煤岩组合体试样影响较大; ② 当 σ_3 一定时, σ_2 从 15 MPa 增大到 40 MPa 时, 弹性模量从 6.36 GPa 降低到 1.84 GPa, 降低了 71.1%, 随着中间主应力的增加, 试样弹性模量呈降低的趋势; ③ 随着中间主应力 σ_2 的增加, σ_1 轴向应变随中间主应力 σ_2 的增加而呈先升高后降低的趋势, σ_2 侧向应变随中间主应力 σ_2 的增加而呈先降低后升高的趋势, 巷帮煤岩组合体试样顶底板砂岩 σ_3 侧向应变随中间主应力 σ_2 的增加而呈先降低后升高再降低的波动趋势。

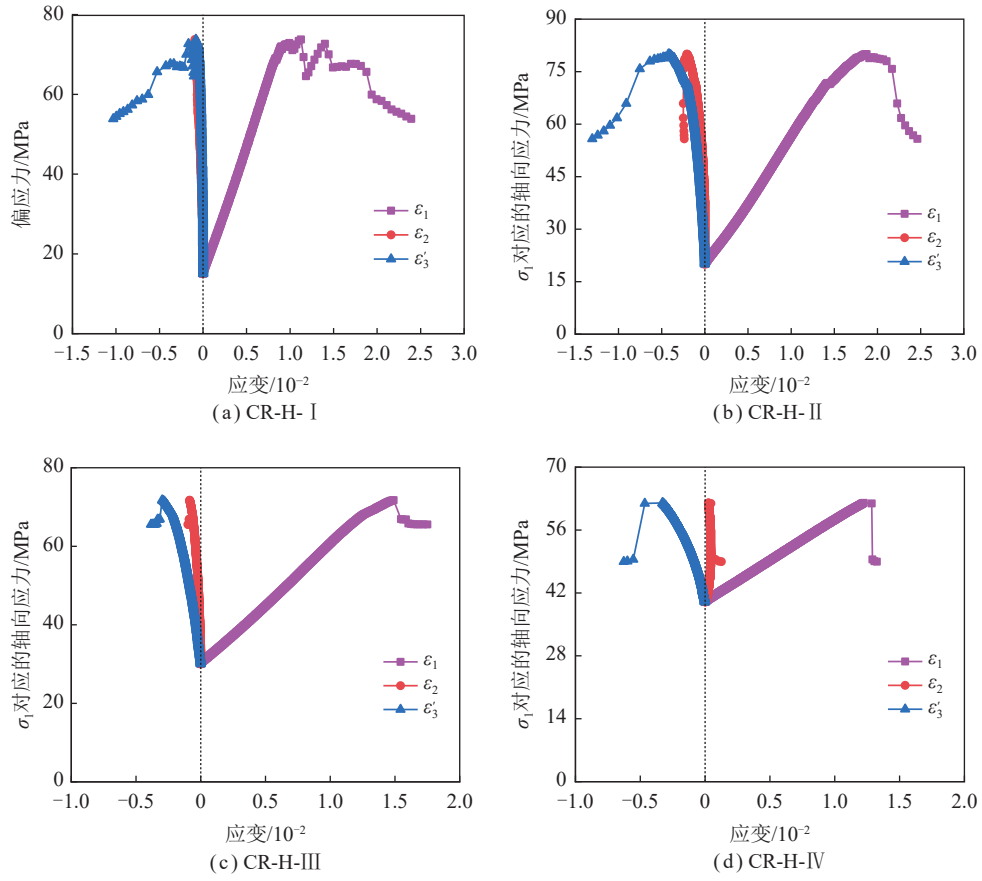


图 7　巷帮煤岩组合体试样应力−应变曲线

Fig.7　Stress strain curves of roadway side coal-rock combination samples

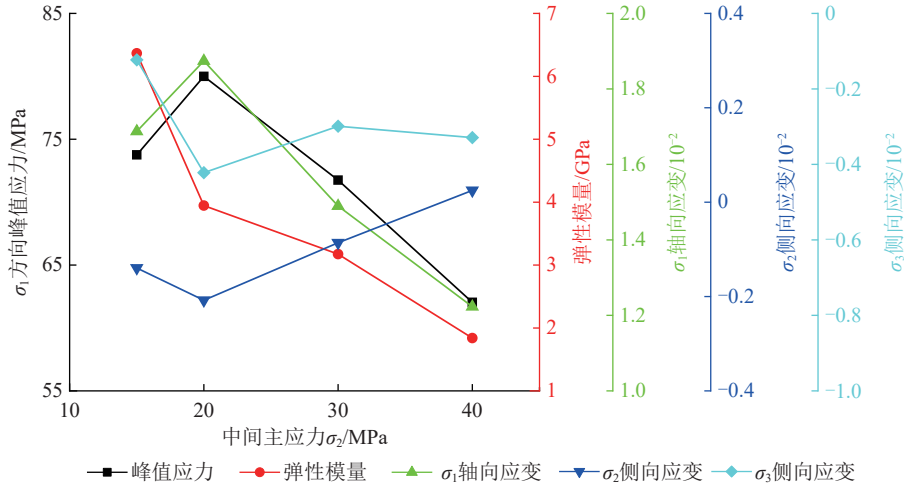


图 8 巷帮煤岩组合体试样力学参数变化曲线

Fig.8 Change curves of mechanical parameters of roadway side coal-rock combination samples

2.1.2 巷帮煤岩组合体试样破坏形态及试验现象描述

图 9、表 2 分别为不同围压条件下巷帮煤岩组合体试样的破坏形态和破坏现象描述。

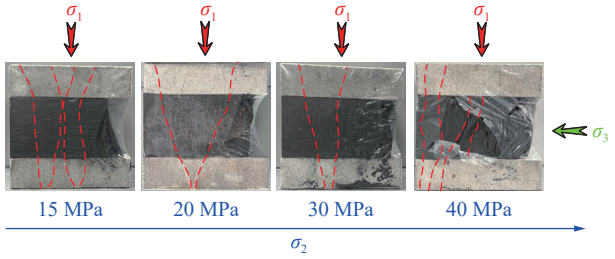


图 9 不同 σ_2 下巷帮煤岩组合体试样破坏形态

Fig.9 Failure mode of roadway side coal-rock combination samples under different σ_2

从图 9 中可以看出，巷帮煤岩组合体试样中的煤体由于处于五面加载、单面临空的状态，煤体内部应力分布呈现非均匀状态，其破坏形态分为 2 个部分，靠近 σ_3 方向加载侧煤体存在 σ_3 方向水平应力，且 $\sigma_2 > \sigma_3$，由于真三轴应力条件下横向变形的限制，加载过程中侧向膨胀主要沿 σ_3 方向，导致巷帮煤岩组合体试样加载侧煤体内部大部分裂纹发育均出现在 σ_1–σ_3 平面上，并沿着 σ_2 方向扩展。当巷帮煤岩组合体试样的 σ_2 方向水平应力较小 (≤30 MPa) 时，靠近 σ_3 方向加载侧煤体破坏时产生 2 个宏观的破裂面，破裂面在沿巷帮煤岩组合体试样靠近 σ_3 方向加载侧煤体发展至砂岩位置，巷帮煤岩组合体试样加载侧煤体呈现出不相交的“V”形破坏形式；靠近 σ_3 方向临空侧煤体随着轴向应力 σ_1 不断增大，引起裂纹在煤体中扩展、贯通，煤体发生张拉层状剥落，层状起裂破坏逐渐由临空侧向加载侧发展，煤体中部向临空侧自由空间发生张拉弹射突出；而由于在 σ_3 方向应力限制下，巷帮煤岩组合体试样中的砂岩变形破坏较小，仅在巷帮煤岩组合体试样加载侧出现破坏，主要是由于巷帮煤岩组合体试样加载侧煤体裂纹扩展到煤岩交界面时，强应力链在裂纹尖端发生积聚，受顶底板砂岩体与煤体泊松比差异性的影响，交界面处砂岩强度被“弱化”，当裂纹尖端的应力大于弱化后砂岩强度时，煤体裂纹越过煤岩界面扩展至顶底板砂岩中，引起顶底板砂岩发生破坏，使得巷帮煤岩组合体试样加载侧煤体呈现出的不相交“V”形破坏，在顶底板砂岩体中进行延伸相交，最终在巷帮煤岩组合体试样加载侧形成贯穿整个组合体试样的“V”形破坏。当 σ_2 方向水平应力较大 (> 30 MPa) 时，巷帮煤岩组合体试样，尤其是煤体中

表 2 巷帮煤岩组合体试样破坏试验现象描述

Table 2 Description of faiure phenomena of roadway side coal-rock combination samples

试验方案	围压/MPa		破坏形态	是否有响声	其他现象
	σ_2	σ_3			
CR-H-I	15	10	靠近σ_3方向加载侧煤体剪切破坏为主，试样破裂面上可以看到明显的剪切摩擦痕迹；靠近σ_3方向临空侧煤体发生张拉层状剥落，煤体向临空侧自由空间发生张拉弹射突出	较小声响	剪切破裂面含大量的细小粉末，张拉弹射突出现象不明显
CR-H-II	20	10			
CR-H-Ⅲ	30	10	煤体发生张拉层状剥落，并向临空侧自由空间发生张拉弹射突出	较大声响	拉张破裂面含粉末，张拉弹射突出现象明显
CR-H-Ⅳ	40	10			

生成更多的拉伸型宏观裂纹, 并且靠近 σ_3 方向临空侧煤体随着轴向应力 σ_1 不断增大, 也会引起裂纹在煤体中扩展、贯通, 煤体发生张拉层状剥落, 煤体向临空侧自由空间发生张拉弹射突出。

从表 2 中可知, 在低围压 ($\sigma_2 \leqslant 30$ MPa) 下, 巷帮煤岩组合体试样破坏时发出较小声响, 而在高围压 ($\sigma_2 > 30$ MPa) 下, 巷帮煤岩组合体试样破坏时发出较大声响, 表明试样破坏时释放能量, 且随 σ_2 的增大, 试样破坏时释放能量增大。结合力学参数随围压变化曲线分析, 证明了 σ_2 应力的增加不能缓解巷帮煤岩组合体试样的冲击性, 还会有一定的促进作用。

2.1.3　巷帮煤岩组合体试样声发射演化规律

借助于声发射信息反映试验煤岩体内部裂纹发育演化规律。图 10 为不同围压条件下巷帮煤岩组合体试样的声发射演化规律。从图 10 可以看出, 不同围压条件下巷帮煤岩组合体试样的声发射演化过程中, 根据声发射特征可将声发射演化过程划分为 3 个区间: 平稳区间、活跃区间和爆发区间。声发射特征在巷帮煤岩组合体试样应力−应变变化各阶段具有明显区别。由图可以看出裂纹压密和弹性变形阶段仅有少量甚至无声发射事件, 为声发射事件平稳区间, 这主要是由于巷帮煤岩组合体试样加工后内部存在一定初始裂纹, 初始裂纹由于外部载荷的作用闭合, 并且某些闭合的裂纹之间发生滑移。声发射事件活跃区间处于巷帮煤岩组合体试样应力−应变裂纹发育阶段, 此阶段其内部微裂纹逐渐萌生与扩展, 声发射事件开始趋于活跃, 声发射事件数开始缓慢增加, 尤其是处于巷帮煤岩组合体试样应力−应变曲线裂纹不稳定发育阶段, 声发射事件数增加幅度逐渐变大。当巷帮煤岩组合体试样应力−应变曲线进入裂纹不稳定发育阶段后期及峰后破坏阶段, 声发射事件处于爆发区间, 声发射事件数开始急速增加, 出现多个峰值。

进一步还可发现, σ_2 小于 30 MPa 时, 巷帮煤岩组合体试样声发射活动平静区间较短, 活跃区间及爆发区间较长, 声发射累计计数突增现象较为不明显, 而 $\sigma_2 > 30$ MPa 时, 巷帮煤岩组合体试样声发射活动平静区间较长, 活跃区间及爆发区间较短, 声发射累计计数有明显的突增现象。结合不同围压下巷帮煤岩组合体试样变形特征及破坏形态进行分析, $\sigma_2 < 30$ MPa 时, 巷帮煤岩组合体试样在产生张拉型裂纹的同时, 产生了相对较多的剪切滑移裂纹, 并随着应力增加逐渐交汇、贯通, 形成了宏观剪切滑移面, 因此内部产生较多的连续型声发射活动, 而 $\sigma_2 > 30$ MPa 时, 中间主应力极大的促进了 σ_3 方向的侧向膨胀, 导致巷帮煤岩组合体试样产生了较多的张拉型裂纹, 并迅速聚合、贯通形成破裂面, 因此内部产生较多的突发型声发射活动。该结果表明, 可根据声发射前兆信息预测巷道的破坏失稳, 即当声发射事件数波动现象明显或

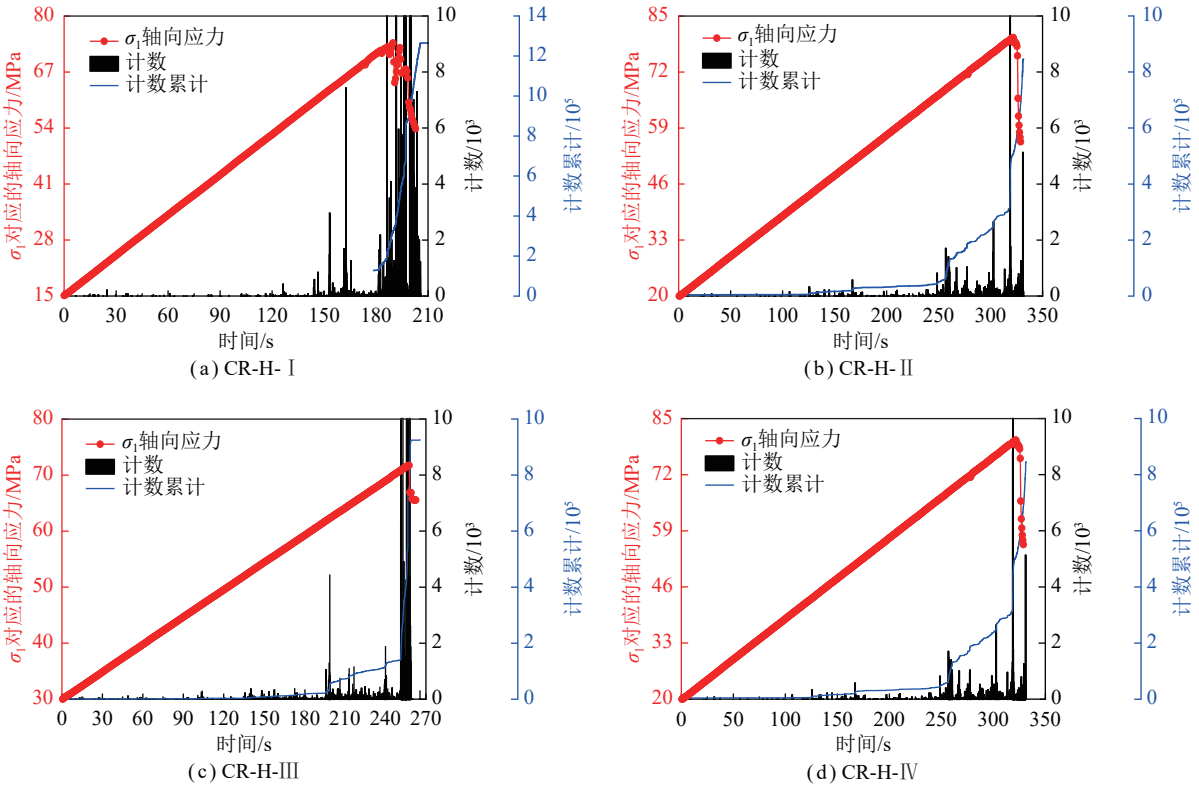


图 10　巷帮煤岩组合体试样声发射演化规律

Fig.10　Acoustic emission evolution of roadway side coal-rock combination samples

声发射事件数含多个峰值时，巷道具有发生破坏失稳的可能性。

2.2 巷帮深部煤体试样试验结果分析

2.2.1 不同围压下巷帮深部煤体试样变形及强度特征

图 11 为巷帮深部煤体试样在不同围压条件下的应力−应变曲线，ε_1、ε_2、ε_3 分别表示 3 个主应力方向对应的试样应变，ε_V 为试样的体积应变，可表示为

$$\varepsilon_V = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 \tag{1}$$

分析图 11 可得，巷帮深部煤体试样在不同围压条件下的应力−应变曲线特征如下：① 巷帮深部煤体试样均经历了裂纹压密阶段、弹性变形阶段、裂纹发育阶段及峰后破坏阶段，其中裂纹发育阶段又可细分为裂纹稳定发育阶段和不稳定发育阶段。② 随着 σ_2 围压不断增大，巷帮深部煤体试样的裂纹压密阶段持续时间逐渐减小，σ_2 围压达到某一临界值后几乎无压密阶段。③ 且由于巷帮深部煤体试样内部微裂纹的产生和发展，随着轴向应力 σ_1 继续增加，巷帮深部煤体试样应力和应变呈非线性关系，轴向曲线上凸并趋于水平。④ 随着 σ_2 围压的增加，巷帮深部煤体试样的峰前塑性应变和峰后阶段的变形减小，表明破坏机理由半脆性变为脆性。在试验测试应力下，脆性破坏

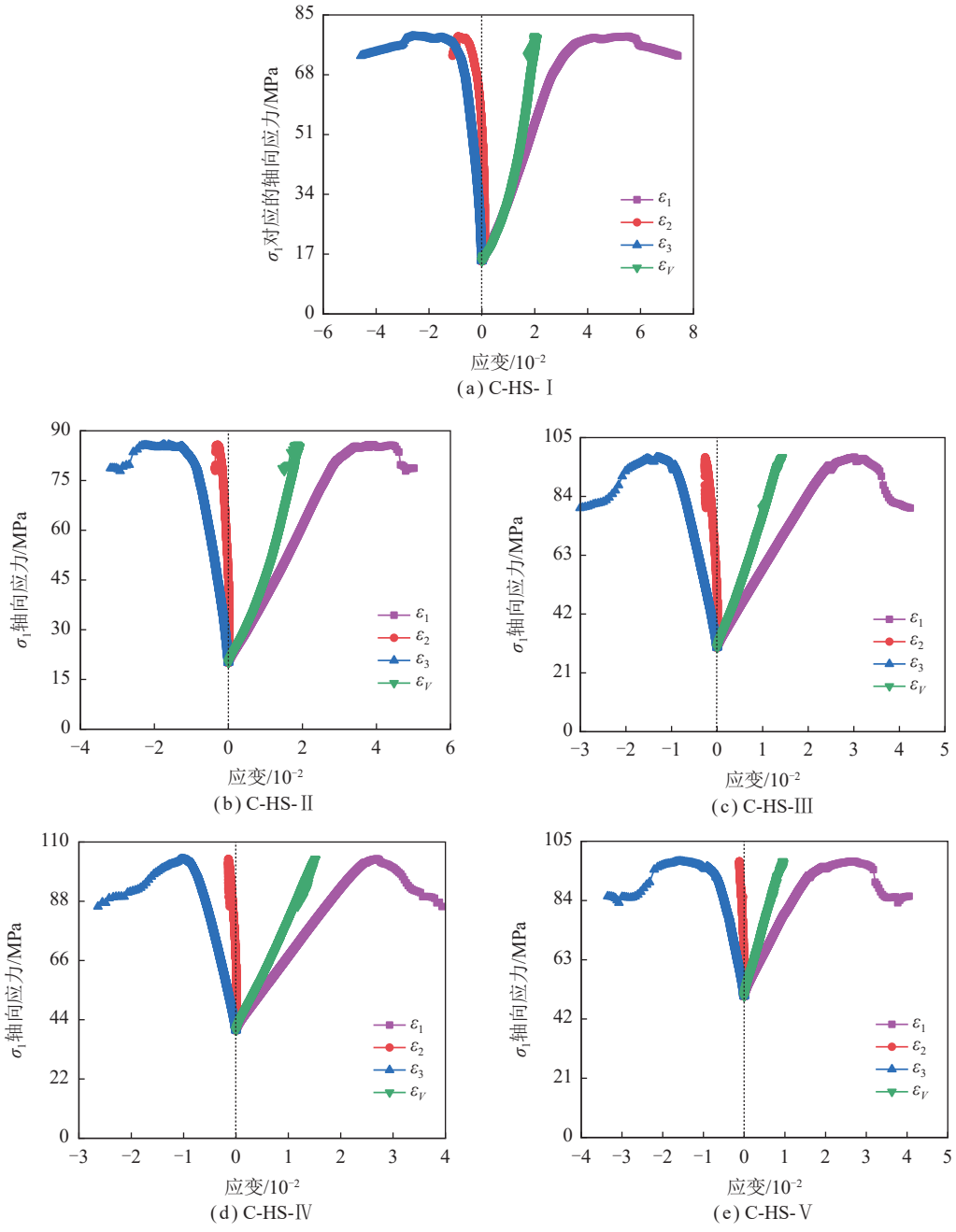


图 11 巷帮深部煤体试样应力−应变曲线

Fig.11 Stress strain curves of roadway deep side coal samples

过程逐渐明显, 巷帮深部煤体试样峰后阶段的持续时间迅速减少, 并且随着 σ_2 围压的增加而呈现出小幅度陡降的特征, 弹性能得以快速释放。

图 12 为巷帮深部煤体试样的力学参数随围压 σ_2 变化的曲线。分析图 12 可知, 围压对巷帮深部煤体试样的主要力学参数具有显著影响, 具体为: ① 当 σ_3 一定时, σ_2 从 15 MPa 增大到 50 MPa 时, 峰值应力依次变化为 78.9、85.8、98.0、103.7、97.9 MPa, 随着 σ_2 围压的增加, 试样峰值应力呈先增加后降低的趋势, 围压的变化对于巷帮深部煤体试样影响较大, σ_2 围压较小时, 可以有效抑制巷帮深部煤体试样内部的裂纹扩展, 随着 σ_2 围压的增加, 中间主应力对于巷帮深部煤体试样的侧向变形约束作用逐渐演化成侧向变形促进作用, 促进了巷帮深部煤体试样内部裂纹扩展。② 当 σ_3 一定时, σ_2 从 15 MPa 增大到 50 MPa 时, 弹性模量从 2.04 GPa 先增大到 2.66 GPa 后减小到 2.51 GPa, 随着中间主应力的增加, 试样弹性模量呈先增加后降低的趋势。③ 随着 σ_2 围压的增加, 整体体积应变大致呈减小的趋势, 其中, σ_1 轴向应变随 σ_2 围压的增加而逐渐减小, σ_2 侧向应变随 σ_2 围压的增加而逐渐增大, σ_3 侧向应变随 σ_2 围压的增加而呈先增大后减小的趋势。

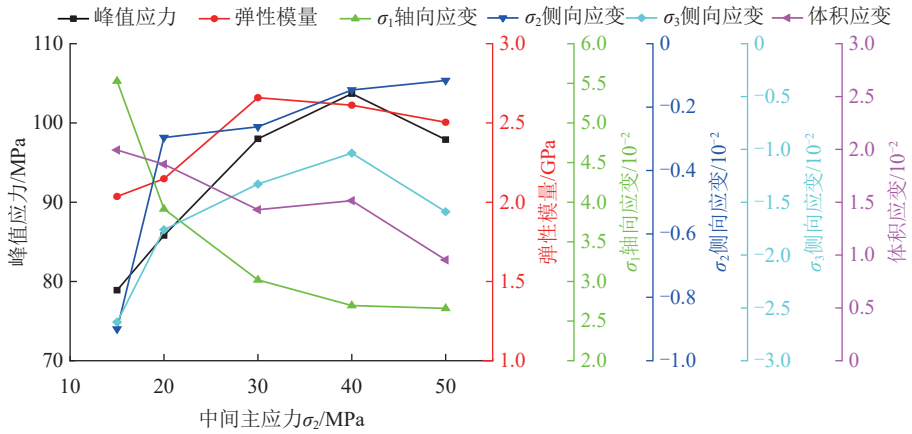


图 12　巷帮深部煤体试样力学参数变化曲线

Fig.12　Change curves of mechanical parameters of roadway deep side coal samples

为了确定上述试验结果在应力平面的轨迹特性和常用强度准则的适用性, 下面将进行强度准则的适用性对比。

(1) Mohr-Coulomb 准则。

摩尔库伦强度准则作为岩土领域最常用的剪切强度准则, 不仅在测试材料的剪切强度参数、预测岩土材料的剪切强度中广泛应用, 更是作为大量商业数值软件中默认的岩土材料强度准则[28]。用主应力表示时, 可以写成

$$\sigma_3 = \sigma_1 \frac{1+\sin\varphi}{1-\sin\varphi} - \frac{2c\cos\varphi}{1-\sin\varphi} \tag{2}$$

式中, c 为黏聚力, MPa; φ 为内摩擦角, (°)。

写成屈服函数的形式为

$$f = (\sigma_1-\sigma_3)+(\sigma_1+\sigma_3)\sin\varphi - 2c\cos\varphi \tag{3}$$

式中, f 为屈服函数, f=0 为应力空间中的屈服面。

(2) Mises 准则。

Mises 准则是由冯・米塞斯于 1913 年提出的, 适用于判断金属材料的屈服准则[29], 即

$$f = \sqrt{J_2'} + C \tag{4}$$

式中, C 为材料的强度参数, 通常为常数; J_2' 为应力偏张量的第二不变量, 可以用应力表示为

$$J_2' = \frac{1}{6}[(\sigma_1-\sigma_3)^2+(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2] \tag{5}$$

令 $\tau_e = \sqrt{J_2'}$, 也可以写成

$$f = \tau_e + C \tag{6}$$

(3) Drucker-Prager 准则。

Drucker 和 Prager 于 1952 年提出了考虑静水压力影响的广义 Mises 屈服与破坏准则[30], 常常被称为 Drucker-Prager 准则, 简称 D-P 准则, 即

$$f = \alpha J_1 + \sqrt{J_2'} - k \tag{7}$$

$$J_1 = \sigma_1+\sigma_2+\sigma_3 \tag{8}$$

式中, α 和 k 为正常数, 仅与材料的黏聚力和内摩擦角有关; J_1 为应力张量的第一不变量。

根据 α 和 k 的取值不同, D-P 准则对应的屈服曲线在 π 平面上的面积也不相同, 因此产生了一系列 D-P 准则。其中等面积准则较为常用, 该 D-P 准则的屈服圆与 Mohr-Coulomb 准则的屈服六边形面积相等, 强度参数为

$$\begin{cases} \alpha = \dfrac{2\sqrt{3}}{\sqrt{2\sqrt{3}\pi\left(9-\sin^2\varphi\right)}}\sin\varphi \\ k = \dfrac{6\sqrt{3}}{\sqrt{2\sqrt{3}\pi\left(9-\sin^2\varphi\right)}}c\cos\varphi \end{cases} \tag{9}$$

(4) Griffith 准则。

20 世纪 70 年代末 80 年代初，格里菲斯准则被引入岩石力学研究领域，它是由 2 个分段函数[31]所表示：

$$\begin{cases} \dfrac{(\sigma_1-\sigma_3)^2}{8(\sigma_1+\sigma_3)} = \sigma_t, \sigma_1+3\sigma_3 \geqslant 0 \\ \sigma_3 = -\sigma_t, \sigma_1+3\sigma_3 < 0 \end{cases} \tag{10}$$

用屈服函数表示为

$$\begin{cases} f = (\sigma_1-\sigma_3)^2 - 8(\sigma_1+\sigma_3)\sigma_t, \sigma_1+3\sigma_3 \geqslant 0 \\ f = \sigma_3+\sigma_t, \sigma_1+3\sigma_3 < 0 \end{cases} \tag{11}$$

式中，σ_t为材料的抗拉强度。

(5) Mogi-Coulomb 准则。

Mogi-Coulomb 准则是 Mogi 在 Mises 准则的基础上提出的考虑中间主应力的八面体强度准则，其本质仍为剪切破坏准则[32]，可以表示为

$$\tau_{oct} = f(\sigma_{m,2}) \tag{12}$$

$$\begin{cases} \tau_{oct} = \sqrt{\dfrac{2}{3}J'_2} \\ \sigma_{m,2} = \dfrac{\sigma_1+\sigma_3}{2} \end{cases} \tag{13}$$

式中，τ_{oct}、$\sigma_{m,2}$分别为八面体剪应力和平均有效正应力。

其中，线性 Mogi-Coulomb 强度准则因其参数容易确定，最为常用：

$$\tau_{oct} = a_1 + b_1\sigma_{m,2} \tag{14}$$

式中，a_1、b_1 为材料对应的强度参数。

通过在常规三轴压缩试验中与 Mohr-Coulomb 准则对比，可以得到强度参数为

$$\begin{cases} a_1 = \dfrac{2\sqrt{2}}{3}c\cos\varphi \\ b_1 = \dfrac{2\sqrt{2}}{3}\sin\varphi \end{cases} \tag{15}$$

由于 Mohr-Coulomb 准则无法适用真三轴试验结果，利用其余准则对巷帮深部煤体试样的强度进行拟合，结果见表 3。并将试验数据与几种强度准则进行对比分析，如图 13 所示。由图 13 可知，在不同围岩条件下巷帮深部煤体破坏失稳试验中，试样强度随中主应力的增加而变化，各强度准则预测的强度存在较大差异。

根据几种强度准则与巷帮深部煤体试验结果对比结果得到，巷帮深部煤体试样的强度更加符合 Mogi-Coulomb 强度准则，相关性达到了 95.54%，选取试验数据得到巷帮深部煤体试样在 Mogi-Coulomb 准则对应屈服面上的位置如图 14 所示。最终根据拟合参数反算出巷帮深部煤体对应的黏聚力及内摩擦角分别为 6.82 MPa、39.04°。

表 3 巷帮深部煤体试样强度拟合关系

Table 3 Strength fitting relationship of roadway deep side coal samples

强度准则	函数关系式	相关系数R^2
Mises准则	$\sqrt{J'_2} = 75.374\,5$	—
Drucker-Prager准则	$\sqrt{J'_2} = 0.237\,7J_1 + 43.562$	0.726 9
Griffith准则	$(\sigma_1-\sigma_3)^2 = 8.535\,9[8(\sigma_1+\sigma_3)]$	0.661 8
Mogi-Coulomb准则	$\tau_{oct} = 0.627\,8\sigma_{m,2} + 10.8$	0.955 4

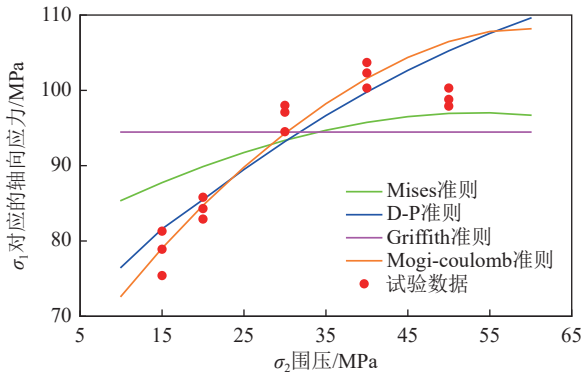


图 13 几种强度准则与巷帮深部煤体试验结果对比

Fig.13 Comparison of several strength criteria and test results of roadway deep side coal samples

2.2.2 巷帮深部煤体试样破坏形态及试验现象描述

表 4、图 15 分别为不同围压条件下巷帮深部煤体试样的破坏形态和破坏现象描述。

如图 15 所示，由于在真三轴应力条件下横向变形的限制，巷帮深部煤体出现破坏，由于 $\sigma_2 > \sigma_3$，加载过程中侧向膨胀主要沿 σ_3 方向，导致巷帮深部煤体试样内部大部分裂纹发育均出现在 σ_1–σ_3 平面上，并沿着 σ_2 方向扩展。破坏时主要产生 2 个宏观的破裂面，2 个破裂面在试样煤体的上端面或下端面相交，导致试样呈现出“V”形破坏形式并贯穿整个试样，裂纹显示了较好的对称性。当 σ_2 围压较小时，巷帮深部煤体试样表面裂纹宽度较小，有明显的剪切摩擦痕迹，并出现了大量的细小粉末状颗粒。同时由于巷帮深部煤体试样的各向异性，这导致了巷帮深部煤体试样的整体不稳定，巷帮深部煤体试样表现出许多明显的宏观二次断裂。当 σ_2 较大时，巷帮深部煤体试样表面裂纹宽度较大，试样表面除了明显的剪切裂纹外，没有

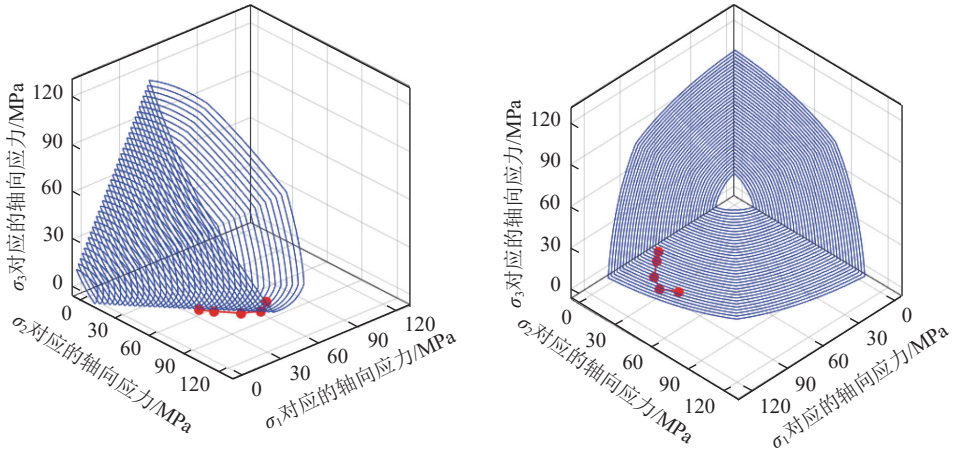


图 14　巷帮深部煤体试样在 Mogi-Coulomb 准则对应屈服面上的位置

Fig.14　Position of the roadway deep side coal samples on the yield surface corresponding to the Mogi-Coulomb criterion

表 4　巷帮深部煤体试样破坏试验现象描述

Table 4　Description of faiure phenomena of roadway deep side coal samples

试验方案	围压/MPa		破坏形态	是否有响声	其他现象
	σ_2	σ_3			
C-HS-I	15	10	剪切破坏为主，试样破裂面上可以看到明显的剪切摩擦痕迹	较小声响	剪切破裂面含大量的细小粉末
C-HS-II	20	10			
C-HS-Ⅲ	30	10			
C-HS-Ⅳ	40	10	表面裂纹宽度较大，试样表面除了明显的剪切裂纹外，没有出现明显的宏观次裂纹发育	较大声响	剪切破裂面含粉末，同时试样裂纹处出现剥落现象
C-HS-Ⅴ	50	10			

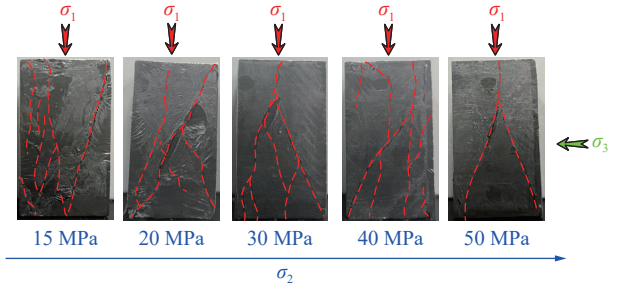


图 15　不同 σ_2 下巷帮深部煤体试样破坏形态

Fig.15　Failure mode of roadway deep side coal samples under different σ_2

出现明显的宏观次裂纹发育。

从表 4 中可知，在低围压下，巷帮深部煤体试样破坏时发出较小声响，而在高围压下，巷帮深部煤体试样破坏时发出较大声响，表明试样破坏时释放能量，且随围压 σ_2 的增大，试样破坏时释放能量增大。结合前面巷帮深部煤体试样的力学参数随围压 σ_2 变化曲线分析可知，同样得到 σ_2 的增加会增大巷帮深部煤体破坏时释放的能量。

2.2.3　巷帮深部煤体试样声发射演化规律

图 16 为不同围压条件下巷帮深部煤体试样的声发射演化规律。从图 16 可以看出，不同围压条件下巷帮深部煤体试样的声发射演化过程中，根据声发射特征同样也可将声发射演化过程划分为 3 个区间，即平稳区间、活跃区间和爆发区间，但在各阶段的声发射特征具有明显区别。

σ_2 围压为 15、20、30 MPa 时，平稳区间、活跃区间和爆发区间持续时间分别为 100 ～150、500 ～600、50 ～100 s，而 σ_2 围压为 40、50 MPa 时，平稳区间、活跃区间和爆发区间持续时间分别为 300 ～450、150 ～200、20 ～50 s。可见：σ_2 围压较小时，活跃区间持续时间长，平稳区间和爆发区间持续时间短，σ_2 围压较大时，平稳区间持续时间长，活跃区间和爆发区间持续时间短。进一步还可发现，声发射累计数随 σ_2 围压的增加而减少，如 σ_2 围压从 15 MPa 增大到 50 MPa 时，声发射累计数从 1.672×10^6 减少到 9.34×10^5。σ_2 围压较小时，巷帮深部煤体试样应力−应变变化各阶段声发射活动虽较为活跃，但声发射数目循序渐进增长，具有连续性，而随着 σ_2 围压的增加，巷帮深部煤体试样在接近峰值强度时声发射数目突发型增长，此时巷帮深部煤体试样内部裂纹迅速扩展并快速形成宏观破裂面。上述声发射特征表明，σ_2 围压越大，巷帮深部煤体试样的起裂及损伤累积时间越晚，试样积聚及突然释放能量越大。

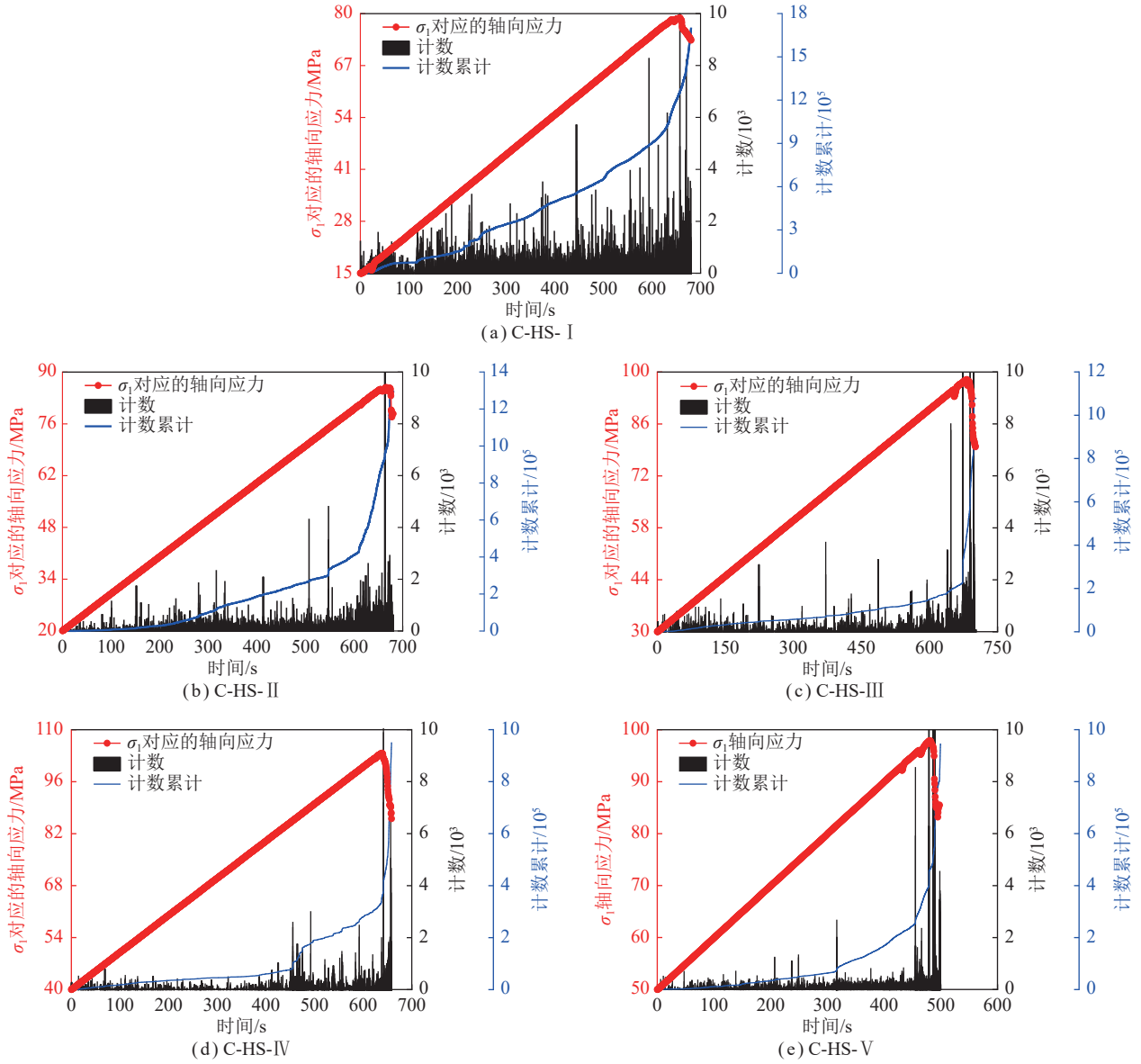


图 16 巷帮深部煤体试样声发射演化规律

Fig.16 Acoustic emission evolution of roadway deep side coal samples

2.3 巷帮浅部煤体试样试验结果分析

2.3.1 不同围压下巷帮浅部煤体试样变形特征

图 17 为巷帮浅部煤体试样在不同围压下的应力−应变曲线，根据试验方案，C-HQ-Ⅴ试样在应力加载 $o\rightarrow a$ 阶段均发生了破坏，未进行后续轴向应力加载，因此巷帮浅部煤体试样试验结果分析仅针对 C-HQ-Ⅰ、C-HQ-Ⅱ、C-HQ-Ⅲ、C-HQ-Ⅳ试样进行。分析图 17 可知，巷帮浅部煤体试样在不同围压下的应力−应变曲线具有如下特征：① 不论是低 σ_2 围压条件还是高 σ_2 围压条件下，巷帮浅部煤体试样均经历了裂纹压密阶段、弹性变形阶段、裂纹发育阶段及峰后破坏阶段。② 高 σ_2 围压条件下，巷帮浅部煤体试样几乎无裂纹压密阶段，这一现象与高 σ_2 围压条件下巷帮深部煤体试样相似。③ 随着 σ_2 围压不断增大，巷帮浅部煤体试样峰值应力之后均产生明显的应力跌落现象，即具有脆性破坏特征，这一现象表明 σ_2 围压增加并不能改变巷帮浅部煤体试样的脆性及冲击性特征。

图 18 为巷帮浅部煤体试样的力学参数随围压 σ_2 变化的曲线。分析图 18 可知，围压对巷帮浅部煤体试样的主要力学参数也具有显著影响，具体为：① σ_2 从 15 MPa 增大到 40 MPa 时，峰值应力依次变化为 44.1、50.8、59.9、47.8 MPa，随着 σ_2 围压的增加，试样峰值应力呈先增加后降低的趋势，围压的变化对于巷帮浅部煤体试样影响较大，这是因为当 σ_2 围压较小时，较小的侧应力限制了巷帮浅部煤体试样内部微裂纹的扩展和侧向变形的产生，降低了 σ_1 主轴方向劈裂失稳破坏的可能性。由于泊松效应，侧向约束作用随 σ_2 围压增大而逐渐增强，制约横向变形的水平惯性抗力

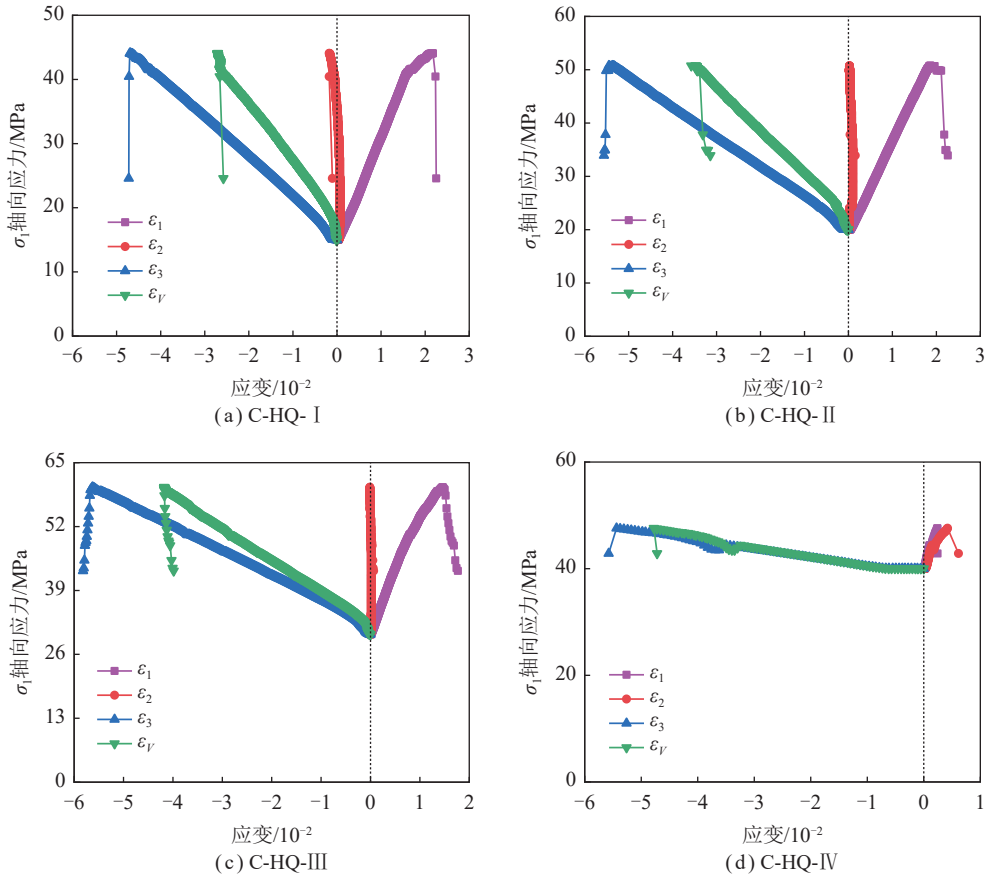


图 17　巷帮浅部煤体试样应力−应变曲线

Fig.17　Stress strain curve of roadway shallow side coal samples

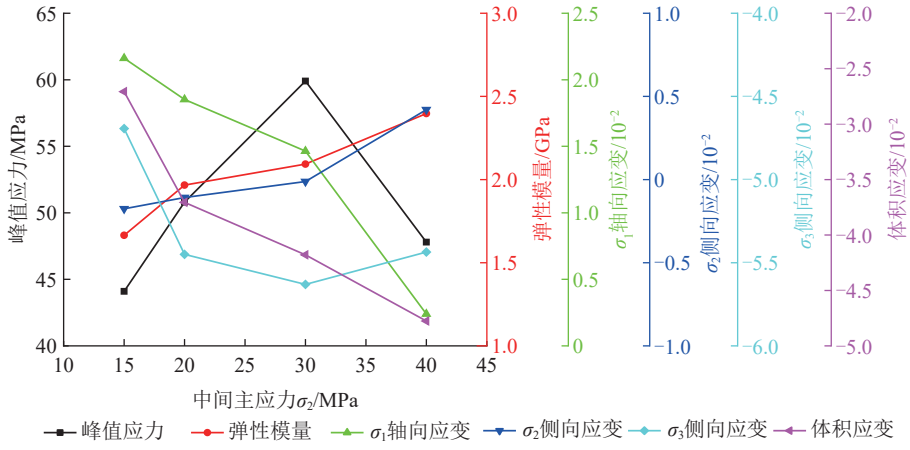


图 18　巷帮浅部煤体试样力学参数变化曲线

Fig.18　Change curves of mechanical parameters of roadway shallow side coal samples

抑制或延迟了试样宏观裂纹的产生, 使得试样破坏需要消耗更多的能量, 因此巷帮浅部煤体试样峰值应力不断提高。但是, 当 σ_2 围压较大时, 其产生的约束作用持续变强, 这加速了巷帮浅部煤体试样内部微裂纹在自由面方向的产生和扩展, 导致裂纹数量逐渐变多。同时试样片状劈裂破坏现象加深, 耗能能力减弱。因此, 峰值应力逐渐降低。② σ_2 从 15 MPa 增大到 40 MPa 时, 弹性模量从 1.67 GPa 增大到 2.40 GPa, 随着 σ_2 围压的增加, 试样弹性模量呈持续增加趋势; ③ 随着 σ_2 围压的增加, 整体体积应变大致呈减小的趋势, 其中, σ_1 轴向应变随 σ_2 围压的增加而逐渐减小, σ_2 侧向应变随 σ_2 围压的增加而逐渐增大, σ_3 侧向应变随 σ_2 围压的增加而呈先减小后增大的趋势。

为了确定上述试验结果在应力平面的轨迹特性和常用强度准则的适用性, 对巷帮深部煤体试样的强度进行拟合, 对比强度准则的适用性, 结果见表 5。将

试验数据与几种强度准则进行对比分析，如图 19 所示。由图可知，在不同围岩条件下巷帮浅部煤体破坏失稳试验中，试样强度随中主应力的增加而变化，各强度准则预测的强度也存在较大差异。

表 5 巷帮浅部煤体试样强度拟合关系

Table 5 Strength fitting relationship of roadway shallow side coal samples

强度准则	函数关系式	相关系数R^2
Mises准则	$\sqrt{J_2'}=44.777\,9$	—
Drucker-Prager准则	$\sqrt{J_2'}=0.3061J_1+21.208$	0.700 6
Griffith准则	$(\sigma_1-\sigma_3)^2=6.465\,7[8(\sigma_1+\sigma_3)]$	0.739 4
Mogi-Coulomb准则	$\tau_{oct}=0.772\,2\sigma_{m,2}+5.589\,3$	0.948 9

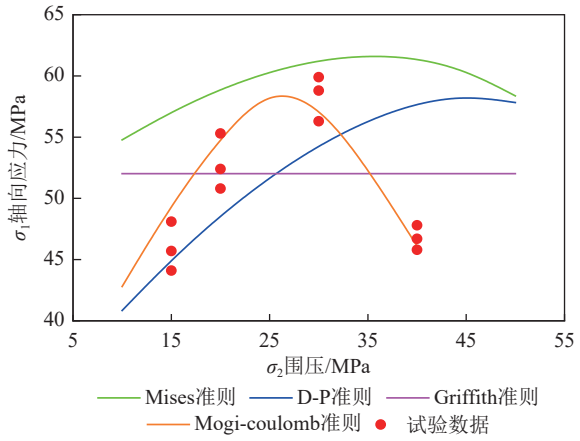


图 19 几种强度准则与巷帮浅部煤体试验结果对比

Fig.19 Comparison of several strength criteria and test results of roadway shallow side coal samples

根据几种强度准则与巷帮浅部煤体试验结果对比结果得到，巷帮浅部煤体试样的强度同样更加符合 Mogi-Coulomb 强度准则，相关性达到了 0.948 9，选取试验数据得到巷帮深部煤体试样在 Mogi-Coulomb 准则对应屈服面上的位置如图 20 所示。最终根据拟合参数反算出巷帮深部煤体对应的黏聚力及内摩擦角分别为 4.40 MPa、50.55°。结合对巷帮浅部煤体试样破坏形态的分析可知，巷帮浅部煤体试样呈现张拉−剪切耦合破坏的形式，裂纹呈现较大破裂角发育特征。Mogi-Coulomb 准则作为剪切强度准则，拟合得到巷帮浅部煤体试样的内摩擦角显著大于巷帮深部煤体试样，这与内摩擦角和试样破裂角的关系相一致[33]，因此说明了巷帮浅部煤体试样出现了一定的张拉破坏。

2.3.2 巷帮浅部煤体试样破坏形态及试验现象描述

图 21、表 6 分别为不同围压条件下巷帮浅部煤体试样的破坏形态和破坏现象描述。从图 21 中可以

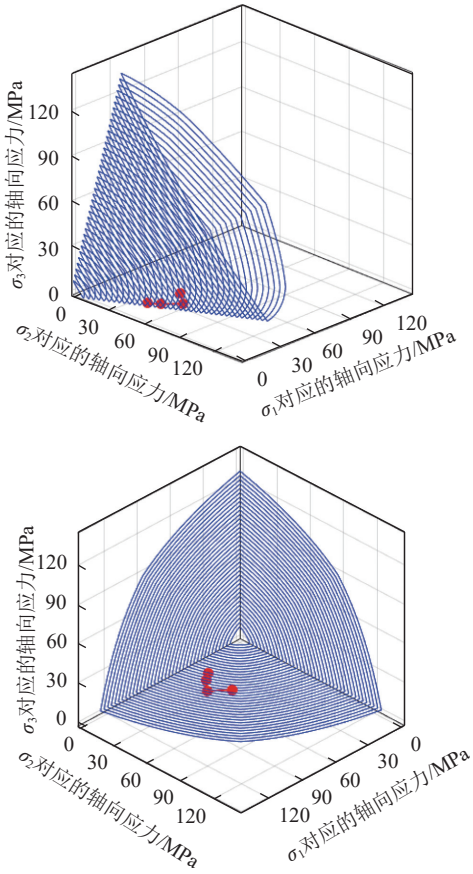


图 20 巷帮浅部煤体试样在 Mogi-Coulomb 准则对应屈服面上的位置

Fig.20 Position of the roadway shallow side coal samples on the yield surface corresponding to the Mogi-Coulomb criterion

看出，巷帮浅部煤体试样多呈现张拉−剪切耦合破坏的形式，且随着 σ_2 围压的不断增大，巷帮浅部煤体试样裂纹在自由面方向产生和扩展，导致裂纹数量逐渐变多，同时巷帮浅部煤体试样在自由面侧逐渐呈现层状劈裂破坏，试样整体裂纹呈现较大破裂角发育特征，且裂纹数目、高度、宽度等均不相同，部分巷帮浅部煤体试样出现剥落、崩出现象。而随着 σ_2 围压的不断增大，剪切破坏特征越不明显，σ_2=40 MPa 时，巷帮浅部煤体试样整体破坏结构呈垂直或近垂直裂纹。

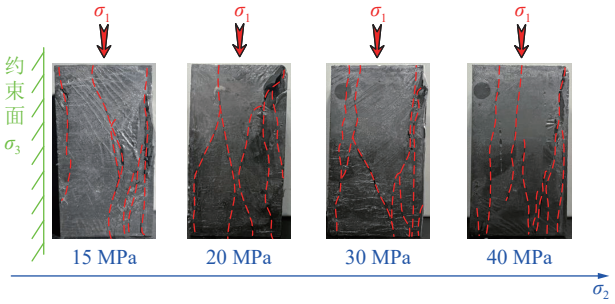


图 21 不同 σ_2 下巷帮浅部煤体试样破坏形态

Fig.21 Failure mode of roadway shallow side coal samples under different σ_2

表 6　巷帮浅部煤体试样破坏试验现象描述

Table 6　Description of faiure phenomena of roadway shallow side coal samples

试验方案	围压/MPa		破坏形态	是否有响声	其他现象
	σ_2	σ_3			
C-HQ-I	15	10	张拉−剪切耦合破坏，自由面呈现显著的层状劈裂破坏形态，部分试样出现剥落、崩出现象	较小声响	绝大部分破裂面较为粗糙，局部含少许煤粉，并且自由面有厚度2～3 mm的煤体挤出
C-HQ-II	20	10			
C-HQ-Ⅲ	30	10		较大声响	
C-HQ-Ⅳ	40	10			

从表 6 中可知, 在低 σ_2 围压及高 σ_2 围压条件下, 巷帮浅部煤体试样破坏时均发出声响, 并伴随靠近自由面区域有厚度 2～3 mm 的煤体挤出, 表明巷帮浅部煤体试样破坏时也释放了较多能量。且高 σ_2 围压条件下巷帮浅部煤体试样破坏时发出较大声响, 结合前面变形特征的试验结果, 可进一步得出这一结论: 一定程度上增加 σ_2 围压不仅不能减弱巷帮浅部煤体冲击性, 反而增加了巷帮浅部煤体破坏时释放的能量, 促进了巷帮浅部煤体的破坏失稳。

2.3.3　巷帮浅部煤体试样声发射演化规律

图 22 为不同围压条件下巷帮浅部煤体试样的声发射演化规律。从图 22 可以看出, 不同围压条件下巷帮浅部煤体试样的声发射演化过程中, 根据声发射特征基本也可将声发射演化过程划分为 3 个区间, 即平稳区间、活跃区间和爆发区间, 但在各阶段的声发射特征具有明显区别。不同 σ_2 围压条件下, 巷帮浅部煤体试样平稳区间持续时间均在 10 s 以内, 并且 σ_2 围压为 15、20、30 MPa 时, 活跃区间和爆发区间持续时间分别为 220 ～260、10 ～40 s, 而 σ_2 围压为 40 MPa 时, 活跃区间和爆发区间持续时间分别为 28、20 s。可见 σ_2 围压较小时, 爆发区间持续时间较长, 且随着 σ_2 围压的增加, 声发射爆发区间愈发不明显。进一步还可发现, 声发射累计数随 σ_2 围压的增加而减少, 如 σ_2 围压从 15 MPa 增大到 40 MPa 时, 声发射累计数从 1.103×10^6 减少到 6.13×10^5。随着 σ_2 围压的增加, 声发射数目循序渐进增长, 具有连续性。上述声发射特征表明, 巷帮浅部煤体试样的起裂及损伤累积时间较早, 试样积聚及突然释放能量较小。

2.4　不同应力类型煤岩组合结构破坏失稳试验结果对比分析

2.1～2.3 节论述了 3 种不同应力类型的煤岩组合体及煤体破坏失稳试验结果, 通过以上分析可知不同

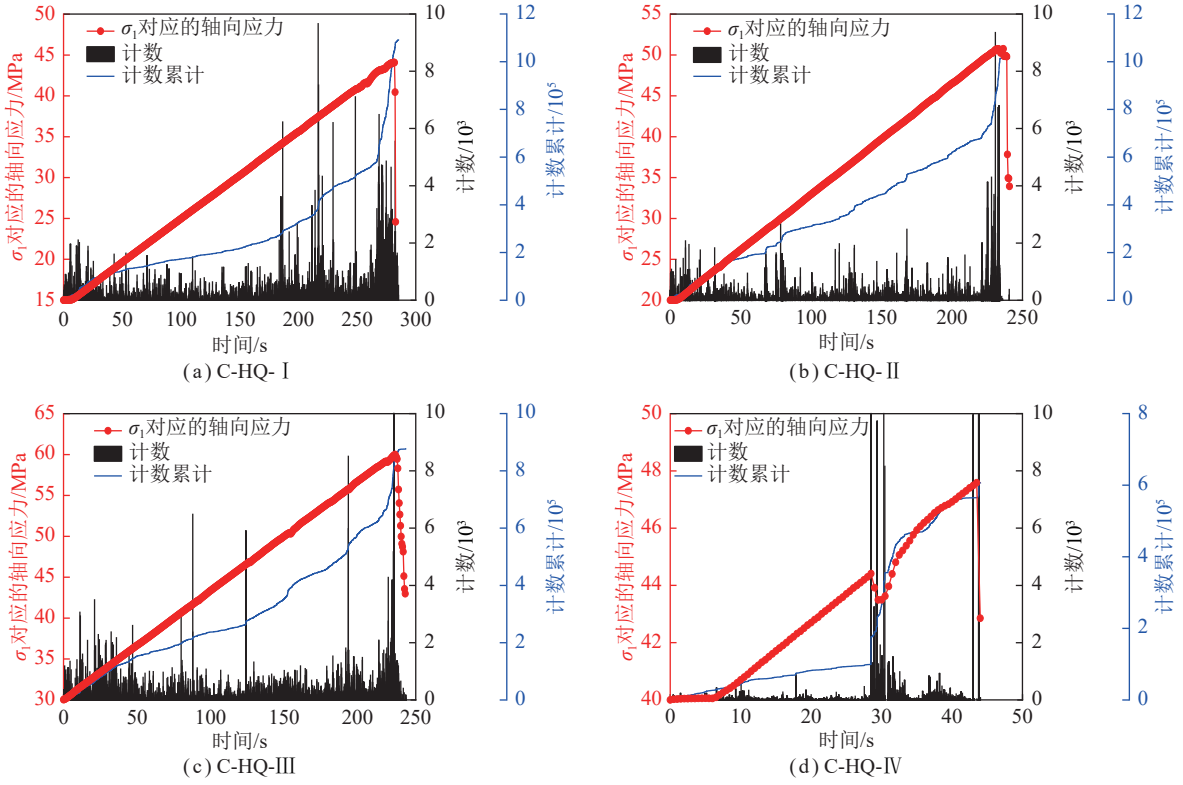


图 22　巷帮浅部煤体试样声发射演化规律

Fig.22　Acoustic emission evolution of roadway shallow side coal samples

应力类型的煤体力学特性具有显著差异，即使是相同应力类型煤体，围压大小不同，其力学特性也有很大不同，而这些力学特性的差别将会对巷帮煤体破坏失稳产生不同影响。因此，下面将根据上述试样结果分析对比不同应力类型煤体破坏失稳特征。

2.4.1 变形及强度特征

从图 7、图 11 和图 17 中不同应力类型的试样在不同围压下的应力−应变曲线可以看出，不同应力类型的试样均经历了裂纹压密、弹性变形、裂纹发育及峰后破坏 4 个阶段，随着 σ_2 围压的不断增大，压密阶段均会逐渐缩短直至几乎消失，这与试样材料中含有的原生缺陷及裂纹有关。但是不同 σ_2 围压条件下试样在应力峰值区均产生明显的应力波动现象，巷帮浅部煤体试样和高 σ_2 围压条件下的巷帮煤岩组合体试样在峰值应力后均产生应力快速跌落现象，脆性破坏与冲击性较强，巷帮深部煤体试样和低 σ_2 围压条件下的巷帮煤岩组合体试样在峰值应力后均未产生这些现象。这与不同应力类型试样的应力路径和结构差异有着密切关系，不同应力类型试样的受力不同致使其峰值应力、破坏形态及破坏时释放的能量均不相同。

图 23 为不同围压条件下不同应力类型试样基本力学参数对比。从图 23 可以看出：随着 σ_2 围压的不断增大，不同应力类型试样峰值应力均随 σ_2 围压增大而呈现先增大后减小的趋势。对于巷帮深部煤体试样和巷帮浅部煤体试样，σ_2 围压较小时，σ_1 轴向应变随着 σ_2 围压增大而减小，限制了试样内部微裂纹的扩展和侧向变形的产生，造成在低 σ_2 围压条件下试样内部可能发生破坏的微结构单元仍处于弹性状态，而这些结构单元破坏就会需要更大的轴向应力，故试样峰值强度随 σ_2 围压增大而增大；而当 σ_2 围压增大于某一临界值时，在施加 σ_2 围压及 σ_1 轴压过程中，会造成试样内部强度较低的微结构单元产生破坏，形成较多微裂纹，此时不需要更大的 σ_1 轴向应力，试样内部就会产生宏观破坏，如 σ_2 围压为 40、50 MPa 时的巷帮深部煤体试样内部开始产生宏观破坏时，即裂纹不稳定发育阶段开始时的应力分别约为 100、93 MPa，σ_2 围压为 30、40 MPa 时的巷帮浅部煤体试样内部开始产生宏观破坏时的应力分别约为 47、42 MPa，故试样峰值强度随 σ_2 围压增大而而减小。但巷帮浅部煤体试样由于单面临空，高 σ_2 围压产生的约束作用持续变强，会加速巷帮浅部煤体试样内部微裂纹在自由面方向的产生和扩展，导致裂纹数量逐渐变多，其峰值强度增长的临界值会略低。对于巷帮煤岩组合体试样，σ_3 施加应力由 σ_3 方向加载侧向 σ_3 方向临空侧衰减，

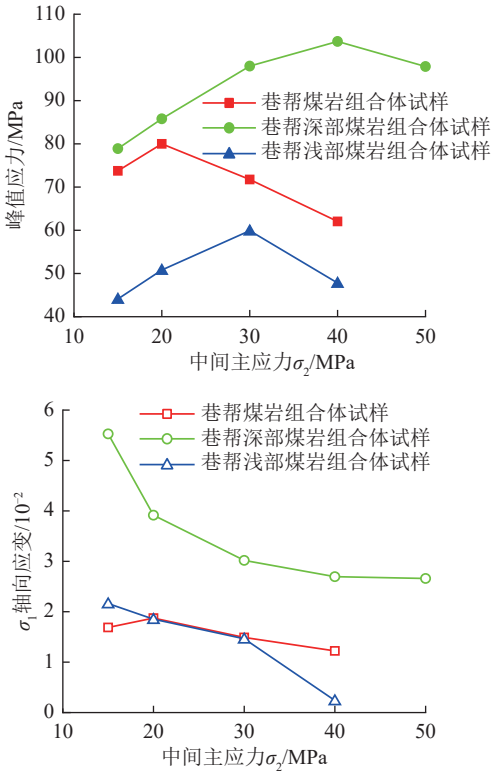


图 23 不同围压条件下不同应力类型试样基本力学参数对比

Fig.23 Comparison of basic mechanical parameters of different types of samples under different confining pressures

σ_2 围压较小时，σ_3 方向加载侧施加应力与 σ_2 围压相近，其峰值强度趋近于巷帮深部煤体试样，σ_2 围压较大时，其峰值强度趋近于巷帮浅部煤体试样。而巷帮煤岩组合体试样 σ_1 轴向应变整体更倾向于巷帮浅部煤体试样。

2.4.2 破坏特征及机制

通过前面不同围压条件下不同应力类型试样的宏观破坏形态分析可知，不同应力类型试样具有如下破坏特征：巷帮浅部煤体试样从剪切破坏到拉张破坏过度，整体以张拉−剪切耦合破坏为主，而巷帮深部煤体试样以剪切破坏为主；对于巷帮煤岩组合体试样，靠近 σ_3 方向加载侧以剪切破坏为主，靠近 σ_3 方向临空侧以张拉−剪切耦合破坏为主，且靠近 σ_3 方向临空侧煤体形成层状破坏结构，但是该结构中垂直或近垂直裂纹的数目、长度、宽度等几何形态参数不一。

进一步结合不同围压条件下的不同应力类型煤体试样变形及强度特征分析，如图 24 所示，可以判定不同围压条件下不同应力类型煤体试样破坏机制为：巷帮浅部煤体试样主要受张拉−剪切耦合机制控制；巷帮深部煤体试样主要受剪切机制控制；巷帮煤岩组合体试样靠近约束面、自由面区域分别受剪切、张拉−剪切耦合机制控制。

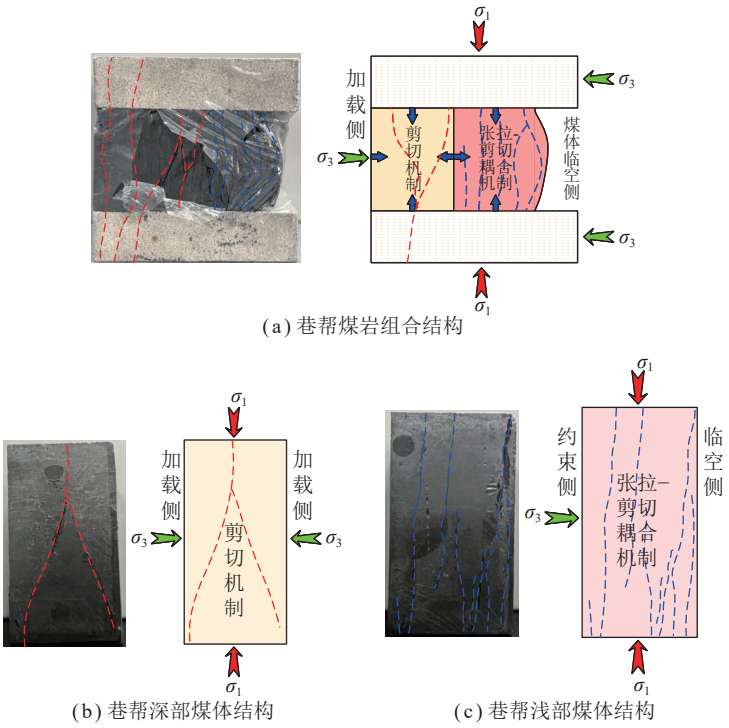


图 24　不同围压条件下不同应力类型试样破坏机制

Fig.24　Failure mechanism of different types of samples under different confining pressures

2.4.3　声发射演化规律

表 7 为不同围压条件下不同类型试样变形破坏过程中的声发射特征统计。

从表 7 中可以看出, 不同围压条件下不同类型试样的声发射演化过程均可划分为平稳区间、活跃区间和爆发区间 3 个阶段, 且不同应力类型试样对声发射演化特征或声发射数等指标影响程度有所不同。随着 σ_2 方向应力的增加, 不同应力类型试样声发射累计数均有所减少, 相对于巷帮煤岩组合体试样与巷帮深部煤体试样, 巷帮浅部煤体试样声发射演化过程几乎没有平稳区间持续时间, 且声发射数目循序渐进增长, 具有连续性。该现象说明 2 个问题: 巷帮浅部煤体试样会促进层裂体提前进入损伤累积期, 更容易破坏失稳, 并且其破坏失稳的前兆信息更加难以捕捉。

表 7　不同应力类型试样的声发射特征统计

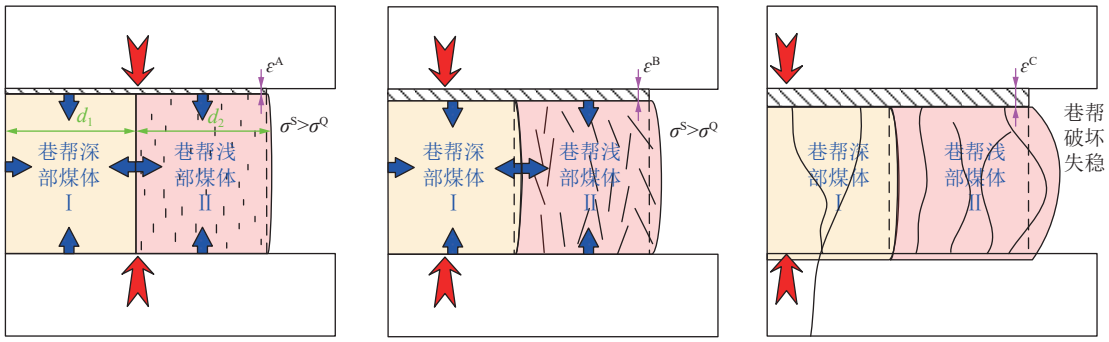
Table 7　Statistics of acoustic emission characteristics of different types of samples

试样类型	围压/MPa		平稳区间	活跃区间	爆发区间	其他信息
	σ_2	σ_3				
巷帮煤岩组合体试样	15	10	少量或无声发射事件	声发射数缓慢增加	声发射数急剧增加，峰值较多	
	20	10				
	30	10				
	40	10				
巷帮深部煤体试样	15	10	少量或无声发射事件	声发射数缓慢增加	声发射数急剧增加，峰值较少但峰值较大	声发射累计计数随着σ_2围压的增加而减少
	20	10				
	30	10				
	40	10				
	50	10				
巷帮浅部煤体试样	15	10	几乎无平稳区间	声发射数缓慢增加，偶尔出现峰值	相对于活跃区间，声发射数较快增加，峰值较少	
	20	10				
	30	10				
	40	10				

3 深部巷帮煤体失稳机制及能量释放特征分析

3.1 深部巷帮煤体失稳机制分析

通过前面巷帮煤体破坏失稳试验研究可知：巷帮煤岩组合体试样峰值强度介于巷帮深部煤体试样与巷帮浅部煤体试样峰值强度之间，且其 σ_1 轴向峰值应变趋近于巷帮浅部煤体试样；同时，巷帮浅部煤体试样的承载力远低于巷帮深部煤体试样，更容易发生破坏失稳，而巷帮浅部煤体试样弹性模量也低于巷帮深部煤体试样。根据前面关于巷帮煤岩组合体试样破坏特征及机制的分析，可将深部巷帮煤体分为巷帮深部煤体Ⅰ与浅部煤体Ⅱ，巷帮深部煤体Ⅰ处于三轴压缩状态，浅部煤体Ⅱ处于单侧约束双轴压缩状态，如图 25 所示，其中，d_1、d_2 分别为巷帮深部煤体Ⅰ与浅部煤体Ⅱ宽度，ε^{A}、ε^{B}、ε^{C}分别为深部巷帮煤体受载阶段、巷帮浅部裂纹发育阶段和深部巷帮煤体破坏失稳阶段煤体应变，σ^{S}、σ^{Q} 分别为巷帮深部煤体和巷帮浅部煤体应力。而鉴于巷帮深部煤体Ⅰ与浅部煤体Ⅱ的破坏机制与承载力的不同，则对于深部巷帮煤体整体而言，巷帮深部煤体Ⅰ与浅部煤体Ⅱ呈现非均匀承载状态，因加载过程中煤体内部受非均匀应力场作用，巷帮深、浅部煤体间产生应力梯度差，巷帮浅部煤体Ⅱ将首先产生微裂纹，如图 25(a) 所示。随应力继续增大，巷帮浅部煤体Ⅱ裂纹发育，将产生破裂屈服，而巷帮深部煤体Ⅰ没有达到其承载极限，深部巷帮煤体整体仍然具有较好的承载能力，具体如图 25(b) 所示。与此同时，作用于巷帮深部煤体Ⅰ的应力继续增大，而作用于巷帮浅部煤体Ⅱ的应力缓慢增大或趋于稳定或减小，作用于巷帮的高集中应力开始向巷帮深部煤体Ⅰ转移，巷帮深、浅部煤体间应力梯度差持续增加。巷帮煤体整体处于非稳定动态平衡状态，在外界扰动作用下可能诱发其破坏失稳，具体如图 25(c) 所示。



(a) 深部巷帮煤体受载　(b) 巷帮浅部裂纹发育　(c) 深部巷帮煤体破坏失稳

图 25　深部巷帮煤体破坏失稳机制示意

Fig.25　Schematic diagram of failure and instability mechanism of deep roadside coal body

3.2 深部巷帮煤体能量释放分析

结合上述分析，若将深部巷帮煤体简化为巷帮浅部煤体和巷帮深部煤体两部分，根据前面巷帮深部煤体试样与巷帮浅部煤体试样试验结果，得到如图 26 所示的深部巷帮煤体结构及承载曲线。图中巷帮深部煤体处于三轴压缩状态，峰值应力为$\sigma^{\mathrm{S}}_{\max}$，而巷帮浅部煤体处于单侧约束双轴压缩状态，峰值应力为$\sigma^{\mathrm{Q}}_{\max}$。当顶底板作用于煤体的垂直应变$\varepsilon$小于巷帮浅部煤体的极限应变$\varepsilon^{\mathrm{Q0}}$，巷帮浅部煤体和巷帮深部煤体对应的应力分别为$\sigma^{\mathrm{Q}}$和$\sigma^{\mathrm{S}}$均未达到峰值强度，巷道围岩处于动态平衡状态。

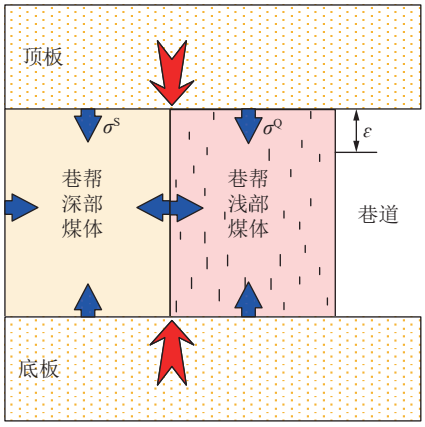
如图 27 所示，假设当顶底板作用下的巷帮煤体垂直应变ε迅速增大到巷帮深部煤体的极限应变$\varepsilon^{\mathrm{S0}}$时，巷帮浅部煤体率先发生破坏失稳，且对巷帮深部煤体水平方向上的约束力解除，巷帮深部煤体的受力状态由三向变为两向。与此同时，巷帮深部煤体受力也达到了峰值应力$\sigma^{\mathrm{S}}_{\max}$，巷帮深部煤体也发生破坏。由于巷帮深、浅部煤体破坏，对于顶底板的承载发生改变，造成顶底板产生反弹，其受力分别从σ^{R}、σ^{F}减小为$\sigma^{\mathrm{S}}_{\max}$，释放储存的部分应变能$U^{\mathrm{R}}_1$、$U^{\mathrm{F}}_1$。因此，深部巷帮煤体冲击能量$U_1$计算公式为

$$U_1 = U^{\mathrm{Q}}_1 + U^{\mathrm{S}}_1 + U^{\mathrm{R}}_1 + U^{\mathrm{F}}_1 - U^{\mathrm{Q}}_2 - U^{\mathrm{S}}_2 \tag{16}$$

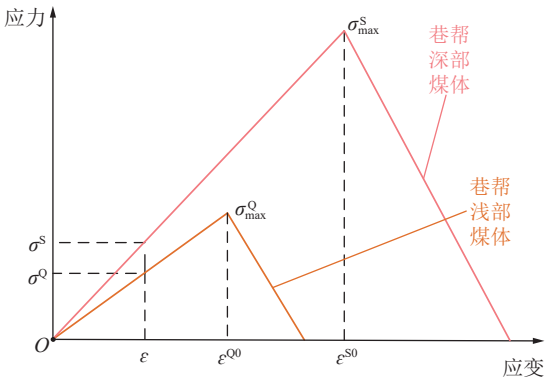
式中，U^{Q}_1为巷帮浅部煤体积聚的能量；U^{S}_1为巷帮深部煤体积聚的能量；U^{R}_1为顶板释放的能量；U^{F}_1为底板释放的能量；U^{Q}_2为巷帮浅部煤体消耗的能量；U^{S}_2为巷帮深部煤体消耗的能量。

根据能量理论，处于三向应力平衡状态的煤岩体所释放的弹性能大于煤岩体破坏所消耗的能量时，才会使破坏的煤岩体获得动能而形成冲击。因此，可根据深部巷帮煤体能量释放分析得到其冲击失稳能量判据，即

$$U_1 = U^{\mathrm{Q}}_1 + U^{\mathrm{S}}_1 + U^{\mathrm{R}}_1 + U^{\mathrm{F}}_1 - U^{\mathrm{Q}}_2 - U^{\mathrm{S}}_2 > 0 \tag{17}$$



(a) 深部巷帮煤体结构



(b) 深部巷帮煤体承载曲线

图 26　深部巷帮煤体结构及承载曲线示意

Fig.26　Schematic diagram of coal body structure and bearing curves of deep roadside

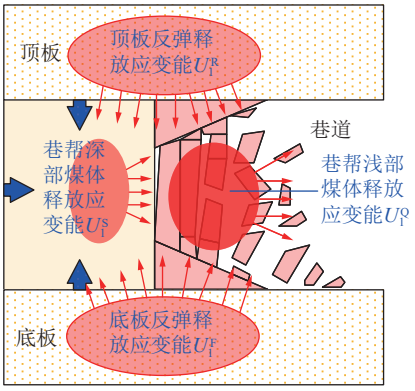
进一步可将式 (17) 转化为

$$U_1^Q + U_1^S + U_1^R + U_1^F > U_2^Q + U_2^S \tag{18}$$

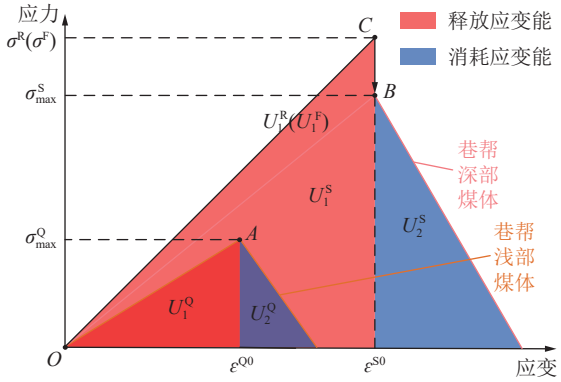
假设巷帮浅部煤体、巷帮深部煤体和顶底板的峰前加载及峰后卸载均为弹性的, 按单位体积能量计算, 建立空间笛卡尔直角坐标系, 假定应力分量与变形分量均同时按照同样比例增加到最后大小, 将每一应力分量的应变能密度相叠加, 从而得到全部深部巷帮煤体应变能密度u_ε表达式为

$$u_\varepsilon = \frac{1}{2}(\sigma_x\varepsilon_x + \sigma_y\varepsilon_y + \sigma_z\varepsilon_z + \tau_{xy}\gamma_{xy} + \tau_{xz}\gamma_{xz} + \tau_{yz}\gamma_{yz}) \tag{19}$$

式中, σ_x、σ_y、σ_z 分别为空间笛卡尔直角坐标系中 x、y、z 方向正应力; ε_x、ε_y、ε_z 分别为空间笛卡尔直角坐标系中 x、y、z 方向应变; τ_{xy}、γ_{xy} 分别为空间笛卡尔直角坐标系中 x 面 y 方向剪应力和剪应变; τ_{xz}、γ_{xz} 分别为空间笛卡尔直角坐标系中 x 面 z 方向剪应力和剪应变; τ_{yz}、γ_{yz} 分别为空间笛卡尔直角坐标系中 y 面 z 方向剪应力和剪应变。



(a) 深部巷帮煤体动力失稳



(b) 深部巷帮煤体承载曲线

图 27　深部巷帮煤体能量释放机制示意

Fig.27　Schematic diagram of energy release mechanism of deep roadside coal body

利用物理方程, 将变形分量用应力分量表示

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \dfrac{1}{E}[\sigma_x + \mu(\sigma_y + \sigma_z)] \\ \varepsilon_y = \dfrac{1}{E}[\sigma_y + \mu(\sigma_x + \sigma_z)] \\ \varepsilon_z = \dfrac{1}{E}[\sigma_z + \mu(\sigma_x + \sigma_y)] \\ \gamma_{xy} = \dfrac{2(1+\mu)}{E}\tau_{xy} \\ \gamma_{xz} = \dfrac{2(1+\mu)}{E}\tau_{xz} \\ \gamma_{yz} = \dfrac{2(1+\mu)}{E}\tau_{yz} \end{cases} \tag{20}$$

式中, E 为弹性模量; μ 为泊松比。

结合三向应力状态, 按照 3 个主应力进行简化, 则深部巷帮煤体冲击失稳判据中各部分能量密度计算式为

$$u_1^Q = \frac{1}{2E_1^Q}\left[(\sigma_x^Q)^2 + (\sigma_y^Q)^2 + (\sigma_z^Q)^2\right] - \frac{\mu}{E_1^Q}(\sigma_x^Q\sigma_y^Q + \sigma_x^Q\sigma_z^Q + \sigma_y^Q\sigma_z^Q) + \frac{1+\mu}{E_1^Q}\left[(\tau_{xy}^Q)^2 + (\tau_{xz}^Q)^2 + (\tau_{yz}^Q)^2\right] \tag{21}$$

$$u_1^{\mathrm{S}}=\frac{1}{2E_1^{\mathrm{S}}}\left[\left(\sigma_x^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\sigma_y^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\sigma_z^{\mathrm{S}}\right)^2\right]-\frac{\mu}{E_1^{\mathrm{S}}}\left(\sigma_x^{\mathrm{S}}\sigma_y^{\mathrm{S}}+\sigma_x^{\mathrm{S}}\sigma_z^{\mathrm{S}}+\sigma_y^{\mathrm{S}}\sigma_z^{\mathrm{S}}\right)+\frac{1+\mu}{E_1^{\mathrm{S}}}\left[\left(\tau_{xy}^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\tau_{xz}^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\tau_{yz}^{\mathrm{S}}\right)^2\right] \tag{22}$$

$$u_1^{\mathrm{R}}=\frac{1}{2E_1^{\mathrm{R}}}\left[\left(\sigma_x^{\mathrm{R}}\right)^2+\left(\sigma_y^{\mathrm{R}}\right)^2+\left(\sigma_z^{\mathrm{R}}\right)^2\right]-\frac{\mu}{E_1^{\mathrm{R}}}\left(\sigma_x^{\mathrm{R}}\sigma_y^{\mathrm{R}}+\sigma_x^{\mathrm{R}}\sigma_z^{\mathrm{R}}+\sigma_y^{\mathrm{R}}\sigma_z^{\mathrm{R}}\right)+\frac{1+\mu}{E_1^{\mathrm{R}}}\left[\left(\tau_{xy}^{\mathrm{R}}\right)^2+\left(\tau_{xz}^{\mathrm{R}}\right)^2+\left(\tau_{yz}^{\mathrm{R}}\right)^2\right] \tag{23}$$

$$u_1^{\mathrm{F}}=\frac{1}{2E_1^{\mathrm{F}}}\left[\left(\sigma_x^{\mathrm{F}}\right)^2+\left(\sigma_y^{\mathrm{F}}\right)^2+\left(\sigma_z^{\mathrm{F}}\right)^2\right]-\frac{\mu}{E_1^{\mathrm{F}}}\left(\sigma_x^{\mathrm{F}}\sigma_y^{\mathrm{F}}+\sigma_x^{\mathrm{F}}\sigma_z^{\mathrm{F}}+\sigma_y^{\mathrm{F}}\sigma_z^{\mathrm{F}}\right)+\frac{1+\mu}{E_1^{\mathrm{F}}}\left[\left(\tau_{xy}^{\mathrm{F}}\right)^2+\left(\tau_{xz}^{\mathrm{F}}\right)^2+\left(\tau_{yz}^{\mathrm{F}}\right)^2\right] \tag{24}$$

$$u_2^{\mathrm{Q}}=\frac{1}{2E_2^{\mathrm{Q}}}\left[\left(\sigma_x^{\mathrm{Q}}\right)^2+\left(\sigma_y^{\mathrm{Q}}\right)^2+\left(\sigma_z^{\mathrm{Q}}\right)^2\right]-\frac{\mu}{E_2^{\mathrm{Q}}}\left(\sigma_x^{\mathrm{Q}}\sigma_y^{\mathrm{Q}}+\sigma_x^{\mathrm{Q}}\sigma_z^{\mathrm{Q}}+\sigma_y^{\mathrm{Q}}\sigma_z^{\mathrm{Q}}\right)+\frac{1+\mu}{E_2^{\mathrm{Q}}}\left[\left(\tau_{xy}^{\mathrm{Q}}\right)^2+\left(\tau_{xz}^{\mathrm{Q}}\right)^2+\left(\tau_{yz}^{\mathrm{Q}}\right)^2\right] \tag{25}$$

$$u_2^{\mathrm{S}}=\frac{1}{2E_2^{\mathrm{S}}}\left[\left(\sigma_x^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\sigma_y^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\sigma_z^{\mathrm{S}}\right)^2\right]-\frac{\mu}{E_2^{\mathrm{S}}}\left(\sigma_x^{\mathrm{S}}\sigma_y^{\mathrm{S}}+\sigma_x^{\mathrm{S}}\sigma_z^{\mathrm{S}}+\sigma_y^{\mathrm{S}}\sigma_z^{\mathrm{S}}\right)+\frac{1+\mu}{E_2^{\mathrm{S}}}\left[\left(\tau_{xy}^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\tau_{xz}^{\mathrm{S}}\right)^2+\left(\tau_{yz}^{\mathrm{S}}\right)^2\right] \tag{26}$$

式中，E_1^{Q}为巷帮浅部煤体的峰前弹性模量；E_1^{S}为巷帮深部煤体的峰前弹性模量；E_1^{R}为顶板的峰前弹性模量；E_1^{F}为底板的峰前弹性模量；E_2^{Q}为巷帮浅部煤体的峰后弹性模量；E_2^{S}为巷帮深部煤体的峰后弹性模量。

根据深部巷道实际情况，深部巷帮煤体是否发生冲击还与煤层厚度 h_{M}、顶板厚度 h_{R}、底板厚度 h_{F}、煤体及顶底板宽度 a_2、巷帮浅部煤体长度 b_2、巷帮深部煤体长度 $(c-b)$、提供能量顶板长度 d_{R}、提供能量底板长度 d_{F} 有关，结合式 (21)～(26) 计算的单位体积能量，将深部巷帮煤体积聚的能量与消耗的能量比值定义为 K，得到

$$K=\frac{\int_0^{h_{\mathrm{M}}}\int_0^{a_2}\int_0^{b_2}f\left(u_1^{\mathrm{Q}}\right)\mathrm{d}x\mathrm{d}y\mathrm{d}z+\int_0^{h_{\mathrm{M}}}\int_0^{a_2}\int_{b_2}^{c}f\left(u_1^{\mathrm{S}}\right)\mathrm{d}x\mathrm{d}y\mathrm{d}z+\int_0^{h_{\mathrm{R}}}\int_0^{a_2}\int_0^{d_{\mathrm{R}}}f\left(u_1^{\mathrm{R}}\right)\mathrm{d}x\mathrm{d}y\mathrm{d}z+\int_0^{h_{\mathrm{F}}}\int_0^{a_2}\int_0^{d_{\mathrm{F}}}f\left(u_1^{\mathrm{F}}\right)\mathrm{d}x\mathrm{d}y\mathrm{d}z}{\int_0^{h_{\mathrm{M}}}\int_0^{a_2}\int_0^{b_2}f\left(u_2^{\mathrm{Q}}\right)\mathrm{d}x\mathrm{d}y\mathrm{d}z+\int_0^{h_{\mathrm{M}}}\int_0^{a_2}\int_{b_2}^{c}f\left(u_2^{\mathrm{S}}\right)\mathrm{d}x\mathrm{d}y\mathrm{d}z} \tag{27}$$

根据 K 的取值即可判断深部巷帮煤体冲击失稳是否发生：

$$\begin{cases}K<1 & \text{不可能发生冲击失稳}\\ K\geqslant 1 & \text{可能发生冲击失稳}\end{cases} \tag{28}$$

4 结 论

(1) 不同应力类型煤体试样在加载过程中均经历了裂纹压密、弹性变形、裂纹发育及峰后破坏 4 个阶段，且随着 σ_2 围压的不断增大，压密阶段均会逐渐缩短直至几乎消失，不同应力类型煤体试样峰值应力均随 σ_2 围压的增大而呈现先增大后减小的趋势。不同应力类型的煤体试样受应力环境及结构差异的影响，巷帮浅部煤体试样和高 σ_2 围压条件下的巷帮煤岩组合体试样在峰值应力后均产生应力快速跌落现象，脆性破坏与冲击性较强。

(2) 从宏观破坏形态来看，巷帮浅部煤体试样以张拉−剪切耦合破坏为主，而巷帮深部煤体试样以剪切破坏为主；对于巷帮煤岩组合体试样，靠近 σ_3 方向加载侧以剪切破坏为主，靠近 σ_3 方向临空侧以张拉 - 剪切耦合破坏为主。结合试样变形及强度特征分析可以判定不同围压条件下不同应力类型煤体试样破坏机制：巷帮浅部煤体试样主要受张拉 - 剪切耦合机制控制；巷帮深部煤体试样主要受剪切机制控制；巷帮煤岩组合体试样靠近约束面、自由面区域分别受剪切、张拉−剪切耦合机制控制。

(3) 不同应力类型煤体试样的声发射演化过程均可划分为平稳区间、活跃区间和爆发区间 3 个阶段，且不同应力类型煤体试样对声发射演化特征或声发射数等指标影响程度有所不同。随着 σ_2 围压增加，不同应力类型煤体试样声发射累计数均有所减少，相对于巷帮煤岩组合体试样与巷帮深部煤体试样，巷帮浅部煤体试样声发射演化过程几乎没有平稳区间持续时间，且声发射数目循序渐进增长，具有连续性。

(4) 基于巷道煤帮冲击能量释放的来源，建立了深部巷帮煤体失稳模型，揭示了深部巷帮煤体失稳机制，提出了深部巷帮煤体是否发生冲击失稳的能量判据，给出了相应的冲击能计算公式，以及公式中各能量的计算方法。

参考文献(References)：

[1] 窦林名，何江，曹安业，等. 煤矿冲击矿压动静载叠加原理及其防治[J]. 煤炭学报，2015，40(7)：1469−1476.
DOU Linming, HE Jiang, CAO Anye, et al. Rock burst prevention methods based on theory of dynamic and static combined load induced in coal mine[J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(7): 1469−1476.

[2] 王桂峰，窦林名，蔡武，等. 冲击地压的不稳定能量触发机制研究[J]. 中国矿业大学学报，2018，47(1)：190−196.
WANG Guifeng, DOU Linming, CAI Wu, et al. Unstable energy triggering mechanism of rock burst[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2018, 47(1): 190−196.

[3] 吕祥锋. 刚—柔耦合支护防治冲击地压机理研究[D]. 阜新：辽宁工程技术大学，2012.

LYU Xiangfeng. Study on mechanism of rigid-flexible coupling support for preventing rock burst[D]. Fuxin: Liaoning Technical University, 2012.

[4] 刘学生, 谭云亮, 宁建国, 等. 采动支承压力引起应变型冲击地压能量判据研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(10): 2929−2936.
LIU Xuesheng, TAN Yunliang, NING Jianguo, et al. Energy criterion of abutment pressure induced strain-mode rockburst[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(10): 2929−2936.

[5] XUE J H, DU X H, MA Q, et al. Experimental study on law of limit storage energy of rock under different confining pressures[J]. Arabian Journal of Geosciences, 2021, 14(1): 62.

[6] HE B G, ZELIG R, HATZOR Y H, et al. Rockburst generation in discontinuous rock masses[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2016, 49(10): 4103−4124.

[7] 窦林名, 姜耀东, 曹安业, 等. 煤矿冲击矿压动静载的“应力场−震动波场”监测预警技术[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(4): 803−811.
DOU Linming, JIANG Yaodong, CAO Anye, et al. Monitoring and pre-warning of rockburst hazard with technology of stress field and wave field in underground coalmines[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(4): 803−811.

[8] 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.

[9] 潘俊锋. 冲击地压的冲击启动机理及其应用[D]. 北京: 煤炭科学研究总院, 2016.
PAN Junfeng. Impact starting mechanism of rock burst and its application[D]. Beijing: China Coal Research Institute, 2016.

[10] 潘一山, 齐庆新, 王爱文, 等. 煤矿冲击地压巷道三级支护理论与技术[J]. 煤炭学报, 2020, 45(5): 1585−1594.
PAN Yishan, QI Qingxin, WANG Aiwen, et al. Theory and technology of three levels support in bump-prone roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(5): 1585−1594.

[11] 韦四江, 李奎, 吴怡凡, 等. 冲击地压下巷道围岩失稳机制与控制技术研究综述[J]. 中国安全科学学报, 2016, 26(9): 90−95.
WEI Sijiang, LI Kui, WU Yifan, et al. A review of instability mechanism and control technology of roadway surrounding rock under rock burst condition[J]. China Safety Science Journal, 2016, 26(9): 90−95.

[12] 宋艳芳, 潘一山, 包思远. 冲击倾向性煤体失稳破坏电荷感应问题试验研究[J]. 中国安全科学学报, 2018, 28(2): 151−157.
SONG Yanfang, PAN Yishan, BAO Siyuan. Study on electric charge induction during bump proneness coal failure process[J]. China Safety Science Journal, 2018, 28(2): 151−157.

[13] FENG G L, CHEN B R, JIANG Q, et al. Excavation-induced microseismicity and rockburst occurrence: Similarities and differences between deep parallel tunnels with alternating soft-hard strata[J]. Journal of Central South University, 2021, 28(2): 582−594.

[14] ZHANG S Z, FAN G W, JIANG S Y, et al. Dual-hazard control mechanism of burst-prone and spontaneous combustion coalface considering effect of retreat speed[J]. Energy Reports, 2021, 7: 278−288.

[15] DAI L P, PAN Y S, LI Z H, et al. Quantitative mechanism of roadway rockbursts in deep extra-thick coal seams: Theory and case histories[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2021, 111: 103861.

[16] 郑建伟. 顶板条带弱化法防治巷道冲击地压技术研究[D]. 北京: 煤炭科学研究总院, 2021.
ZHENG Jianwei. Study on roof strip weakening method to prevent roadway rockburst[D]. Beijing: China Coal Research Institute, 2021.

[17] 玄忠堂. 煤矿深部开采冲击地压巷道吸能稳构支护机理与实践[D]. 北京: 中国矿业大学 (北京), 2021.
XUAN Zhongtang. Mechanism and practice of energy-absorbing and stable structure support for rock burst roadway in deep mining of coal mine[D]. Beijing: China University of Mining & Technology−Beijing, 2021.

[18] 潘俊锋, 齐庆新, 刘少虹, 等. 我国煤炭深部开采冲击地压特征、类型及分源防控技术[J]. 煤炭学报, 2020, 45(1): 111−121.
PAN Junfeng, QI Qingxin, LIU Shaohong, et al. Characteristics, types and prevention and control technology of rock burst in deep coal mining in China[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(1): 111−121.

[19] 陈旭光. 高地应力条件下深部巷道围岩分区破裂形成机制和锚固特性研究[D]. 济南: 山东大学, 2011.
CHEN Xuguang. Study on the formation mechanism and anchoring characteristics of zoning fracture of surrounding rock in deep roadway under high geostress conditions[D]. Jinan: Shandong University, 2011.

[20] OUYANG Z H, ZHANG G H, LI Q W, et al. Study on the rock burst tendentiousness of coal under different gas pressures[J]. Arabian Journal of Geosciences, 2019, 13(1): 16.

[21] LAI X P, REN J, CUI F, et al. Study on vertical cross loading fracture of coal mass through hole based on AE-TF characteristics[J]. Applied Acoustics, 2020, 166: 107353.

[22] 陈光波, 李谭, 张国华, 等. 基于剩余能量释放速率指数的煤岩组合体冲击倾向性判定[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(6): 1366−1383.
CHEN Guangbo, LI Tan, ZHANG Guohua, et al. Determination of bursting liability of coal-rock combined body based on residual energy release rate index[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(6): 1366−1383.

[23] 杨圣奇, 田文岭, 鞠杨. 煤样剪切变形及裂纹演化特征离散元模拟研究[J]. 中国矿业大学学报, 2016, 45(6): 1148−1155.
YANG Shengqi, TIAN Wenling, JU Yang. Discrete element simulation on shear deformation and crack evolution mechanism of coal specimen[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2016, 45(6): 1148−1155.

[24] 宫凤强, 赵英杰, 王云亮, 等. 煤的冲击倾向性研究进展及冲击地压“人−煤−环”三要素机理[J]. 煤炭学报, 2022, 47(5): 1974−2010.
GONG Fengqiang, ZHAO Yingjie, WANG Yunliang, et al. Research progress of coal bursting liability indices and coal burst “Human-Coal-Environment” three elements mechanism[J]. Journal of

China Coal Society, 2022, 47(5): 1974−2010.

[25] 谭云亮, 郭伟耀, 赵同彬, 等. 深部煤巷帮部失稳诱冲机理及“卸−固”协同控制研究[J]. 煤炭学报, 2020, 45(1): 66−81.
TAN Yunliang, GUO Weiyao, ZHAO Tongbin, et al. Coal rib burst mechanism in deep roadway and “stress relief-support reinforcement” synergetic control and prevention[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(1): 66−81.

[26] 周靖人. 基于声发射和微震监测的岩石破裂演化机理研究及应用[D]. 沈阳: 东北大学, 2018.
ZHOU Jingren. Research and application of rock fracture evolution mechanism based on acoustic emission and microseismic monitoring[D]. Shenyang: Northeastern University, 2018.

[27] 杨科, 刘文杰, 马衍坤, 等. 真三轴单面临空下煤岩组合体冲击破坏特征试验研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(1): 15−27.
YANG Ke, LIU Wenjie, MA Yankun, et al. Experimental study of impact failure characteristics of coal-rock combination bodies under true triaxial loading and single face unloading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(1): 15−27.

[28] 胡建林, 孙利成, 崔宏环, 等. 修正摩尔库伦模型下的深基坑变形数值分析[J]. 辽宁工程技术大学学报 (自然科学版), 2021, 40(2): 134−140.
HU Jianlin, SUN Licheng, CUI Honghuan, et al. Numerical analysis of deep foundation pit deformation based on modified Mohr Coulomb model[J]. Journal of Liaoning Technical University (Natural Science), 2021, 40(2): 134−140.

[29] 梅瑞斌, 包立, 刘相华. 塑性力学教学中 Mises 屈服准则几何轨迹证明[J]. 力学与实践, 2022, 44(4): 955−959.
MEI Ruibin, BAO Li, LIU Xianghua. Proving of yield criterion of mises geometric shape in plastic mechanics teaching[J]. Mechanics in Engineering, 2022, 44(4): 955−959.

[30] 陈梁, 茅献彪, 李明, 等. 基于 Drucker-Prager 准则的深部巷道破裂围岩弹塑性分析[J]. 煤炭学报, 2017, 42(2): 484−491.
CHEN Liang, MAO Xianbiao, LI Ming, et al. Elastoplastic analysis of cracked surrounding rock in deep roadway based on Drucker-Prager criterion[J]. Journal of China Coal Society, 2017, 42(2): 484−491.

[31] 孟召平, 雷钧焕, 王宇恒. 基于 Griffith 强度理论的煤储层水力压裂有利区评价[J]. 煤炭学报, 2020, 45(1): 268−275.
MENG Zhaoping, LEI Junhuan, WANG Yuheng. Evaluation of favorable areas for hydraulic fracturing of coal reservoir based on Griffith strength theory[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(1): 268−275.

[32] 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, LYU 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.

[33] 谭凡, 黄斌, 饶锡保, 等. 关于三轴试验破裂角的试验论证与探讨[J]. 西北地震学报, 2011, 33(S1): 181−184.
TAN Fan, HUANG Bin, RAO Xibao, et al. Experimental proof and discuss on rupture angle of triaxial test[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2011, 33(S1): 181−184.