近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理

钟涛平[1],李振雷[1],何学秋[1],宋大钊[1],苗胜军[1],杨　伟[2],刘旭东[2]
(1. 北京科技大学 资源与安全工程学院 金属矿山开采安全与灾害防治全国重点实验室,北京　100083;2. 国家能源集团新疆能源化工有限公司 新疆煤炭开采动力灾害防治工程技术研究中心,新疆 乌鲁木齐　830027)

摘要: 近直立煤层的地质条件和开采方式与近水平、缓倾斜及倾斜煤层差异显著,其煤岩层破坏与运动特征尚未完全揭示,诱冲机理仍需进一步研究. 针对上述问题,本文综合采用案例分析、数值模拟、理论推导、现场探测与工程应用等方法,开展了近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理研究. 结果表明,在近直立煤层内,水平应力显著集中而垂直应力卸荷;采空区内,近直立岩层及巷道两帮围岩的水平应力卸荷而垂直应力变化较小,复杂应力演化下煤岩层发生沿层理裂隙的层裂破坏. 层裂破坏后,近直立顶板在自重应力驱动下发生压曲变形,并且受弹性模量、岩层宽度、开采深度等因素影响,不同顶板间的挠度差异显著,导致临空岩层形成有层次的压曲结构并破断,表现为自上而下、由表及里的倾倒垮塌破坏运动特征;近直立底板在自重应力沿倾向分力驱动下向下滑移,并在采空区中下部发生层裂压曲破断,地表发生阶梯式滑移破坏;煤层在水平压应力作用下形成水平向层裂压曲结构;近直立顶底板现场地表大地电磁法探测结果和巷道围岩探测结果验证了近直立煤岩层层裂压曲破坏特征. 近直立岩层层裂压曲破断后释放其积聚的能量,形成动载扰动并传播至工作面,动载扰动使煤层层裂压曲结构受到的轴向挤压或垂向拉作用增大,当超过其临界强度时将诱发冲击显现. 基于诱冲机理,提出了调控煤岩层层裂压曲破坏的防冲原理和方法,优化设计了防冲措施并进行现场应用,应用结果表明,工作面高能级微震事件频次降幅达 86.89%、大能量事件能量降幅 92.44%,取得较好防冲成效. 研究成果可为相似条件矿井的冲击地压防治提供指导.

关键词: 近直立煤岩层;应力特征;层裂破坏;压曲结构;冲击地压
中图分类号: TD 313　　**文献标志码:** A　　**文章编号:** 1000-1964(2026)03-0791-16

Mechanism of rockburst induced by layered cracking and buckling failure in steeply inclined coal and rock strata

ZHONG Taoping[1], LI Zhenlei[1], HE Xueqiu[1], SONG Dazhao[1],
MIAO Shengjun[1], YANG Wei[2], LIU Xudong[2]
(1. State key Laboratory of Metal Mine Mining Safety and Disaster Prevention and Control, School of Resources and Safety Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China; 2. Xinjiang Engineering Research Center for Prevention and Control of Dynamic Disasters in Coal Mining, CHN Energy Xinjiang Energy Co., Ltd., Urumqi, Xinjiang 830027, China)

Abstract: Due to the distinct geological conditions and mining methods of steeply inclined coal

收稿日期: 2025-11-22　　**修回日期:** 2026-01-16　　**DOI:** 10.13247/j.cnki.jcumt.20250533
基金项目: 国家重点研发计划项目(2024YFC3013803);国家自然科学基金项目(52327804,52374180,U24B2045)
第一作者: 钟涛平(1996—),男,江西省抚州市人,讲师/博士后. E-mail: zhongtao07@163.com
通信作者: 李振雷(1988—),男,山东省菏泽市人,教授,博士生导师. E-mail: lizhenlei@ustb.edu.cn
引用格式: 钟涛平,李振雷,何学秋,等. 近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理[J]. 中国矿业大学学报,2026,55(3):791-806.
ZHONG Taoping, LI Zhenlei, HE Xueqiu, et al. Mechanism of rockburst induced by layered cracking and buckling failure in steeply inclined coal and rock strata[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2026, 55(3): 791-806.

seams compared with nearly horizontal, gently inclined, and inclined seams, the failure and movement behavior of steeply inclined coal and rock strata, as well as the rockburst mechanism, have not been fully clarified. This study combines case analysis, numerical simulation, theoretical derivation, field detection, and engineering application to investigate the rockburst mechanism associated with layered cracking and buckling failure in steeply inclined coal and rock strata. The results show that, within the steeply inclined coal seam, horizontal stress is strongly concentrated while vertical stress is relieved. In the goaf, the steeply inclined strata and the surrounding rock on both sides of the roadway exhibit pronounced horizontal stress relief, whereas vertical stress changes only slightly. Under this complex stress evolution, layered cracking develops along bedding planes. After layered cracking, the steeply inclined roof undergoes self-weight-driven buckling deformation. Influenced by elastic modulus, layer width, and mining depth, deflection differs markedly among roof layers, causing the exposed strata to form a hierarchical buckling structure and fracture. The resulting movement is characterized by toppling and caving from top to bottom and from the surface inward. The steeply inclined floor, driven by the downslope component of self-weight, slides downward and develops layered cracking and buckling failure in the middle and lower goaf, leading to step-like sliding failure at the ground surface. In the coal seam, a horizontal layered cracking-buckling structure forms under horizontal compressive stress. Surface magnetotelluric exploration of the steeply inclined roof and floor, together with roadway surrounding-rock detection, provides evidence for these layered cracking-buckling failure characteristics. After fracture of the steeply inclined strata in the goaf, the release of accumulated energy generates dynamic disturbances that propagate to the working face. When these disturbances increase the axial compressive or vertical tensile stress acting on the coal-seam layered cracking-buckling structure beyond its critical strength, rockburst is triggered. Based on this mechanism, principles and methods for rockburst prevention and control are proposed by regulating layered cracking-buckling failure, and corresponding measures are optimized and applied in the field. After implementation, the frequency of high-energy microseismic events at the working face decreased by 86.89%, and the energy of large-energy events decreased by 92.44%, indicating effective rockburst mitigation. These results can provide guidance for rockburst prevention and control in mines with similar conditions.

Key words: steeply inclined coal and rock strata; stress characteristics; layered cracking; buckling structure; rockburst

煤炭资源在未来较长一段时间仍将发挥我国能源安全的压舱石作用[1]. 冲击地压是煤炭资源开采过程中的主要动力灾害之一,严重影响了井下人员与设备安全[2-5]. 我国西部地区具有储量丰富的近直立煤层资源,此类煤层的开采结构和应力特征等方面与近水平/缓倾斜/倾斜煤层皆表现出较大差异[6],冲击地压灾害具有一定特殊性,例如,某近直立煤层矿井在开采深度350 m时发生首次冲击地压[7]. 近直立煤层采空区内的岩层悬露长度随开采深度增大而不断增大,但其煤岩层破坏运动特征尚不明晰.

煤岩层结构破坏特征对冲击地压具有重要影响[8-9],国内外学者开展了大量关于近水平/缓倾斜/倾斜煤层的煤岩结构破坏诱冲机理的研究[10-11]. 文献[12]研究了煤层内采空区两侧工作面同采时厚硬顶板的破断结构,认为厚硬顶板破坏时释放的动载与高静载叠加诱发采空区侧工作面冲击显现. 文献[13]研究了变厚度和层间距条件下厚硬顶板断裂步距与能量积聚特征,得到了变厚度顶板初次断裂时的厚度及其周期破断时的防冲预裂高度. 文献[14]发现厚硬顶板复合关键层导致工作面应力集中程度与影响范围增大,且

其破断释放的动载更大，更易诱发冲击地压显现．文献[15]认为坚硬厚岩层破断前后形成的结构瞬变激励将诱发采场煤岩发生动力学响应，导致围岩应变能与重力势能聚集与释放，从而诱发冲击地压．文献[16]提出煤体在高静应力长期作用下发生损伤劣化，内部裂隙持续发育直至贯通，使得临界期冲击破坏强度降低，在远场弱动载作用下也可诱发冲击显现．文献[17]发现巷道层状分布底板在高水平应力挤压作用下形成层裂压曲结构，诱发临空巷道冲击显现．上述研究从宏细观角度研究了煤岩层结构对冲击地压的影响，但主要集中在一般倾斜煤层中，对近直立煤层难以完全适用．

近年来，有关近直立煤层冲击地压的研究逐渐丰富[18]．文献[19]认为近直立顶底板破裂释放能量形成的强动载扰动与煤层内水平集中应力叠加作用诱发了冲击显现．文献[20]认为近直立煤层在两侧顶底板挤压作用下形成冲击力源，提出了夹持煤体型冲击机理．文献[21-22]提出近直立顶板对煤层存在挤压作用、中间岩柱对煤层存在撬动作用，构建了压撬耦合诱冲机理．文献[23]认为近直立煤层中间岩柱存在能量异化传导，能量异常蓄积区的能量释放是诱发冲击显现的主控因素．

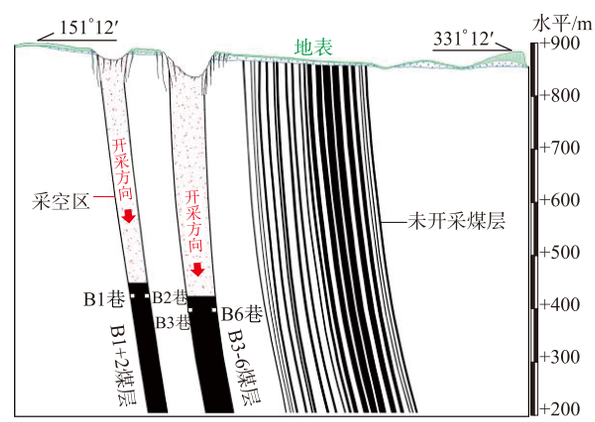
上述文献从不同层面研究了近直立煤岩层结构特征及其诱冲作用，但多针对近直立煤层浅部开采阶段．随着开采深度增大，已有成果难以完全适用于近直立煤层深部开采阶段．本文针对近直立煤岩层破坏运动特征及其诱冲机理尚不明晰的问题，开展了近直立煤岩层层裂压曲破坏特征研究，揭示了煤岩层破坏诱发冲击显现的机理，并基于诱冲机理指导矿井防冲实践，取得了较好防冲成效．研究成果可为相似条件矿井的冲击地压防治提供指导．

1　工程背景

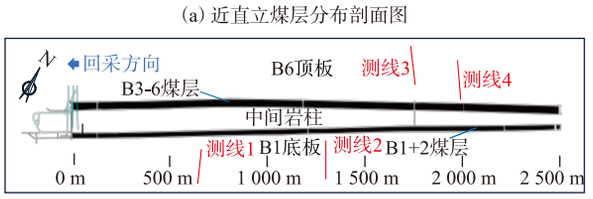
1.1　矿井概况

西部某井田位于博格达山脉区域，该区域受大陆板块运动作用地质构造特征复杂，在水平挤压力作用下矿井南采区内形成了近直立煤岩层结构，如图 1a 所示．矿井南采区主采 B1＋2 煤层和 B3-6 煤层，两煤层平均厚度分别为 37.45 和 48.87 m，煤层走向为 N58°～60°，倾角 87°～89°．两煤层间为多岩层组成的中间岩柱，为 B3-6 煤层底板和 B1＋2 煤层的顶板，宽 53～110 m．B3-6 煤层和 B1＋2 煤层顶底板内层理及煤线发育明显．

B1＋2 煤层和 B3-6 煤层的运输巷分别为 B1 巷道和 B3 巷道，回风巷分别为 B2 巷道和 B6 巷道．巷道分别沿着煤层两侧的岩层布置，与煤层走向成平行状态，如图 1b 所示．工作面采用水平分段放顶煤综放开采，开采段高为 25 m．矿井初次冲击地压显现发生在 B3-6 煤层＋500 m 水平开采期间，现阶段即将进入 B3-6 煤层＋400 m 水平开采阶段．



(a) 近直立煤层分布剖面图



(b) 煤层走向平面图

图 1　矿井近直立煤层分布

Fig. 1　Profile of steeply inclined coal seam in the mine

1.2　地应力条件

矿井南采区先后在＋475，＋450 和＋350 m 水平开展了地应力测试，测得地应力分布如表 1 所示．采区地应力场主要由水平应力主导，垂直主应力为中间主应力，应力场特征为最大水平主应力 σ_H＞垂直主应力 σ_v＞最小水平主应力 σ_h．各测点最大水平主应力方位角在 340.5°～334.0°之间．

从＋475 m 水平至＋350 m 水平，采区侧压系数平均值由 1.79 增至 1.99，表明近直立煤层受到的水平应力随开采深度增大而增大．由地应力特征和采掘结构可知，近直立煤层工作面受水平应力作用显著．

表 1 采区地应力分布

Table 1 Distribution of in-situ stress in the mining area

测点位置	埋深/m	应力类型	应力值/MPa	侧压系数	测点位置	埋深/m	应力类型	应力值/MPa	侧压系数
		σ_H	15.19				σ_H	15.43	
+475 m 测点 1	323	σ_v	14.38	1.84	+450 m 测点 4	348	σ_v	14.37	1.90
		σ_h	10.68				σ_h	9.90	
		σ_H	14.10				σ_H	23.08	
+475 m 测点 2	323	σ_v	12.32	1.74	+350 m 测点 5	467.4	σ_v	11.36	2.03
		σ_h	8.39				σ_h	10.65	
		σ_H	15.77				σ_H	22.70	
+450 m 测点 3	348	σ_v	14.52	1.78	+350 m 测点 6	467.5	σ_v	11.54	1.96
		σ_h	10.27				σ_h	10.76	

1.3 冲击地压特征

南采区在回采 B3-6 煤层+500 m～+475 m 水平期间发生了 5 次典型冲击地压事件[7]，按显现时间顺序依次编号为Ⅰ～Ⅴ，如图 2 所示.

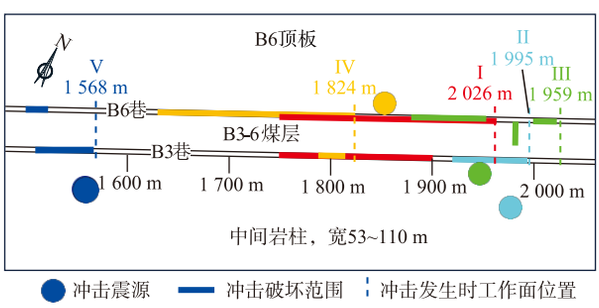


图 2 近直立煤层典型冲击震源及破坏范围分布[6]

Fig. 2 Distribution of seismic sources and damage areas of typical rockburst in steeply inclined coal seams

冲击破坏形式主要有巷道底煤鼓起、帮鼓、肩窝、顶煤下沉及网兜等. 初次冲击显现(事件Ⅰ)时，工作面埋深约 300 m，单巷冲击破坏范围可达 209 m，其余 4 次冲击地压显现的破坏范围依次为 75，155，212，75 m. 从巷道破坏形式来看，水平方向呈现出南帮侧主要破坏的特征[24]，历次冲击都伴随巷道垂向方向的煤体冲击破坏[25]. 由巷道破坏特征可知，巷道围岩尤其是煤体存在不稳定冲击结构，使其在近直立顶底板破断影响下发生冲击破坏.

5 次冲击事件中，事件Ⅰ显现时由于矿井尚未安装监测系统，未能定位其震源位置；事件Ⅱ，Ⅲ和Ⅴ的震源位于中间岩柱(B3-6 煤层底板)，事件Ⅵ的震源位于近直立顶板. 由震源分布特征可知，近直立顶底板在诱发冲击显现过程中具有重要作用.

2 近直立煤岩层采动应力特征及层裂机制

2.1 近直立煤层采动应力特征

采用文献[19]中的近直立煤层数值模型、应力边界及参数开展数值模拟研究. 近直立煤层采动应力分布如图 3 所示.

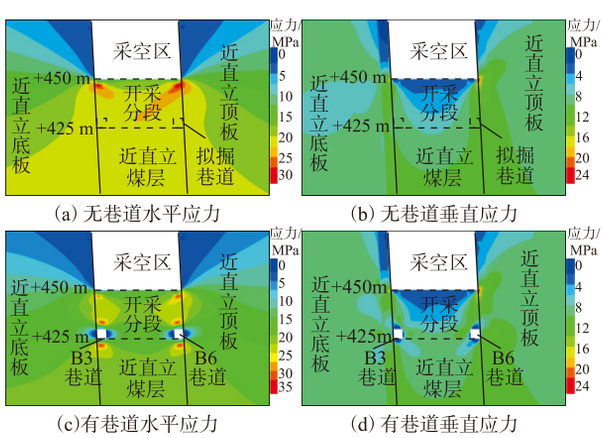


图 3 近直立煤层采动应力分布

Fig. 3 Distribution of stresses in steeply inclined coal seam

以开采+425 m 水平为例，开采后近直立煤层水平应力由原岩应力 17.1 MPa 显著增大至 30 MPa，拟掘巷道区域水平应力集中至 20.7 MPa(见图 3a)；煤层内垂直应力形成倒三角分布的卸压区，由约 8.75 MPa 的原岩应力降低至整体低于 6 MPa，但拟掘巷道区域垂直应力略有增大，约为 9.47 MPa(见图 3b). 回采巷道掘进后(见图 3c 和图 3d)，巷道垂向方向煤体附近的水平应力进一步集中至 31.3 MPa，垂直应力继续卸压至 6 MPa 以下；与此同时，巷道两侧煤岩体水平应力显著卸压，最低可降至 4 MPa 以下，垂直应力变化较小. 由上述煤层内应力演化可知，采掘过程近直立煤

层内整体表现出水平应力集中、垂直应力卸压的特点，且采动后水平应力与垂直应力之比可达3～5. 仅在巷道两帮局部区域，煤岩体呈现垂直应力较高而水平应力卸压的特征，该处垂直应力与水平应力的比值可达2以上. 总体而言，水平应力是煤体变形、能量积聚与破裂演化的主要驱动力.

+450 m水平以上采空区内近直立顶底板的应力分布表明，采空区内顶底板水平应力发生明显卸压，由原岩应力约17 MPa降至4 MPa以下. 在距采空区水平距离5 m范围内，近直立岩层垂直应力降低显著；而在水平距离超过5 m的岩层中，尤其是底板侧，垂直应力变化较小，仅降低约1 MPa. 采空区内顶底板的主导应力由水平应力逐渐转变为垂直应力. 回采后，垂直应力成为采空区岩层运动与破坏的主要驱动力.

基于上述应力特征，在近直立煤层内的最大主应力为水平应力、最小主应力为垂直应力；在采空区内顶底板及巷道两侧围岩的最大主应力为垂直应力、最小主应力为水平应力，采掘过程中近直立煤岩层发生了主应力的剧烈演化. 当围岩最大与最小主应力发生复杂演化时，可能诱发煤岩体破裂[26]. 下文将基于莫尔-库仑理论进一步分析采动应力演化过程中近直立煤岩层的层裂机制.

2.2　含层理裂隙煤岩破裂准则

定义水平应力与垂直应力的比值为侧压系数k，当$k<1$时取煤岩受到的垂直应力为最大主应力σ_1、水平应力为最小主应力σ_3，煤岩体受力形成的莫尔圆及其对应的强度曲线分布如图4所示，图中A-B为完整煤岩体的破裂面，σ_n为破裂面法向正应力，τ_n为破裂面的剪应力.

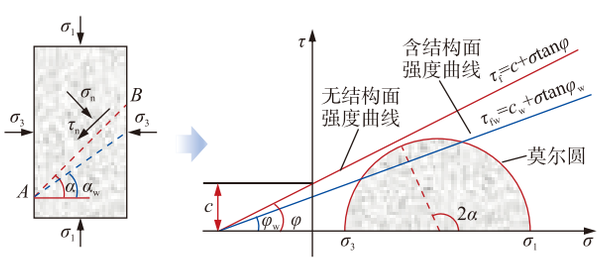


图4　莫尔-库仑强度准则

Fig. 4　Mohr-Coulomb strength criterion

无弱结构影响下煤岩破坏的剪切强度τ_f可由内聚力c、内摩擦角φ与最小主应力的夹角α及围岩受力状态等表示：

$$\tau_f=c+\left(\frac{\sigma_1+\sigma_3}{2}+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{2}\cos 2\alpha\right)\tan\varphi. \quad (1)$$

假设弱结构的内聚力为c_w、内摩擦角为φ_w、最小主应力的夹角为α_w. 一般地，裂纹面和岩层层面等弱结构的内聚力和内摩擦角小于结构完整的煤岩体[27]. 其破坏的剪切强度τ_{fw}如式(2)所示：

$$\tau_{fw}=c_w+\left(\frac{\sigma_1+\sigma_3}{2}+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{2}\cos 2\alpha_w\right)\tan\varphi_w. \quad (2)$$

设$\alpha=\alpha_w$，则完整状态煤岩与含弱结构煤岩的剪切强度差值$\Delta\tau$如式(3)所示：

$$\Delta\tau=\left(\frac{\sigma_1+\sigma_3}{2}+\frac{\sigma_1-\sigma_3}{2}\cos 2\alpha\right)\left(\tan\varphi-\tan\varphi_w\right)+c-c_w. \quad (3)$$

由于$c>c_w$和$\varphi>\varphi_w$，得到$\Delta\tau>0$，因此，在相同应力状态下，含弱结构煤岩体相较完整煤岩体更易满足破坏判据，其临界破坏强度更低.

设垂直应力不变，水平应力随侧压系数k变化. $k\leqslant 1$时，完整煤岩体和受弱结构作用的煤岩体临界破坏强度σ_t如式(4)；当水平应力大于垂直应力时，则$k>1$，可按上述公式推导得出$k>1$时完整煤岩体和受弱结构作用的煤岩体临界破坏强度σ_t，见式(5).

$$\begin{cases}\sigma_t=\dfrac{2c\cos\varphi+\sigma_3\left(1+\sin\varphi\right)}{1-\sin\varphi},\\ \sigma_t=\dfrac{2\left(c_w+\sigma_3\tan\varphi_w\right)}{\left(1-\tan\varphi_w\cot\alpha_w\right)\sin 2\alpha_w},\end{cases} \quad (4)$$

$$\begin{cases}\sigma_t=\dfrac{2c\cos\varphi+\sigma_1\left(1+\sin\varphi\right)}{1-\sin\varphi},\\ \sigma_t=\dfrac{2\left(c_w+\sigma_1\tan\varphi_w\right)}{\left(1-\tan\varphi_w\tan\alpha_w\right)\sin 2\alpha_w}.\end{cases} \quad (5)$$

基于式(4)和(5)，可得当垂直应力为σ时煤岩破坏的临界侧压系数k_c. $k\leqslant 1$和$k>1$时，完整煤岩体和受弱结构作用的煤岩体临界侧压系数k_c分别如式(6)和(7)所示：

$$\begin{cases}k_c\leqslant\dfrac{1-\sin\varphi}{1+\sin\varphi}-\dfrac{2c\cos\varphi}{\sigma\left(1+\sin\varphi\right)},\\ k_c\leqslant\dfrac{\left(1-\tan\varphi_w\cot\alpha_w\right)\sin 2\alpha_w}{2\tan\varphi_w}-\dfrac{2c_w}{\sigma\tan\varphi_w},\end{cases} \quad (6)$$

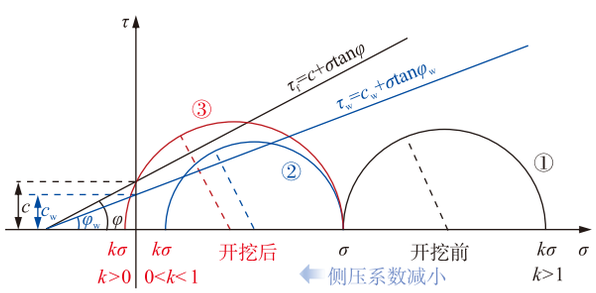
$$\begin{cases}k_c>\dfrac{2c\cos\varphi}{\sigma\left(1-\sin\varphi\right)}+\dfrac{1+\sin\varphi}{1-\sin\varphi},\\ k_c>\dfrac{2\left(c_w+\sigma\tan\varphi_w\right)}{\sigma\left(1-\tan\varphi_w\tan\alpha_w\right)\sin 2\alpha_w}.\end{cases} \quad (7)$$

由式(6)和(7)可知，采动过程中围岩受到的水平应力进一步集中或者释放都可能诱发煤岩破坏；当存在弱结构作用时，水平应力集中或释放诱发破坏的现象更为明显.

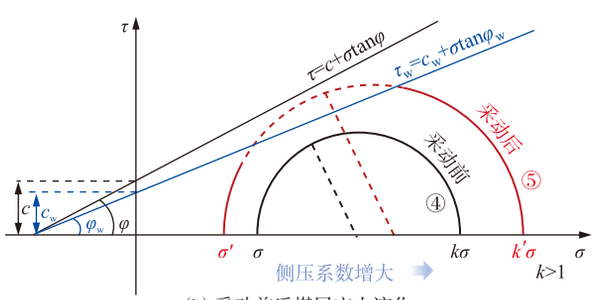
2.3 近直立煤岩层层裂机制

近直立煤层开采前，围岩应力处于原岩应力状态，侧压系数 k 接近 2，如图 5a 所示的莫尔圆①. 近直立煤层开挖后，采空区两侧近直立顶底板岩体的垂直应力变化较小，但水平应力发生明显卸荷，对应莫尔圆②；在卸荷进一步发展时，局部水平应力甚至可由压应力转变为拉应力，对应莫尔圆③. 在垂直应力变化较小且水平应力显著卸荷的条件下，近直立岩层发生破坏的临界侧压系数见式(6).

采动后，近直立煤层内水平应力进一步集中，水平应力从 $k\sigma$ 增大至 $k'\sigma$；同时，煤层内垂直应力显著卸荷，应力大小从 σ 降低至 σ'. 相应地，工作面煤体应力状态由图 5b 中莫尔圆④迁移至⑤. 此应力状态下煤体破坏的临界侧压系数见式(7).



(a) 采动前后岩层应力演化



(b) 采动前后煤层应力演化

图 5 近直立煤岩层采动应力演化特征

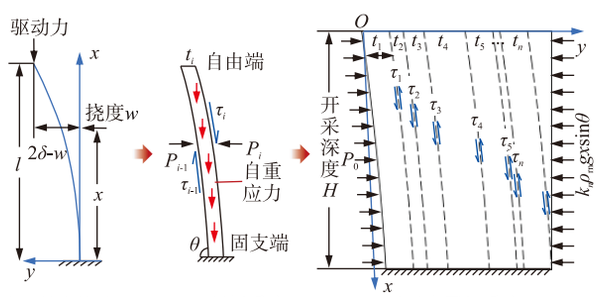
Fig. 5 Evolution characteristics of mining stress in steeply inclined coal and rock strata

由上述层裂机制分析可知，采空区内岩层水平应力显著卸压、煤层内水平应力进一步集中，使煤岩体更易满足破坏条件. 在层理和原生裂隙等弱结构作用下，煤岩体更易沿层理弱面发生破坏. 煤岩破裂后，裂纹将继续沿着主导应力方向发育、扩展并贯通[28]，开挖过程中破裂面往往与临空面平行[29]. 近直立岩层内和巷道两侧的破裂将沿垂直应力方向进一步扩展，煤层内的破裂将沿水平应力方向进一步扩展.

3 近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理

3.1 顶板层裂压曲破坏力学模型

近直立顶板向采空区方向倾斜，呈上端为地表自由面、下端受实体煤岩约束的赋存特征，应力场分布以垂直应力为主. 基于弹性力学[30]，取岩层最大挠度为 2δ，岩层走向方向取单位宽度，建立如图 6 所示的近直立顶板层裂压曲破坏力学模型. 上文第 2 节已推导得到近直立煤岩层受层理、裂隙等弱结构影响下的层裂破坏机制，为揭示近直立岩层宏观破坏特征，近直立顶板模型中不考虑岩体内微小裂隙和节理的作用，将岩层 x 方向假设为完整连续结构，y 方向上岩层层间设有层理分布，以表征岩层组内部的层裂破坏和原生层理等弱结构.



(a) 理论基础 (b) 顶板受力 (c) 顶板岩层组受力

图 6 近直立顶板层裂压曲破坏力学模型

Fig. 6 Layer cracking and buckling failure mechanical model of steeply inclined roof

设采动范围内共有 n 层倾角为 θ 的顶板，走向取单位长度；开采深度为 H，悬空顶板长度 $l=H/\sin\theta$. 宽度为 t_i 的第 i 层顶板受到其两侧岩层或采空区内支撑约束力 $P_i(x)$ 和摩擦力 $\tau_i(x)$，垂向上岩层受到自重应力作用；当 $i=0$ 时，P_0 和 τ_0 表示采空区充填体对岩层的支撑约束力和剪切力. 为简化计算，将 $P_i(x)$ 设为线性载荷，则 $P_i(x)$ 和 $\tau_i(x)$ 的表达式如式(8)和(9)所示：

$$P_i(x)=k_i\rho_{ri}gx\sin\theta, \tag{8}$$

$$\tau_i(x)=P_i(x)\tan\varphi_i=k_i\rho_{ri}gx\sin^2\theta\tan\varphi_i, \tag{9}$$

式中：g 为重力加速度；φ_i 为第 i 层与第 $i+1$ 层岩层间的内摩擦角；ρ_{ri} 为第 i 层岩层的密度；k_i 为第 i 层与第 $i+1$ 层间的约束系数.

基于叠加原理，叠加计算各应力对岩层产生的弯矩，可得第 i 层顶板的弯矩 $M_{ri}(x)$ 分布如

式(10)：

$$M_{ri}(x)=\frac{\rho_{ri}gx^3\sin\theta\left[\cos\theta+(k_i-k_{i-1})\sin\theta\right]}{6}-\frac{(k_i\tan\varphi_i+k_{i-1}\tan\varphi_{i-1})\rho_{ri}gx^2\sin^2\theta}{2}t_i. \quad (10)$$

依据式(11)所示欧拉-伯努利梁方程，由$M_{ri}(x)$可计算得到顶板挠度$w_{ri}(x)$分布，如式(12)所示.

$$E_iI_iw_{ri}''(x)=-M_{ri}(x), \quad (11)$$

$$w_{ri}(x)=\frac{\left[\cos\theta+(k_i-k_{i-1})\sin\theta\right](l^5-x^5)\rho_{ri}g\sin\theta}{120E_iI_i}-\frac{5(k_i\tan\varphi_i+k_{i-1}\tan\varphi_{i-1})(l^4-x^4)t_i\rho_{ri}g\sin\theta}{120E_iI_i}, \quad (12)$$

式中：E_i和I_i分别为第i层岩层的弹性模量和惯性矩；$w_{ri}''(x)$为$w_{ri}(x)$的二阶导数.

由式(12)可知，顶板岩层挠度随开采深度显著增大，与弹性模量和岩层宽度等呈负相关. 以图7作为算例进行说明：当岩层宽度(t)为5 m、开采深度(H)为100 m，弹性模量(E)从9 GPa增至15 GPa时顶板岩层最大挠度从18.01 m降至10.81 m(降幅约40%). 弹性模量为15 GPa、开采深度为100 m，当岩层宽度从5 m增至10 m时，顶板岩层最大挠度降低至1.28 m，降幅约88.11%. 当岩层宽度为10 m、弹性模量为15 GPa，开采深度从100 m增至150 m时，顶板岩层最大挠度增至10.09 m，增幅约688.28%. 不同参数下近直立顶板岩层挠度差异显著.

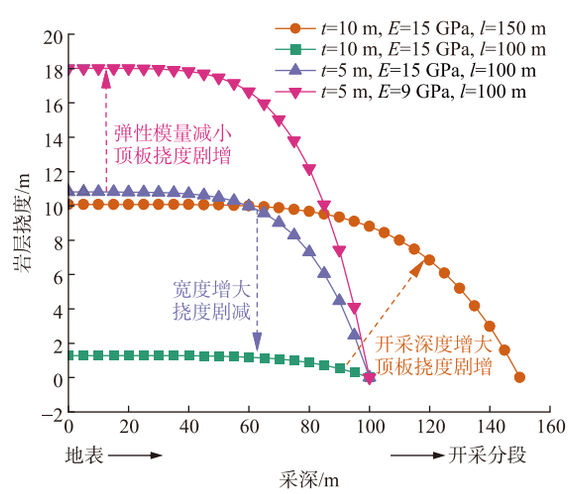


图7　关键因素对顶板挠度的影响

Fig. 7　The influence of various factors on roof deflection

实际地层赋存中，相邻顶板岩层的宽度、弹性模量等各不相同，在开采初期各相邻顶板岩层的挠度受层间约束力作用，因此挠度差近似为0. 随着开采深度增大，各岩层的挠度差距明显(如图7). 当挠度差导致的层间相对位移所需约束力超过岩层间可提供的支撑约束力$P_i(x)$时，将发生层间破裂、离层及地表拉裂，顶板岩层组中的临空岩层进而形成独立压曲结构. 当独立顶板岩层压曲结构的弯曲变形达到抗弯极限时将发生破断，如式(13)所示.

$$\frac{M_{ri}(x)y}{I_i}\geqslant\sigma_{ti},x\in[0,l],y\in\left[-\frac{t_i}{2},\frac{t_i}{2}\right], \quad (13)$$

式中　σ_{ti}为第i层岩层的抗拉强度.

因为顶板岩层组中的临空岩层在采空区侧受到的支撑约束力几乎为0，因此顶板岩层组将首先在临空岩层发生初次压曲破断，破断长度为L_{i1}. 临空岩层压曲破断后，顶板的有效长度从l降低至l_{j1}，挠度也将显著降低，并与相邻岩层重新形成支撑约束关系，如图8所示.

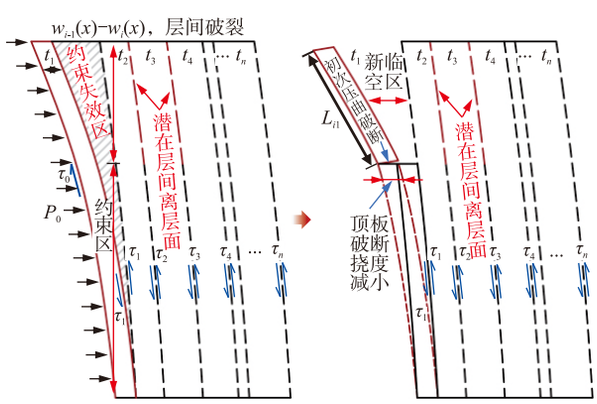


图8　近直立顶板临空岩层破坏及逐次离层示意

Fig. 8　Schematic of the failure of the steeply inclined roof strata adjacent to the free face

随着近直立煤层持续开采，顶板悬露长度再次增大，岩层挠度随之增大，并进一步与相邻岩层发生层间破裂和离层，形成新的独立压曲结构，最终发生破断. 临空岩层破断后，其对相邻岩层的支撑约束作用减弱，使相邻岩层转变为新的临空岩层；随着开采深度进一步增大，该新的临空岩层亦将发生层间破裂与压曲破坏. 近直立顶板破断后，岩块向采空区倾倒并垮塌；临空岩层及其相邻岩层发生的层裂与离层在地表表现为拉裂. 综上，近直立顶板层裂压曲破坏运动特征如图9所示(图中L_{i-j}为第i层顶板的第j次破断).

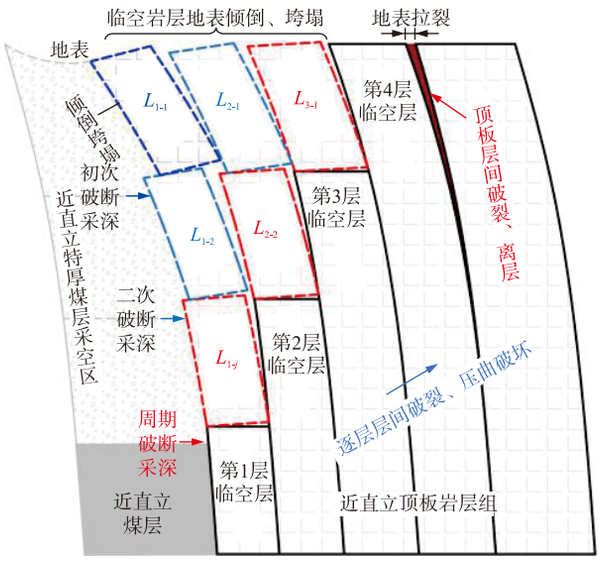


图 9 近直立顶板岩层组层裂压曲破坏运动特征

Fig. 9 Pattern of layered cracking and buckling failure in steeply inclined roof strata

3.2 底板层裂压曲破坏力学模型

近直立底板的赋存条件与顶板不同：其倾斜上方为采空区、下方为实体岩层，底板受下方实体煤岩支撑约束. 底板岩层上端受自重应力沿倾向的分力作用、下端受实体煤岩约束，岩体沿层理弱面等向下滑移运动，与上端滑动铰支、下端固支的压杆理论模型较为一致[30]. 基于此，建立如图 10 所示的近直立底板层裂压曲破坏力学模型. 模型假设条件与近直立顶板层裂压曲破坏力学模型相似.

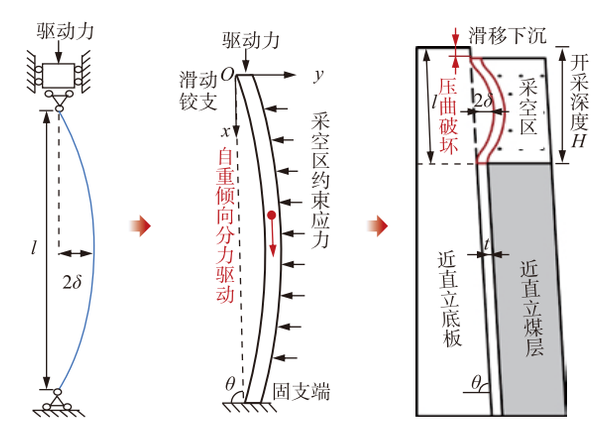


图 10 近直立底板层裂压曲破坏力学模型

Fig. 10 Mechanical model of layered cracking and buckling failure of steeply inclined floor

近直立底板岩层初次压曲破断的挠度 $w_{\mathrm{fi}}(x)$ 分布[31]如式(14)所示：

$$w_{\mathrm{fi}}(x)=\frac{\pi^2\delta_i^2}{l^2}\left[x-\frac{l}{4\pi}\sin\left(\frac{4\pi x}{l}\right)\right], \quad (14)$$

式中 δ_i 为第 i 层底板的 0.5 倍最大挠度.

近直立底板压曲变形过程中积聚的弹性能 U 和势能 W 分别见式(15)和式(16)：

$$U=\int_0^l\frac{E_iI_i}{2}\left[w''_{\mathrm{fi}}(x)\right]^2\mathrm{d}x, \quad (15)$$

$$W=\int_0^l(Q_i-C_i)w_{\mathrm{fi}}(x)\mathrm{d}x, \quad (16)$$

式中：$w''_{\mathrm{fi}}(x)$ 为 $w_{\mathrm{fi}}(x)$ 的二阶导数；Q_i 为岩层沿倾向下滑的自重驱动力；C_i 为岩层层间约束力. 这 2 个量的表达式如式(17)和(18)所示.

$$Q_i=\rho_{ri}g\sin\theta t_i, \quad (17)$$

$$C_i=\left(\rho_{ri}g\cos\theta+\eta\rho_{\mathrm{g}}g\sin\theta\right)\tan\varphi_i t_i, \quad (18)$$

式中：ρ_{g} 为采空区内充填体密度；η 为采空区充填体对底板岩层的约束系数.

综合上述推导可得到近直立底板压曲过程的总势能 $\Pi=U-W$. 依据最小势能原理，$\Pi=0$，推导得出近直立底板压曲破坏的临界长度 l_{cr}：

$$\begin{cases}l_{\mathrm{cr}}=\sqrt[3]{\dfrac{\pi^2E_iI_i}{0.12(Q_i-C_i)}}=\sqrt[3]{\dfrac{\pi^2E_it_i^3}{1.44(Q_i-C_i)}},\\ Q_i>C_i.\end{cases} \quad (19)$$

取岩层密度为 2 500 kg/m³，重力加速度为 10 m/s²，岩层层间内摩擦角为 15°，采空区内充填体密度为 1 500 kg/m³，对底板岩层的约束系数为 0.05. 将上述参数代入式(17)～(19)，可得到近直立底板压曲破坏长度与各参数间的关系，如图 11 所示.

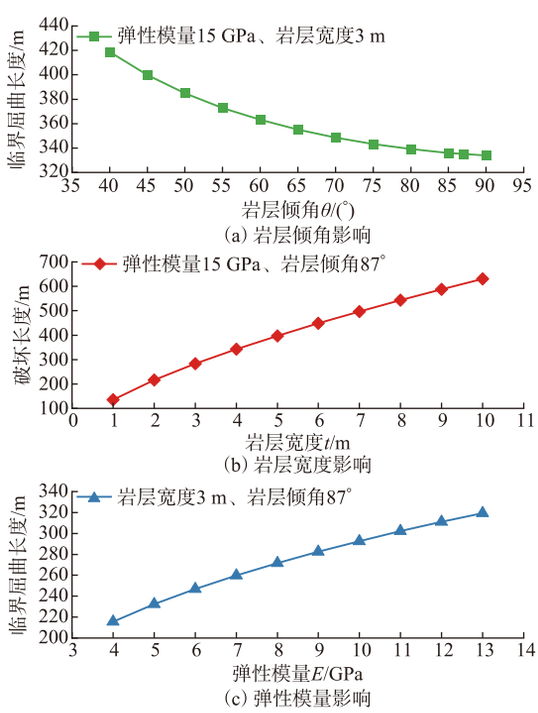


图 11 关键因素对近直立底板破坏长度的影响

Fig. 11 The influence of various factors on the failure length of steeply inclined floor

由图 11a 可知，岩层倾角 θ 由 40°增至 90°时，底板层裂压曲破坏长度由 418.67 m 减至 333.84 m；倾角越大，临界破坏长度越小，底板越易发生层裂压曲破坏．由图 11b 可知，岩层宽度 t_i 由 1 m 增至 10 m 时，破坏长度由 161.07 m 增至 747.62 m；岩层宽度越大，临界破坏长度越大，底板越不易发生层裂压曲破坏．由图 11c 可知，当弹性模量 E_i 由 4 GPa 增至 13 GPa 时，破坏长度由 215.65 m 增至 319.43 m．

综上，近直立底板岩层层裂压曲破断长度受岩层倾角 θ、岩层宽度 t_i 和弹性模量 E_i 等参数影响显著，其中受岩层宽度 t_i 的影响最大．总体而言，t_i 与 E_i 越小、θ 越大时，临界破坏长度越小，底板越易发生层裂压曲破坏．此外，从图 11 可见近直立底板初次层裂压曲破坏长度可达百米量级．这主要是由于底板下方存在实体岩层支撑，且层间滑移过程中摩擦阻力不可忽略；底板在重力沿倾向分力驱动下发生失稳，因此初次压曲破坏对应的临界长度较大．

近直立底板初次压曲破坏后，上覆已破断块体的自重通过接触传递，对下伏岩层形成顶部载荷．可据此按顶部载荷作用下的压曲结构继续计算临界破坏长度，近直立底板的周期压曲破坏步距将明显减小．由于采空区侧层间约束缺失，临空底板所受层间约束力 C_i 最小，所以最先发生破坏；当临空底板压曲破坏后其相邻岩层受到的层间约束应力 C_{i+1} 也将减小，进而发生层裂、压曲变形并破坏，形成如图 12 所示的近直立底板层裂压曲破坏运动特征．

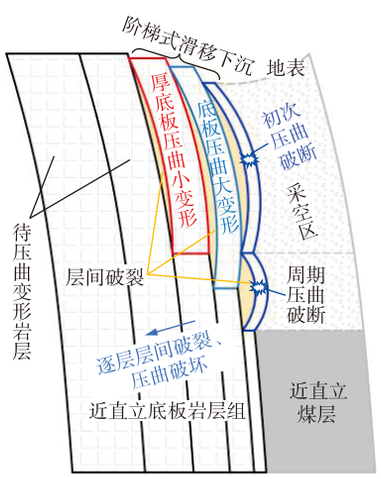
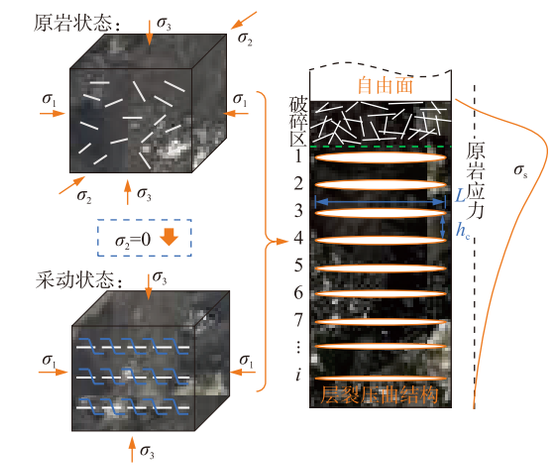


图 12　近直立底板岩层组层裂压曲破坏运动特征

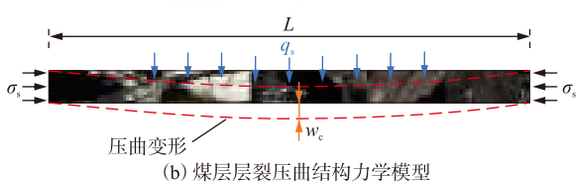
Fig. 12　Characteristics of layered cracking and buckling failure in steeply inclined floor rock strata

3.3　煤层层裂压曲破坏力学模型

水平应力集中、垂直应力卸压的条件下煤体内的裂隙或弱结构将沿着水平压应力方向发生层裂破坏[25]，如图 13a 所示；由此，建立如图 13b 所示的两端简支的煤层层裂压曲结构力学模型．煤层层裂压曲结构走向取单位长度，轴向长为 L，垂向高为 h_c，最大挠度为 w_c，受水平集中应力 σ_s 的挤压作用．



(a) 近直立煤层层裂压曲结构形成机制



(b) 煤层层裂压曲结构力学模型

图 13　近直立煤层层裂压曲结构形成机制及力学模型

Fig. 13　Formation process of steeply inclined coal seam fracturing and buckling structure

煤层层裂压曲结构发生压曲变形时，其挠度 w_c 与水平压应力 σ_s 间的关系[25]如式(20)所示：

$$D\nabla^4 w_c = \sigma_s \frac{\partial^2 w_c}{\partial x^2}, \tag{20}$$

式中：D 为抗弯刚度；∇^4 为双拉普拉斯算子．

依据弹性力学原理[32]，压曲变形将诱发垂直于水平压应力 σ_s 方向的等效垂向拉应力 q_s，其与煤层层裂压曲结构挠度 w_c 间的关系式如式(21)所示：

$$D\nabla^4 w_c = q_s. \tag{21}$$

依据式(20)和式(21)，可推得 σ_s 与结构内部单元体所受垂向拉应力 q_s 的关系，如式(22)所示：

$$q_s = \sigma_s \frac{\partial^2 w_c}{\partial x^2}. \tag{22}$$

当层裂压曲结构受到的垂直拉应力大于其抗拉强度 σ_t(如式(23))时，将诱发煤层层裂压曲结构发生破坏．

$$q_s \geqslant \sigma_t. \tag{23}$$

结合近直立煤层开采分段应力特征可知，巷道垂向方向上的煤层层裂压曲结构最为发育，沿水平方向分布，两帮围岩也有小范围的层裂压曲结构，沿垂直方向分布.

3.4　煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理

文献[33]提出当开采形成的集中静载 σ_s 与岩层破断释放能量形成的动载扰动 σ_d 叠加超过煤岩体的临界强度时，将诱发冲击地压显现.

近直立岩层在层裂压曲过程中将积聚大量能量，岩层积聚的能量与其弯矩相关，如式(24)所示：

$$U_i(x)=\int\frac{M_i^2(x)}{2E_iI_i},\tag{24}$$

式中：$U_i(x)$ 和 $M_i(x)$ 分别为第 i 层岩层积聚的能量和弯矩.

近直立岩层层裂压曲破坏释放的能量可用破断前后能量差 ΔU_i 表征. 近直立顶底板破断释放的能量 ΔU_i 约有 0.1%～1.0% 转化为动载震源能量[34]，依据动能原理，可推算等效参与振动质量为 Δm 的质点振动速度 v_0，见式(25).

$$(1.0\%\sim0.1\%)\Delta U_i=1/2\Delta mv_0^2.\tag{25}$$

动载主要以P波和S波传播，依据震源质量可得P波和S波对应的震源振动速度 v_{P0} 和 v_{S0}，则近直立岩层破断形成的P波和S波扰动应力分别为 σ_{dP} 和 σ_{dS}，如式(26)[27]所示：

$$\sigma_{dP}=\rho C_{Pi}v_{P0}\prod_{i=1}^{n}r_i^{-\zeta_i},\ \sigma_{dS}=\rho C_{Si}v_{S0}\prod_{i=1}^{n}r_i^{-\zeta_i},\tag{26}$$

式中：ρ 为传播介质密度；r_i 为第 i 层介质的传播距离；ζ_i 为第 i 层介质的衰减系数；C_{Si} 和 C_{Pi} 为在第 i 层介质的S波和P波波速.

取动载源和煤层层裂压曲结构轴向的夹角为 θ_d，将动载传播过程中的振动速度 v_S 和 v_P 分解至沿其煤层层裂压曲结构的轴向(x)和垂向(y)[25]，记为 v_{dx} 和 v_{dy}，见式(27).

$$\begin{cases}v_{dx}=v_S\sin\theta_d-v_P\cos\theta_d,\\ v_{dy}=v_S\cos\theta_d+v_P\sin\theta_d.\end{cases}\tag{27}$$

依据式(26)可推导得到沿煤层层裂压曲结构轴向和垂向的扰动应力 σ_{dx} 和 σ_{dy}，如式(28)所示：

$$\begin{cases}\sigma_{dx}=\rho(C_Sv_S\sin\theta_d-C_Pv_P\cos\theta_d)\prod_{i=1}^{n}r_i^{-\zeta_i}\dfrac{\partial^2w_c}{\partial x^2},\\ \sigma_{dy}=\rho(C_Sv_S\cos\theta_d+C_Pv_P\sin\theta_d)\prod_{i=1}^{n}r_i^{-\zeta_i}.\end{cases}\tag{28}$$

由式(28)可知，近直立岩层破断形成的动载将增强煤层层裂压曲结构所受的轴向挤压作用或垂向拉伸作用；当扰动应力与原有静载叠加并超过结构临界强度 σ_{cr} 时，将诱发冲击显现. 近直立煤岩层层裂压曲破坏的诱冲准则如式(29)所示，诱冲机理如图14所示.

$$\begin{cases}q_s+\rho(C_Sv_S\cos\theta_d+C_Pv_P\sin\theta_d)\prod_{i=1}^{n}r_i^{-\zeta_i}\geqslant\sigma_{cr},\\ q_s+\rho(C_Sv_S\sin\theta_d-C_Pv_P\cos\theta_d)\prod_{i=1}^{n}r_i^{-\zeta_i}\dfrac{\partial^2w_c}{\partial x^2}\geqslant\sigma_{cr}.\end{cases}\tag{29}$$

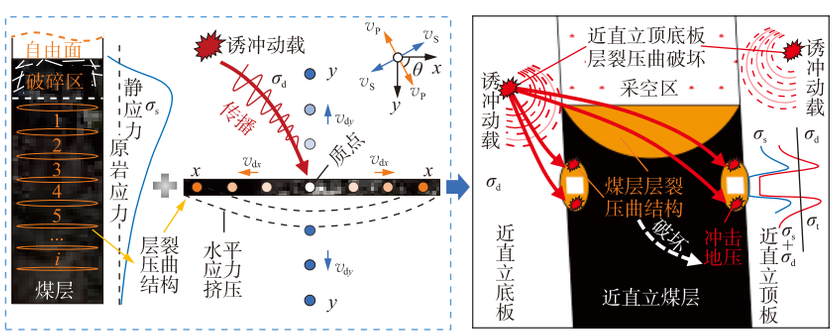


图14　近直立煤层层裂压曲破坏诱冲机理

Fig. 14　Rockburst mechanism of layered cracking and buckling failure in steeply inclined coal seams

4　层裂压曲破坏现场验证

4.1　近直立岩层层裂压曲破坏验证

采用大地电磁法对近直立顶底板破坏形态进行探测，通过视电阻率来表征围岩的相对破碎程度. 因该矿地层为含水层，围岩具有一定导水性. 围岩越破碎则导水性越强，视电阻率越低；围岩完整性越高、导水性越差，则视电阻率越高. 近直立底板布置测线1和2，顶板布置测线3和4，测线分布见图1b，测线垂直于煤层走向布置，测线长180～200 m. 各测线地表至+0 m水平的探测结果如图15所示.

测线1(图15a)长180 m；距采空区0～10 m处测线穿越塌陷带. 全剖面视电阻率大小在10～1 300 Ω·m，开采水平下方煤岩体表现出最高阻值. 自表层向深部，采空区侧岩层电阻率呈“升－降－再升且趋稳”的趋势. +880～+750 m水平范围内视电阻率以相对高阻为主，表明该阶段底板

较完整、破碎程度较小；继续至＋750～＋590 m 水平转为低阻，表明底板完整性下降、破碎程度增大；再向下至＋590～＋450 m 水平围岩视电阻率又趋升至相对高阻，表明底板岩层破碎程度减小．在＋450 m 水平以下为煤层待开采区域，受采动影响有限，岩体完整性最高、视电阻率阻值达到高阻．与开采水平下方对照可知，采空区近直立底板较采前更为破碎，呈现局部严重破坏特征．

测线 2（图 15b）全长 200 m，测线剖面视电阻率主要分布在 10～300 Ω·m．采空区侧的视电阻率分布特征与测线 1 较为相似，从表层至＋880～＋700 m 水平范围内呈增大趋势，表现为相对高阻，从＋700～＋630 m 水平整体降低至低阻状态，从＋630～＋450 m 水平再次增大为相对高阻．测线 2 所探测区域底板也表现出采空区内局部严重破坏特征．

测线 3 长 200 m，视电阻率为 10～1 200 Ω·m，随深度整体升高，在开采水平附近逐渐达到最高值并趋于稳定（图 15c）．据此可判定采空区顶板存在不同程度破碎，且由浅至深破碎程度逐渐减小，完整性逐渐提高．测线 4 长 200 m，剖面内视电阻率总体为 10～1 000 Ω·m（图 15d）．采空区顶板整体阻值低于开采水平下方，表明采空区内顶板整体发生破坏；其中＋750～＋650 m 水平出现明显低阻异常，对应岩体严重破坏．随埋深增大，剖面视电阻率由整体低阻逐渐增大至高阻并在开采水平附近趋于稳定，表明采空区顶板岩层受采动影响在浅部更为显著，距离地表越近破碎程度越高．

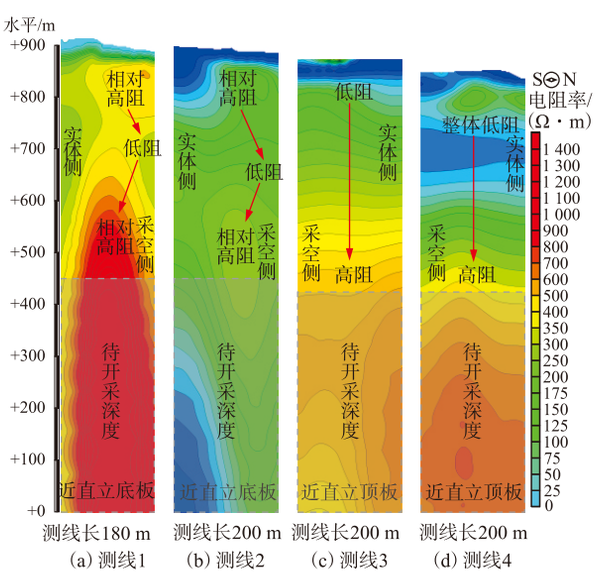


图 15　近直立顶底板岩层层裂压曲破坏大地电磁探测结果

Fig. 15　Steeply Inclined roof and floor rock strata fracturing and buckling failure magnetotelluric detection results

由大地电磁法探测结果可知，近直立顶板在采空区内呈现整体破坏、且距离地表越近破坏程度越高，而近直立底板在采空区中下部发生局部严重破坏．现场探测揭示的近直立顶底板破坏形态与理论推导得到的近直立顶板层裂压曲破坏特征（图 9）和近直立底板层裂压曲破坏特征（图 12）较为一致，验证了近直立岩层层裂压曲破坏力学模型．

4.2　近直立煤层层裂压曲破坏验证

采用超声波测试与钻孔窥视对 B3-6 煤层 B3，B6 巷道围岩裂隙进行探测．探测范围为工作面里程 540～2 510 m．B3 巷道布置 6 个测点 N1～N6，B6 巷道布置 7 个测点 M1～M7．每个测点在巷道煤帮、岩帮及顶板分别布置 2 个窥视钻孔，依次编号为 A～F（共 6 个钻孔）；超声波测试仅在两帮开展．各测点钻孔布置如图 16 所示．

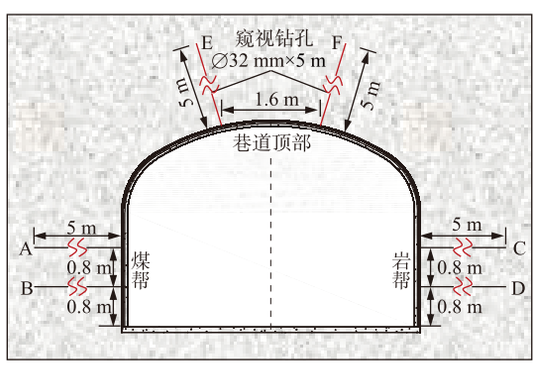
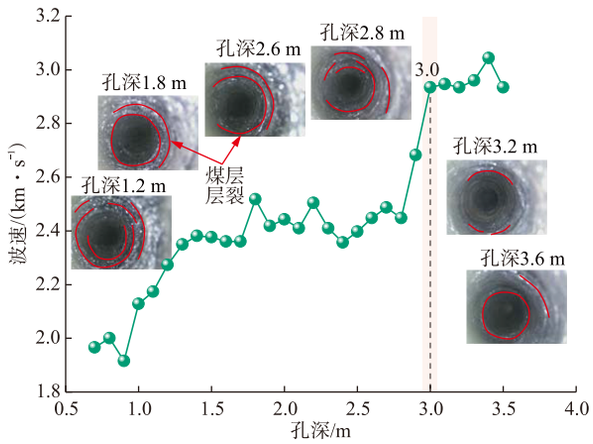


图 16　煤层层裂压曲结构探测示意

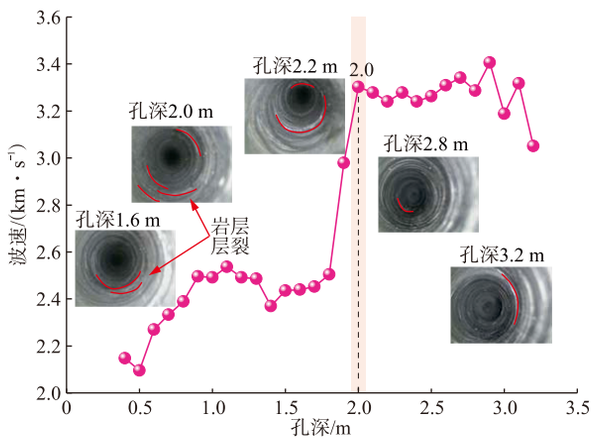
Fig. 16　Schematic diagram of coal seam fracturing and buckling structure detection

以 B3 巷道 N1 测点为例，其围岩裂隙探测结果如图 17 所示．巷道两帮探测结果见图 17a，17b．超声波测试表明，A，B，C，D 这 4 个钻孔的主要裂隙发育深度分别为 3.0，2.6，1.8 和 2.0 m．钻孔窥视发现，在主要裂隙区内，裂隙多呈环状分布且近似垂直于钻孔轴向，表明裂隙面整体近似平行于巷道壁面发育；在主要裂隙区外仍可见裂隙分布，但发育程度较弱，其裂隙面取向仍以近似平行于巷道表面为主．

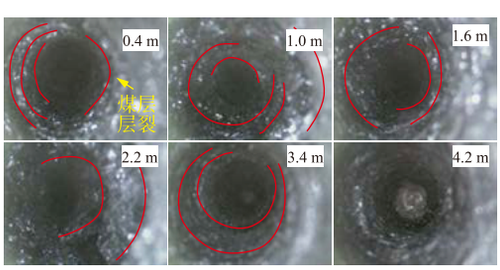
钻孔 E 窥视结果如图 17c 所示，主要在孔深 0～3.4 m 范围内裂隙发育，巷道顶部裂隙也主要垂直于钻孔轴向发育，与巷道表面近似平行，未观察到明显沿钻孔轴向发育裂隙．钻孔 F 裂隙主要发育范围为孔深 0～3.2 m．裂隙分布形态与钻孔 E 相似．



(a) 煤帮A孔探测结果



(b)岩帮D孔探测结果



(c) 钻孔E窥视结果

图 17　B3 巷道 N1 测点探测结果示意

Fig. 17　Schematic of detection results at N1 point in B3 roadway

B3,B6 巷道各测点探测结果汇总如图 18 所示. 两巷道的煤岩裂隙发育也主要与其表面呈平行分布,未观察到沿钻孔轴向明显贯通的裂隙. 裂隙发育特征表现为:巷道两帮围岩裂隙以沿垂直方向发育为主,而巷道顶部煤体裂隙沿水平向发育为主.

巷道开挖后,两帮煤岩体水平应力发生卸荷,而垂直应力变化较小,应力状态由图 5a 的莫尔圆①迁移至②,垂直应力为主导应力,因而巷帮裂隙在剖面上主要沿垂向展布;巷道顶部煤体则表现为垂直应力卸荷、水平应力集中,应力状态由图 5b 的莫尔圆④迁移至⑤,水平应力为主导应力,裂隙主要沿水平方向展布. 现场探测结果与理论分析一致,较好验证了近直立煤层层裂压曲破坏力学模型.

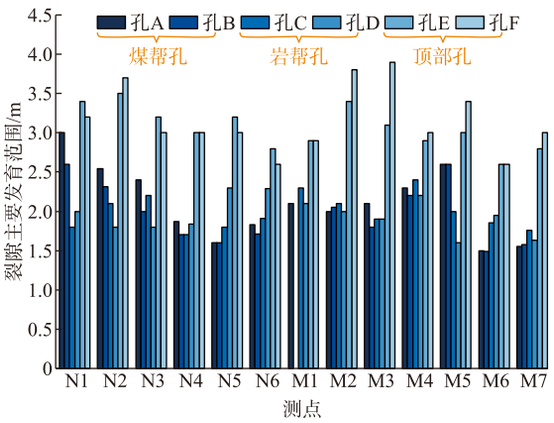


图 18　近直立煤层各巷道测点探测结果汇总

Fig. 18　Detection results of measuring points in various roadways of steeply inclined coal seams

综合大地电磁法和钻孔窥视探测结果表明,近直立煤岩层的结构和破坏形态与层裂压曲破坏力学模型揭示所得一致,较好验证了近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理. 下文将通过所提出的诱冲机理对近直立煤层冲击地压防治进行现场工程应用.

5　诱冲机理指导防冲的应用

5.1　防冲原理方法

依据近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理,可从强动载扰动源、动载传播路径及煤层层裂压曲结构 3 个方面实施防冲调控,其原理如图 19 所示.

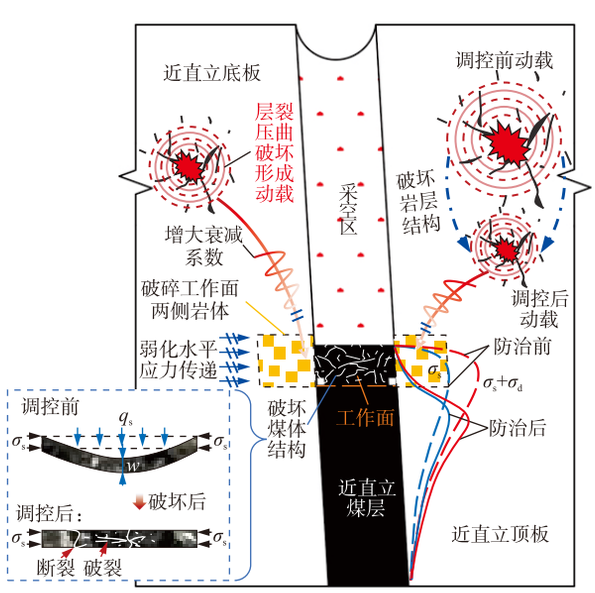


图 19　近直立煤岩层层裂压曲破坏调控防冲原理

Fig. 19　Rockburst prevention by controlling layered cracking buckling failure in steeply inclined coal and rock strata

强动载主要来源于近直立顶、底板在层裂后发生压曲变形并达到强度极限时的能量快速释放. 通过对近直立岩层层裂压曲结构实施预裂或定向破断，使其能量分阶段释放，可有效降低动载源强度.

针对动载传播过程，可在工作面两侧构建破碎带，降低岩体结构完整性、增大动载波衰减系数，从而降低动载传播至煤层层裂压曲结构处的扰动应力大小；同时进一步破坏煤层相邻顶底板的岩层层裂压曲结构，减小动载源，并降低由岩层向煤层传递的水平应力大小.

此外，还可通过调控开采分段煤体进行冲击地压调控，一方面提前破坏煤层内的层裂压曲结构，提高煤体稳定性，使其无法再发生冲击破坏；另一方面弱化开采分段煤体，降低其承载能力进而将水平集中应力转移至开采分段下方.

5.2　防冲措施优化设计及防冲成效

矿井南采区在冲击显现期间主要采取煤体注水与顶、底板岩层深孔爆破等防冲措施，如图 20 所示. 注水孔孔长为 77～145 m，倾角为 7°～18°. 深孔爆破措施为：在顶板与底板中分别布置 2 个爆破孔，孔长均为 50 m、孔径 113 mm；钻孔倾角分别为 25°和 35°；封孔长度 30 m、装药长度 20 m；爆破孔排距为 30 m.

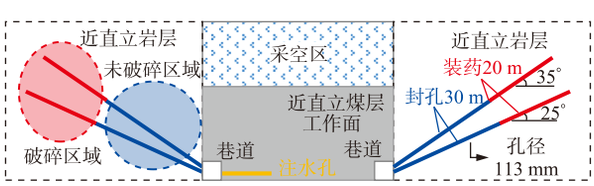


图 20　冲击显现期间顶底板深孔爆破防冲措施

Fig. 20　Prevention measures during the occurred of rockburst through deep-hole blasting of roof and floor

煤层注水弱化对巷道两侧煤体具有一定的调控作用，但对工作面垂向中上部煤体的调控效果较弱. 且仅在近直立顶底板采取深孔爆破防冲措施，由于未能有效破碎煤层两侧邻近岩层，难以对近直立岩层的层裂压曲破坏实现有效调控. 同时，煤层两侧邻近岩体完整性较高，动载传播过程的衰减不足，传递至工作面的扰动应力亦难以降低.

为实现冲击地压的有效防治，依据近直立煤岩层层裂压曲破坏防冲原理，对近直立顶、底板浅孔爆破措施进行优化补强，以破坏工作面两侧邻近岩体. 具体为：在 2 排深孔之间补强 2 排浅孔，浅孔排间距以及深孔与浅孔的排间距均为 10 m. 每排浅孔布置 3 个爆破孔，孔长依次为 25，25 和 35 m；倾角依次为 25°，45°和 60°；装药长度分别为 15，15 和 23 m. 同时，补强近直立煤层煤体爆破，进一步调控工作面垂向中上部的煤体层裂压曲结构，具体措施为：爆破孔孔长为 19 和 22 m，孔径为 113 mm；钻孔倾角分别为 75°和 43°；封孔长度分别为 16 和 19 m；装药长度均为 3 m；排距为 4 m，如图 21 所示.

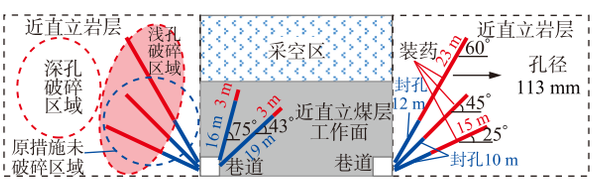


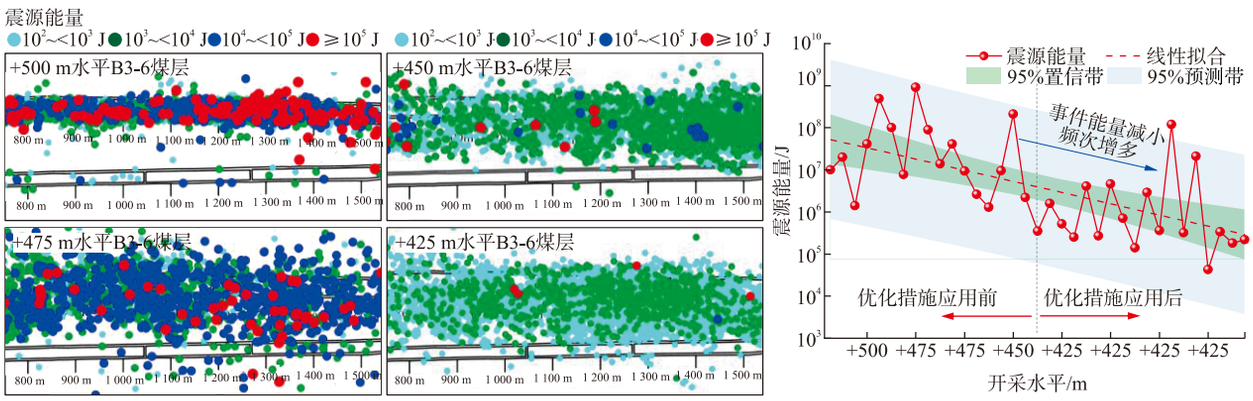
图 21　补强的浅孔爆破防冲措施

Fig. 21　Reinforcement measures for preventing rockburst through shallow-hole blasting

优化后的防冲措施自＋450 m 水平 B3-6 煤层约里程 1 500 m 处开始实施，此时工作面已完成回采总长度的 40%.

对比近直立煤层从＋500 m 水平开采至＋425 m 水平过程中的微震事件，如图 22a 和 22b 所示. 从图中可知，震源能量处于 10^4～10^5 J 的事件占比依次为 12.97%，23.14%，2.33%，0.08%，能量≥10^5 J 的事件占比依次为 2.63%，1.89%，0.25%，0.04%. 可以发现，＋500 m～＋475 m 开采水平内煤层高能级微震事件整体趋于增大，而在＋450 m 开采水平时 2 个高能级的微震事件频次最大降幅为 89.94% 和 86.89%. 而相较于只有 60% 工作面实施了优化措施的＋450 m 水平工作面，全部实施优化措施的＋425 m 水平工作面 2 个高能级的微震事件频次再次降低了 96.71% 和 83.47%. 表明在优化措施实施后，围岩能量释放剧烈程度得到了有效降低.

统计近直立煤层从＋500 m 水平开采至＋425 m 水平过程的大能量事件震源分布如图 22c 所示. ＋500，＋475 及＋450 m 水平未实施优化措施期间，3 个开采分段共发生了 17 次大能量事件，震源微震能量均值可达 1.16×10^8 J；而＋425 m 水平 1 个开采分段共发生 18 次大能量事件，事件频次显著增大但事件震源能量均值为 8.77×10^6 J，较优化措施实施前降幅可达 92.44%.



(a) 措施优化前微震事件分布 (b) 措施优化后微震事件分布 (c)措施优化前后大能量事件震源能量演化

图 22 防冲措施优化后的应用成效

Fig. 22 Application effect of optimized rockburst measures

采动应力大小与开采深度密切相关,随着开采深度增长,工作面静应力持续增大,覆岩破断范围和剧烈程度也增大,冲击地压危险整体随开采深度呈增大趋势.+425 m水平工作面埋深较上述历史3个开采分段更大,因此也具有更高冲击地压风险.但是自优化措施实施后,由高能级微震事件或大能量动力事件演化特征可知,实际回采过程+425 m水平工作面表现出了更低的冲击地压危险.表明优化措施有效防治了近直立煤层冲击地压显现,进一步验证了近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理的准确性和科学性.

6 结 论

1) 研究揭示了近直立煤岩层采动应力特征及层裂机制.采动后,近直立煤层内水平应力集中、垂直应力卸压,较原岩应力状态,水平应力与垂直应力比值进一步增大至3~5;采空区内近直立顶底板和巷道两帮围岩水平应力显著卸压、垂直应力处于较高值,垂直应力与水平应力的比值达2以上.上述应力状态易导致煤岩体发生沿弱结构破裂,破裂后裂纹将继续沿其主导应力方向发育,形成层裂.

2) 建立了近直立岩层和煤层的层裂压曲力学模型,研究得到了层裂压曲破坏特征.近直立顶板在自重沿垂向作用下发生压曲变形,底板在自重沿倾向分力作用下发生压曲变形,近直立岩层的挠度与宽度、弹性模量呈负相关,与开采深度呈正相关.随开采深度增大,岩层宽度和弹性模量各异的顶板间逐渐出现挠度差异,临空岩层开始发生周期性的压曲破断并出现新的临空岩层,形成自上而下逐层倾倒、垮塌的近直立顶板破坏运动特征;近直立底板的初次破坏长度可达百米量级,受岩层宽度影响显著,主要在采空区中下部发生压曲破坏,形成阶梯式滑移的近直立底板破坏运动特征.

3) 通过现场探测证实了近直立岩层和煤层的层裂压曲破坏特征.大地电磁法探测得到近直立顶板的视电阻率浅部低阻异常更明显,表明浅部破碎更强;随深度增加电阻率增大并趋稳,表明深部相对完整;近直立底板视电阻率在采空区中下部出现明显低阻异常,表明底板主要发生局部严重破坏.钻孔窥视和超声波测试表明,巷道围岩裂隙主要平行于主导应力方向分布,水平集中应力导致巷道垂向方向层裂结构更为发育.探测结果与理论推导结果趋于一致,验证了近直立煤岩层层裂压曲破坏特征.

4) 研究揭示了近直立煤岩层层裂压曲破坏诱冲机理.近直立顶底板在破断时释放压曲变形过程中积聚的能量,形成动载源并传递至工作面起扰动作用,扰动应力可分解为沿煤层层裂结构轴向和垂向,当扰动应力增强了煤层层裂压曲结构受到的轴向挤压或垂向拉时将诱发冲击地压显现.据此,提出了调控近直立煤岩层层裂压曲破坏的防冲原理方法并优化设计了防冲措施.现场应用后,高能级微震事件频次降幅达86.89%以上、大能量事件震源能量降幅92.44%,表明防冲成效良好.

参考文献:

[1] 葛世荣,刘淑琴,刘金昌,等.能源强国目标下煤炭安全保供及高效降碳效力研究[J].中国工程科学,2024,26(4):40-51.
GE Shirong, LIU Shuqin, LIU Jinchang, et al. Effectiveness of secure supply and carbon reduction in the coal sector for strengthening the energy power of China [J]. Strategic Study of CAE, 2024, 26(4): 40-51.

[2] KANG H P, XIA Y X, FENG M H, et al. Case study of hydraulic fracturing for coal burst risk mitigation[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2025,12(1):61.

[3] HE X Q, ZHOU C, SONG D Z, et al. Mechanism and monitoring and early warning technology for rockburst in coal mines[J]. International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials, 2021, 28(7): 1097-1111.

[4] 卢志国,高富强,杨　磊,等.深埋巷道动静载叠加诱冲物理模拟试验系统研制与应用[J].中国矿业大学学报,2025,54(5):959-970.
LU Zhiguo, GAO Fuqiang, YANG Lei, et al. Development and application of a novel physical simulation test system for deep coal burst roadway with dynamic-static combined loading[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2025, 54(5): 959-970.

[5] 高明仕,赵世帆,席国军,等.重复冲击特厚煤层巷道围岩裂隙演化及破坏特征[J].中国矿业大学学报,2024,53(4):634-646.
GAO Mingshi, ZHAO Shifan, XI Guojun, et al. Fracture evolution and failure characteristics of roadway surrounding rock in extra-thick coal seams subjected to multiple coal bursts[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2024, 53(4): 634-646

[6] 李浩荡,卢安良,刘旭东,等.近直立特厚煤层采动应力分层分区特征及对矿压活动的影响规律[J].煤炭学报,2025,50(6):2853-2865.
LI Haodang, LU Anliang, LIU Xudong, et al. Stratification and zoning characteristics of mining-induced stress in nearly vertical ultra-thick coal seam and its influence on mine pressure activity[J]. Journal of China Coal Society, 2025,50(6):2853-2865.

[7] 钟涛平,李振雷,何学秋,等.弱化浅层岩体防治急倾斜特厚煤层冲击地压研究[J].采矿与岩层控制工程学报,2024,6(3):20-33.
ZHONG Taoping, LI Zhenlei, HE Xueqiu, et al. Research on rock burst prevention by shallow rock mass weakening in steeply inclined and extremely thick coal seams[J]. Journal of Mining and Strata Control Engineering, 2024,6(3):20-33.

[8] GUO W Y, YU F H, QIU Y, et al. Experimental investigation of the mechanical behavior of layer-crack specimens under cyclic uniaxial compression [J]. Symmetry-Basel, 2019,11(4):21.

[9] DONG X K, ZHANG J W, LI X, et al. Mechanism-oriented classification and structural control of rockburst based on a surrounding-rock structure field[J]. Geomatics Natural Hazards & Risk, 2025, 16(1): 2542193.

[10] XU C, HU Y Y, WANG K, et al. Numerical simulation of progressive failure law of thick hard rock strata in the upper coal seam[J]. Journal of Energy Engineering, 2025,151(6):12.

[11] GUO W H, CAO A Y, XUE C C, et al. Mechanism and evolution control of wide coal pillar bursts in multithick key strata[J]. Shock and Vibration, 2021, 2021: 4696619.

[12] 徐　东,高明仕,郑　锐.同采工作面厚硬顶板破断诱冲机制及防控技术[J].岩土力学,2025,46(10):3219-3233.
XU Dong, GAO Mingshi, ZHENG Rui. Mechanism and control technology of rock burst induced by thick and hard roof breaking in simultaneous mining working face[J]. Rock and Soil Mechanics, 2025, 46(10): 3219-3233.

[13] 王　君,刘怀东,刘长友,等.变层间距坚硬顶板破断运动致灾机制研究[J].采矿与安全工程学报,2025,42(4):879-889.
WANG Jun, LIU Huaidong, LIU Changyou, et al. Study on the mechanism of disasters caused by fracturing movement of hard roof with varying interlayer spacing[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2025, 42(4): 879-889.

[14] 曹安业,吕国伟,薛成春,等.关键层复合效应下动静载诱冲机制及影响因素[J].煤炭科学技术,2025,53(9):141-152.
CAO Anye, LYU Guowei, XUE Chengchun, et al. Mechanism and influencing factors of dynamic-static load induced rock burst under the composite effect of key strata[J]. Coal Science and Technology, 2025, 53(9):141-152.

[15] 罗生虎,高佳波,闫壮壮,等.结构瞬变激励下覆岩应变能场和重力势能场的演变机理[J].煤炭学报,2025,50(2):768-780.
LUO Shenghu, GAO Jiabo, YAN Zhuangzhuang, et al. Evolution mechanism of strain energy field and gravitational potential energy field of overlying rock under transient excitation of structure[J]. Journal of China Coal Society, 2025,50(2):768-780.

[16] 李家卓,彭　瑞,窦林名,等.远场弱动载触发深部高应力煤层大巷冲击地压发生机制及防控机理[J].采矿与安全工程学报,2025,42(2):371-381.
LI Jiazhuo, PENG Rui, DOU Linming, et al. Mechanism and technology of preventing and controlling rock burst in roadway in deep high stress disk area in far field weak dynamic load [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2025,42(2):371-381.

[17] 周金龙.鄂尔多斯矿区深部开采邻空巷道冲击地压机理及防治研究[D].北京:中国矿业大学(北京),2022.
ZHOU Jinlong. Research on mechanism and prevention of coal burst in the gob-side roadway of deep coal mining in Ordos mining area[D]. Beijing: China University of Mining and Technology-Beijing, 2022.

[18] LU A L, SONG D Z, LI Z L, et al. Numerical simulation study on microseismic characteristics and rockburst hazard prediction in deep mining of steeply inclined coal seams[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2025,58(2):2465-2486.

[19] 钟涛平,李振雷,陈建强,等.近直立特厚煤层应力调控防冲方法及机制[J].中国矿业大学学报,2024,53(2):291-306.
ZHONG Taoping, LI Zhenlei, CHEN Jianqiang, et al. Method and mechanism of rockburst prevention in the steeply inclined extremely thick coal seam through stress regulation[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2024,53(2):291-306.

[20] 李安宁,窦林名,王正义,等.近直立煤层水平分段开采夹持煤体型冲击机理及防治[J].煤炭学报,2018,43(12):3302-3308.
LI Anning, DOU Linming, WANG Zhengyi, et al. Rock-burst mechanism and prevention of clamping coal in mining near-vertical coal seam with horizontal slice method [J]. Journal of China Coal Society, 2018,43(12):3302-3308.

[21] HE S Q, SONG D Z, HE X Q, et al. Coupled mechanism of compression and prying-induced rock burst in steeply inclined coal seams and principles for its prevention [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2020,98:22.

[22] HE S Q, SONG D Z, HE X Q, et al. Numerical modelling of rockburst mechanism in a steeply dipping coal seam[J]. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 2023, 82(7): 23.

[23] 来兴平,许慧聪,陈建强,等.急斜采动夹持岩柱能量异化特征及其调控方法[J].采矿与安全工程学报,2021,38(3):429-438.
LAI Xingping, XU Huicong, CHEN Jianqiang, et al. Research on energy dissimilation characteristics and control method of sandwiched rock pillar by steeply inclined mining [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2021, 38(3): 429-438.

[24] 钟涛平.近直立煤岩层层裂压曲破坏规律及冲击机理研究[D].北京:北京科技大学,2025.
ZHONG Taoping. Study on layered fracture and buckling failure law of steeply inclined coal-rock strata and its induced rock burst mechanism[D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2025.

[25] ZHONG T P, LI Z L, SONG D Z, et al. Mechanism of rock burst vertical damage induced by layered crack structures of the steeply inclined extremely thick coal seams[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2025, 12(1): 24.

[26] ZHONG T P, LI Z L, SONG D Z, et al. Application of principal stress differentials to rockburst risk analysis and prevention[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2025, 17(6): 3676-3690.

[27] 李振雷.厚煤层综放开采的降载减冲原理及其工程实践[D].徐州:中国矿业大学,2016.
LI Zhenlei. Principle and application of rockburst control by weakening static and dynamic loading using top-coal caving in the mining of thick coal seams[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2016.

[28] 董 晗.单轴压缩下岩石斜裂纹扩展规律研究[D].重庆:重庆大学,2016.
DONG Han. Study the inclined rock crack propagation under uniaxial compression [D]. Chongqing: Chongqing University, 2016.

[29] 黄润秋.岩石高边坡发育的动力过程及其稳定性控制[J].岩石力学与工程学报,2008,27(8):1525-1544.
HUANG Runqiu. Dynamic processes and stability control of rock high slope development[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(8): 1525-1544.

[30] 孙训方,方孝淑,关来泰.材料力学.Ⅰ[M].北京:高等教育出版社,2019.
SUN Xunfang, FANG Xiaoshu, GUAN Laitai. Mechanics of materials. Ⅰ[M]. Beijing: Higher Education Press, 2019.

[31] LIU H Y, WANG G H, HUANG F. Methods to analyze flexural buckling of the consequent slabbed rock slope under top loading[J]. Mathematical Problems in Engineering, 2016(1): 3402547.

[32] 徐芝纶.弹性力学[M].北京:高等教育出版社,1992.
XU Zhilun. Elastic mechanics[M]. Beijing: Higher Education Press, 1992.

[33] 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.

[34] 窦林名,何学秋.冲击矿压防治理论与技术[M].徐州:中国矿业大学出版社,2001.
DOU Linming, HE Xueqiu. Theory and technology of rockburst prevention and control [M]. Xuzhou: China University of Mining and Technology Press, 2001.

(责任编辑 宋 爽)