

深埋薄基岩采场覆岩冒落拱与拱脚高耸岩梁复合承载结构形成机理与应用

王兆会^{1,2} 唐岳松^{1,2} 李 猛^{1,2} 吴山西^{1,2} 孙文超^{1,2} 李家龙^{1,2} 水艳婷^{1,2}

(1.中国矿业大学(北京) 能源与矿业学院,北京 100083; 2.放顶煤开采煤炭行业工程研究中心,北京 100083)

摘 要:焦作煤田赋存深埋厚冲积层薄基岩煤层,覆岩构成的特殊性导致顶板活动剧烈、地表下沉系数大,采场面临强矿压、突水溃沙威胁,沉陷区出现裂缝和积水,破坏房屋和农田。为提高深埋薄基岩采场围岩控制效果,以赵固二矿 14030 工作面为工程背景,采用室内试验、理论分析和现场实测等手段研究覆岩采动裂隙发育特征、顶板结构形态与承载机理,探究支架选型与灾害防控方法。结果表明:覆岩变形存在初始静止、慢速增长、快速增长和突变增长 4 个阶段,前 2 个阶段覆岩稳定,第 3 阶段因变形局部集中进入非稳定状态,第 4 阶段因非连续变形进入裂隙发育进程;采动裂隙萌生于高位厚冲积层,下行扩展导致基岩全厚断裂,形成覆岩冒落拱与拱脚高耸岩梁复合结构;覆岩连续变形受关键层控制,非连续变形由冲积层冒落裂隙主导;基于关键层沉降特征解释了采动裂隙萌生于高位厚冲积层的原因,揭示了裂隙下行扩展并贯穿岩层交界面的能量原理,采用断裂力学理论推导了基岩发生全厚剪切破断的力学条件;构建了冲积层冒落拱与拱脚高耸岩梁复合结构力学模型,提出了冒落拱极限承载能力与实际边界载荷计算方法,得到了冒落拱发生结构失稳的力学判据,采动应力旋转促进冲积层载荷向拱脚两侧传递,增强了冒落拱自稳能力;提出了基岩破断面恒定法向刚度条件下高耸岩梁承载能力计算方法,确定了保持岩梁平衡所需支架具备的支撑能力;基于厚冲积层冒落拱与拱脚高耸岩梁复合承载机理,提出了液压支架强度-刚度双参量选型方法和覆岩突水溃沙通道快速识别方法,实测结果表明赵固二矿 14030 工作面支架选型基本合理,突水溃沙通道识别则为顶板注浆钻孔参数确定提供了指导。

关键词:薄基岩;厚冲积层;覆岩裂隙;冒落拱;高耸岩梁;承载机理

中图分类号:TD325 文献标志码:A 文章编号:0253-9993(2023)02-0563-13

Development and application of overburden structure composed of caving arch and towering roof beam in deep longwall panel with thin bedrock

WANG Zhaohui^{1,2}, TANG Yuesong^{1,2}, LI Meng^{1,2}, WU Shanxi^{1,2}, SUN Wenchao^{1,2}, LI Jialong^{1,2}, SHUI Yanting^{1,2}

(1.School of Energy and Mining Engineering, China University of Mining and Technology-Beijing, Beijing 100083, China; 2.Top-coal Caving Mining Research Center of Coal Mining Industry, Beijing 100083, China)

Abstract: Deep coal seam with an overburden of thin bedrock and thick alluvium is affluent in Jiaozuo coalfield. Due to the special composition of overburden, roof movement is active and surface subsidence coefficient is large. Mining activity is threatened by strong mining pressure and water-sand inrush accident. The fracture and water are observed at the surface of mined-out area, which destroys buildings and agricultural land. In order to improve

收稿日期:2022-08-22 修回日期:2022-11-10 责任编辑:钱小静 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2022.1234

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51934008, 51904304);中央高校基本科研业务费资助项目(2022YQNY13)

作者简介:王兆会(1987—),男,山东泰安人,副教授,博士。E-mail:zhwang1024@163.com

引用格式:王兆会,唐岳松,李猛,等.深埋薄基岩采场覆岩冒落拱与拱脚高耸岩梁复合承载结构形成机理与应用[J].煤炭学报,2023,48(2):563-575.

WANG Zhaohui, TANG Yuesong, LI Meng, et al. Development and application of overburden structure composed of caving arch and towering roof beam in deep longwall panel with thin bedrock [J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(2): 563-575.



移动阅读

ground control in such longwall panels, overburden fracture development, structure formation and its bearing mechanism are analyzed by taking No. 14030 longwall panel in the second coal mine of the Zhaogu mining area as the background. Based on the results from laboratory test, theoretical analysis and field measurement, the overburden deformation is divided into four stages, including initial static, slow increase, quick increase and catastrophe increase stages. The overburden is stable in the first two stages. It becomes instable due to deformation localization in the third stage and a fracture development appears due to discontinuous deformation in the last stage. Mining induced fracture initiates in the thick alluvium, propagating downward into the bedrock. Full-thick rupture of the bedrock leads to the formation of overburden structure composed of caving arch and towering roof beam. Overburden movement is dominated by the key stratum in the continuous stage, which becomes dominated by the fracture propagation of the alluvium in the discontinuous stage. Fracture initiation is explained based on the deformation characteristics of the key stratum. The energy principle is used for explaining the fracture penetration phenomenon at the bedding plane. Full-thick shear rupture condition for the bedrock is deduced from fracture mechanics. After that, the mechanical model is established for the overburden structure composed of caving arch and towering roof beam. Load-bearing capacity and actual load transmitted onto the caving arch are determined, which reveals the structural instability condition of the arch. Mining induced stress rotation makes overburden load be transmitted toward the skew back of the arch, which greatly improves the arch stability. Load-bearing capacity of the towering roof beam is calculated by assigning constant normal stiffness condition to the rupture fracture of the bedrock and moreover, the support capacity necessary to keep the balance of towering roof beam is determined. Based on the bearing mechanisms of the combined overburden structure, a double parameter method, including strength and stiffness, is proposed for support design and a flowing path identification method for water-sand inrush is also put forward. Field measurements indicate that the support type is basically reasonable in No. 14030 longwall panel. Accurate identification of water and sand flowing path provides an effective guidance for the parameter determination of the grouting borehole in roof strata.

Key words: thin bedrock; thick alluvium; overburden fracture; caving arch; towering rock beam; load-bearing mechanism

煤炭地下开采引发上覆岩层运动是采场发生多种矿压灾害的根源^[1]。为降低采场矿压对开采活动的影响,岩层运动与控制方法成为矿压理论研究必不可少的分支^[2]。基于岩层运动与控制思想开发了煤炭绿色开采和科学开采技术体系,指导采矿科学获得长足发展^[3-5]。但是,随着复杂难采煤层开发进程的深入,传统岩层运动与控制理论在特殊条件采场矿压控制中的适用性降低。急需理清复杂难采煤层覆岩运动规律,提出适用于复杂赋存条件的岩层控制技术,实现复杂难采煤层的科学开采。

岩层运动与控制研究将采场覆岩自下而上划分为垮落带、裂隙带和弯曲下沉带,并提出了岩层控制的关键层理论,建立了不同岩层破断运动过程的力学联系,实现采场矿压、岩层运动和地表沉陷的协同分析^[6]。直接顶、基本顶位于垮落带与裂隙带,其破断运动特征直接影响采场矿压剧烈程度,因此,是岩层控制的重点关注区域。直接顶随采随冒,液压支架仅承担控顶区直接顶的自重载荷,对采场矿压影响较小。基本顶是距煤层最近的关键层,破断岩块尺寸大且排列整齐,对采场矿压影响强烈。钱鸣高院士

等^[7]根据基本顶运动轨迹观测提出了砌体梁结构理论;宋振骥院士等^[8]根据采空区顶板位态观察和采场矿压特点提出了传递岩梁结构理论。砌体梁和传递岩梁理论的提出,从结构平衡角度为顶板压力确定提供指导,将顶板控制由定性提升至定量层面。随着厚煤层高强度开采的进行,多个关键层进入采动范围,提出了下位悬臂梁-上位砌体梁和上-下位双组砌体梁结构模型,解释了高强度采场存在的大-小周期来压现象^[9-10]。针对大空间采场出现的顶板动载冲击现象,构建了悬臂梁动力破断的折叠突变模型和砌体梁失稳的能量迹线模型,提出了顶板压力确定的动载荷法^[11-13]。针对大同矿区坚硬顶板特厚煤层综放采场遭遇的强矿压问题,于斌等提出了远-近场覆岩结构力学模型,开发了近场顶板预裂和远场地表压裂的强矿压控制技术^[14]。针对传统梁、板理论在解释采场矿压分区特征方面存在的不足,杨胜利等^[15]采用中厚板理论求解了厚硬顶板内部拉应力、剪应力分布特征,实现了厚硬顶板采场矿压的分区、分级控制。黄庆享^[16]将砌体梁理论应用于浅埋采场,提出了短砌体梁和台阶岩梁的概念,解释了浅埋薄基岩采场发

生切顶灾害的原因。急倾斜采场岩层载荷沿平行于岩层面方向的分量远大于垂直层面方向,传统梁、板理论难以解释顶板的破断运动规律,构建了急倾斜顶板失稳的倾倒-滑塌模型^[17],提出了该类采场顶板-支架-底板等围岩系统结构要素的动力学分析方法^[18]。深埋薄基岩采场存在同浅埋薄基岩采场相似的顶板动载现象,但其发生机理完全不同,发现了厚冲积层失稳对基岩破断的控制作用,给出了顶板动载发生的力学条件,并推导了厚冲积层载荷边界方程^[19]。

岩层控制理论与技术的发展为我国煤炭地下科学开采提供了理论支撑与技术保障。随着深埋薄基岩、急倾斜等复杂难采煤层的开发,由于采场覆岩构成和运动模式的特殊性,传统梁、板结构理论在复杂采场岩层控制中的不适性初露端倪。笔者以赵固二矿深埋厚冲积层薄基岩厚煤层开采为工程背景,在研究岩层运动规律的基础上,分析厚冲积层作用下薄基岩破断机理,构建采场顶板承载结构力学模型,为提

高采场岩层控制效果提供保障。

1 深埋厚冲积层薄基岩煤层开采特点

我国河南焦作煤田、山东巨野煤田和安徽淮南煤田赋存大量深埋厚冲积层薄基岩厚煤层,煤层厚度普遍大于 6.0 m,其中焦作煤田赵固矿区、巨野煤田新巨龙矿区和淮南煤田口孜东矿区开采深度已近千米。由于赋存条件的特殊性和开采空间的大尺寸性,岩层运动规律不清,控制难度升高,采场矿压呈现出一系列新特点,严重威胁开采安全。

赵固二矿 14030 大采高工作面埋深大于 800 m,主采二₁煤,煤层平均厚度 6.5 m。直接顶为泥岩和砂质泥岩互层,厚度约 10 m;基本顶为大占砂岩,厚度 8.0 m,上位还存在一层厚 10.0 m 的粗砂岩,为主关键层。14030 工作面上方基岩厚度 40~70 m、冲积层厚度大于 700 m,存在多个含水层,地质钻孔柱状如图 1(a) 所示,14030 底抽巷顶板钻孔取心结果如图

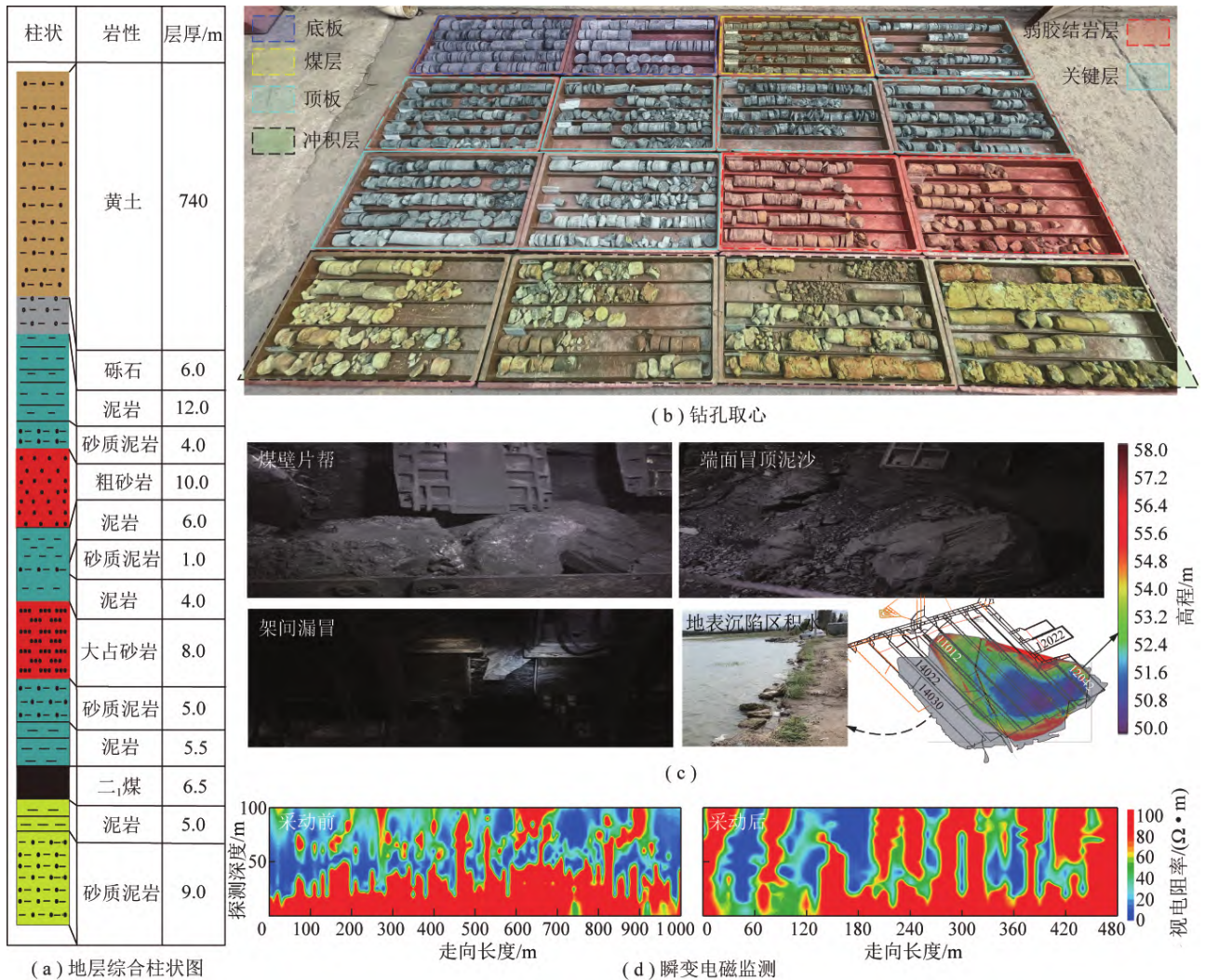


图 1 赵固二矿 14030 工作面地质条件与开采特征

Fig.1 Geological and mining conditions of 14030 longwall face in second Zhaogu Coal Mine

1(b) 所示。开采期间工作面顶板压力大且动载明显,造成煤壁片帮、顶板漏冒且局部伴随溃水溃沙,地表下沉速度快、沉陷区积水严重等岩层控制问题,如图 1(c) 所示。采用瞬变电磁对 14030 工作面回采前后覆岩视电阻率进行实测,结果如图 1(d) 所示。瞬变电磁纵向监测深度 100 m,开采前基岩范围内视电阻率明显大于冲积层,高阻区和低阻区均呈连续分布形态,表明覆岩完整且冲积层底部存在含水层。工作面推出开切眼 500 m 后,采空区上方岩层视电阻率连续分布被打破,走向上呈现高、低电阻率间隔分布特征,纵向上发生低阻区下移现象,表明工作面推进过程中贯穿基岩全厚的采动裂隙呈间断式

出现,冲积层潜水沿采动裂隙流向工作面和采空区,导致基岩渗水区视电阻率降低,冲积层潜水流失区视电阻率升高。若顶板控制不当,贯穿工作面与含水层的基岩采动裂隙呈张开状态,工作面将面临突水溃沙威胁。

2 厚冲积层作用下薄基岩顶板破断机理

2.1 覆岩采动裂隙形态与扩展轨迹

以赵固二矿 14030 工作面为工程背景开展相似材料物理模拟试验,模型相似比、材料配比确定方法与文献[19]一致,模型尺寸 4.2 m×0.25 m×1.6 m,几何相似比 1:200,模型参数和材料配比见表 1。

表 1 物理模型参数与配比

Table 1 Properties and material ratio for physical model

层号	岩性	模拟材料密度/(g·cm ⁻³)	相似材料抗压强度/MPa	模拟抗压强度/MPa	分层,厚度/cm	每分层总质量/kg	配比号	每分层用/kg			
								砂	灰	膏	水
13	黄土	1.63	0.023	0.021	60 2.00	34.230					4.108
12	泥岩	1.72	0.137	0.149	4 2.25	40.635	855	36.120	2.258	2.258	2.844
11	砂质泥岩	1.75	0.185	0.198	1 2.00	36.750	846	32.667	1.633	2.450	2.573
10	粗砂岩	1.82	0.265	0.253	2 2.50	47.775	746	41.803	2.389	3.583	3.344
9	泥岩	1.72	0.137	0.149	2 1.50	27.090	855	24.080	1.505	1.505	1.896
8	砂质泥岩	1.75	0.185	0.198	1 0.50	9.1875	846	8.167	0.408	0.613	0.643
7	泥岩	1.72	0.137	0.149	1 2.00	36.120	855	32.107	2.007	2.007	2.528
6	大占砂岩	1.79	0.226	0.211	2 2.00	37.380	755	32.708	2.336	2.336	2.617
5	砂质泥岩	1.75	0.185	0.198	1 2.50	45.938	846	40.833	2.042	3.063	3.216
4	泥岩	1.72	0.137	0.149	1 2.75	49.665	855	44.147	2.759	2.759	3.477
3	二 ₁ 煤	1.68	0.108	0.995	1 3.25	57.330	955	51.597	2.867	2.867	4.013
2	泥岩	1.72	0.137	0.149	1 2.50	45.150	855	40.133	2.508	2.508	3.161
1	砂质泥岩	1.75	0.185	0.198	1 2.00	36.750	846	32.667	1.633	2.450	2.573

注:第 13 层黄土中河沙:锯末:石灰:石膏=10:1:0.2:0.2(质量比)。

试验得到覆岩采动裂隙分布如图 2(a) 所示。采场基岩呈全厚破断模式,层间离层现象不明显,形成高度大于跨度的高耸岩梁;厚冲积层则呈拱形冒落区渐进发育模式。厚冲积层冒落裂隙与基岩破断裂隙贯通导致工作面来压。

采动裂隙扩展过程的 DIC 监测结果如图 2(b) 所示,采动影响下高位冲积层首先出现应变局部化现象,变形集中带出现于冒落拱顶部上方,呈下行发育态势。带内应变达到 5×10^{-2} 时,冲积层由连续向非连续变形转变。变形集中带萌生的采动裂隙下行扩展并击穿岩层交界面进入薄基岩,导致基岩全厚破断,形成新的冒落拱和拱脚高耸岩梁复合结构。

沿采动裂隙扩展路径选 3 个特征点,特征点应变演化曲线如图 2(c) 所示。覆岩变形存在初始静止、

慢速增长、快速增长和突变增长 4 个阶段。静止阶段覆岩未受采动影响,特征点未发生变形;采动影响后,覆岩变形因弱扰动开始慢速增长。随着采动效应增强,应变增长速度提升,特征点发生应变局部化现象。变形集中带萌生采动裂隙后,裂隙面两侧岩体相对运动导致特征点应变进入突变增长阶段。特征点 a 应变曲线进入增长阶段的时间最早,特征点 b 滞后约 15 s,表明采动裂隙在冲积层中的扩展速度快。特征点 c 位于基岩中,应变增长时间滞后点 b 达 30 s,表明厚冲积层冒落裂隙穿越岩层交界面进入基岩后继续下行扩展。但由于基岩强度升高,裂隙扩展速度降低,特征点 c 应变增长点滞后 a、b 两点的时延增长。

由于覆岩构成的特殊性,深埋厚冲积层薄基岩采场覆岩采动裂隙萌生于高位厚冲积层,继而快速下行

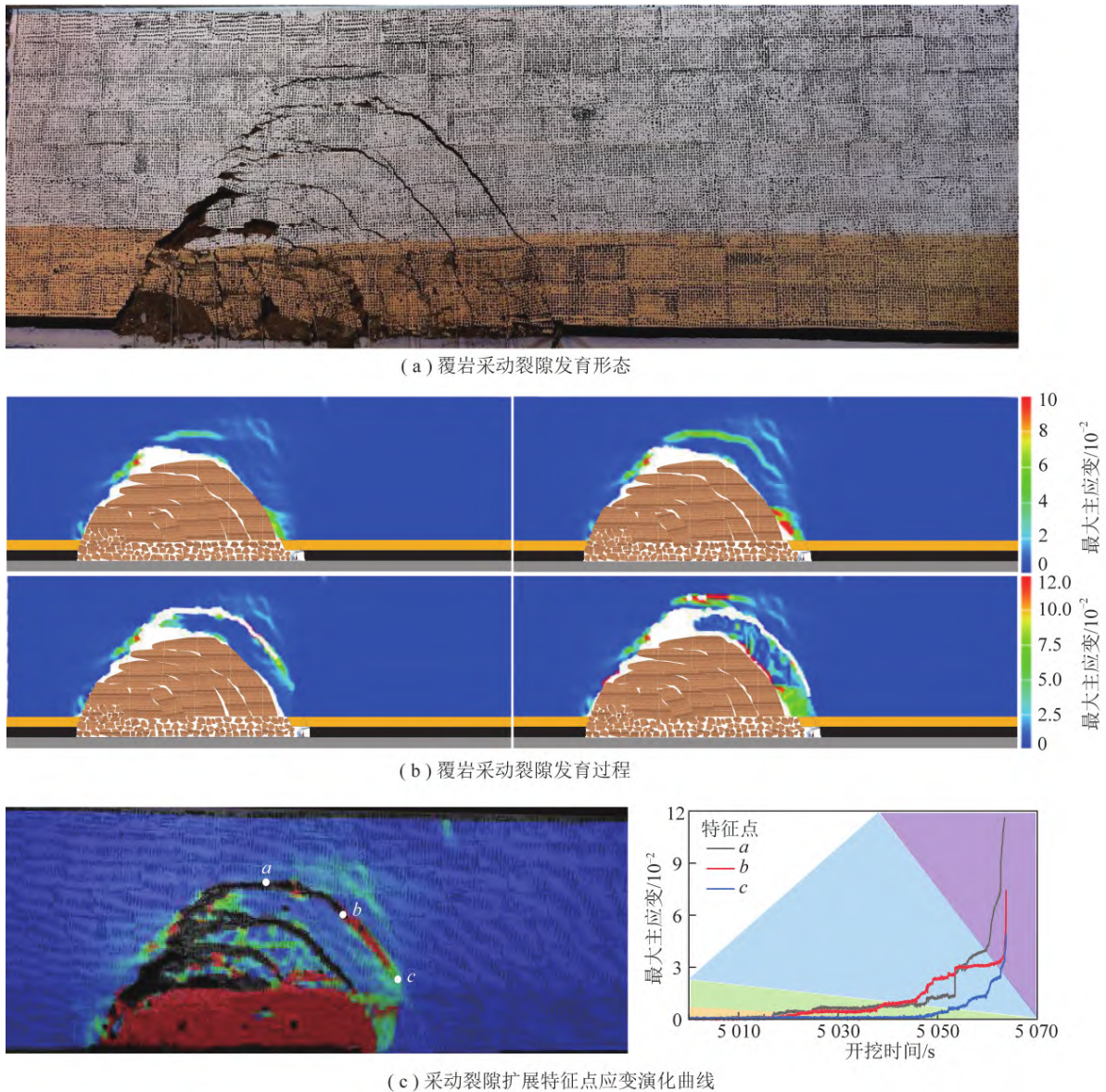


图 2 深埋厚冲积层薄基岩采场覆岩裂隙发育特征

Fig.2 Overburden fracture development characteristics in deep longwall face with thin bedrock and thick alluvium

扩展并在惯性作用下击穿岩层交界面进入薄基岩, 存储于基岩中的弹性应变能快速释放, 驱动穿层裂隙继续扩展, 导致基岩全厚断裂。厚冲积层中形成高位冒落拱, 薄基岩断裂形成拱脚高耸岩梁, 冒落拱与高耸岩梁形成复合承载结构。

由于岩土材料破坏后具有碎胀性, 覆岩冒落拱不会随开采范围的增加持续发育至地表。若基岩破断和冲积层冒落引起的碎胀程度与采出空间相当, 即满足式(1), 覆岩冒落拱停止上行发育, 首轮冒落拱发育过程结束, 拱内冒落体进入压实阶段, 冒落裂隙压实闭合, 如图 3 所示。若工作面继续向前推进, 二轮冒落拱于首轮冒落拱的拱脚外部重新开始发育, 同时模型上边界出现超前地表裂隙。地表裂隙释放了冲积层中的拉应力, 冲积层载荷传递不充分, 二轮冒落

拱跨距呈增大趋势。由于冲积层厚度大, 地表裂隙发育深度稳定在 10~20 m, 仅对下位冲积层产生应力释放效应, 不会与冒落拱贯通, 因此, 二轮冒落拱发育过程与首轮冒落拱相似。

$$H_{\max} = M / (K_p - 1) \quad (1)$$

式中 H_{\max} 为覆岩冒落拱最大发育高度, m; M 为煤层厚度, m; K_p 为覆岩碎胀系数。

深埋薄基岩采场矿压、岩层运动和地表沉陷特征与浅埋薄基岩采场存在明显区别。前者煤壁破坏严重, 顶板下沉量大, 厚冲积层作用下采动裂隙呈下行扩展态势, 覆岩结构以厚冲积层冒落拱与拱脚高耸岩梁复合承载体为典型特征, 地表裂缝为张开型, 张开度小; 后者煤壁相对稳定, 顶板台阶下沉严重, 关键层控制下采动裂隙呈上行扩展态势, 覆岩结构以短砌体

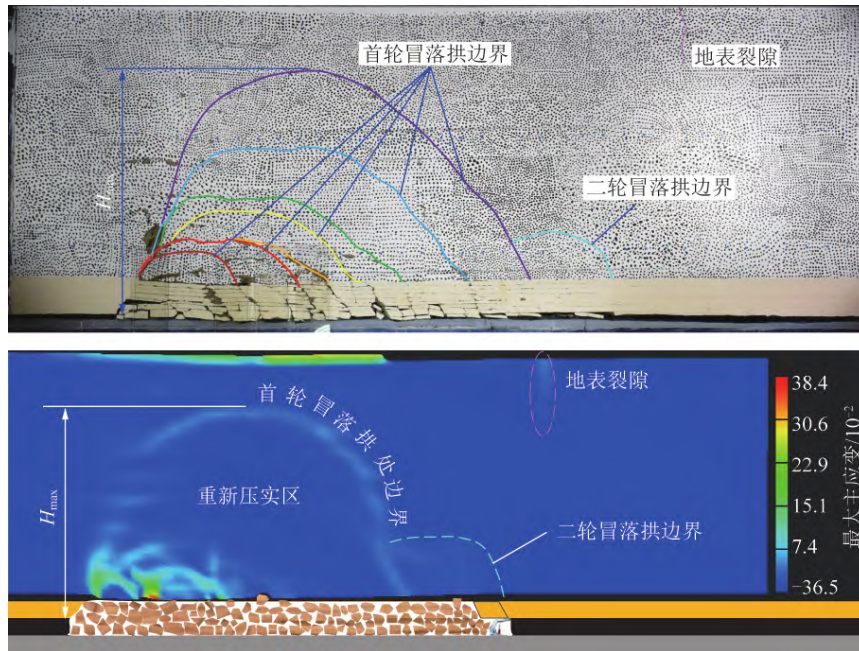


图3 深埋厚冲积层薄基岩采场二轮冒落拱发育特征

Fig.3 Second round development of overburden fracture in deep longwall face with thin bedrock and thick alluvium

梁和台阶岩梁为典型特征,地表裂隙为张开型或剪切型,张开度和剪切错动量达到米级^[20]。上述区别表明浅埋薄基岩采场岩层运动控制理论不适于深埋薄基岩采场,急需探明该类采场岩层运动规律,为岩层控制提供指导。

2.2 深埋采场薄基岩顶板破断机理

综合柱状图和钻孔取心结果表明,14030工作面覆岩存在大占砂岩和粗砂岩2个关键层,前者为亚关键层,后者为主关键层。关键层理论认为亚关键层控制其与主关键层之间岩层的破断运动,主关键层控制其上位岩层和厚冲积层的破断运动,覆岩采动裂隙呈上行发育特征。深埋厚冲积薄基岩采场覆岩采动裂隙则呈完全相反的下行扩展特征,厚冲积层破坏裂隙击穿岩层界面,导致基岩发生全厚破断,层间离层现象不明显,基岩破断块体高度大于跨度,如图4所示。相似材料物理模拟试验结果表明,关键层仅对覆岩连续变形阶段起控制作用,对裂隙发育和破断运动阶段的控制作用减弱甚至消失。基岩连续变形阶段,关键层以两端固支梁、悬臂梁结构形式控制覆岩变形,两端固支梁和悬臂梁下沉曲线由式(2)确定:

$$w_1 = \frac{qx^2}{2Eh^3}(x-L)^2, w_2 = -\frac{qx^2}{2Eh^2}(x^2 - 4xL + 6L^2) \quad (2)$$

式中 w_1 、 w_2 分别为固支和简支条件下关键层的挠度, m ; q 为传递至关键层上的载荷, MPa ; E 为关键层弹性模量, GPa ; h 和 L 分别为关键层的厚度和跨度, m ; x 为距固支点的距离, m 。

关键层初次和周期破断前,受其控制的覆岩连续下沉变形特征如图4(a)所示。初次破断前两端固支梁最大下沉量位于采空区中部,周期破断前悬臂梁最大下沉量位于自由端。冲积层变形量同关键层下沉量一致,即最大变形值出现在关键层最大下沉位置处,因此,变形局部化现象首先出现于冒落拱的前上方^[19],如图2(b)所示。厚冲积层发生变形局部化现象时,变形值集中分布于变形集中带内,带外变形值可忽略不计。假设变形集中带内部应变均匀分布,则关键层最大下沉位置处厚冲积层的最大应变为

$$\varepsilon = w/W \geq \varepsilon_1 \quad (3)$$

式中, ε 为变形集中带应变; w 为关键层最大下沉量, m ; W 为冲积层变形集中带宽度, m ; ε_1 为厚冲积层允许的极限拉伸应变。

若变形集中带应变达到冲积层极限拉伸应变,即满足式(3)时,带内开始萌生采动裂隙,厚冲积层进入非连续变形阶段,如图4(b)所示。巴西劈裂试验DIC监测结果表明,厚冲积层容许拉伸变形量极小,关键层固支端尚未达到抗拉极限,最大下沉量位置对应的厚冲积层变形集中带应变已达到极限拉伸应变,因此,深埋薄基岩采场覆岩采动裂隙首先萌生于高位厚冲积层。传统矿压理论认为关键层首先达到抗拉极限发生断裂,进而引起高位岩层的破断运动,因此,关键层理论在深埋厚冲积层薄基岩采场覆岩非连续变形阶段的适用性降低。对比分析关键层断裂步距和冒落拱极限跨距可解释采动裂隙下行发育的原因,关键层初次和周期破断步距由式(4)确定,文献[19]给

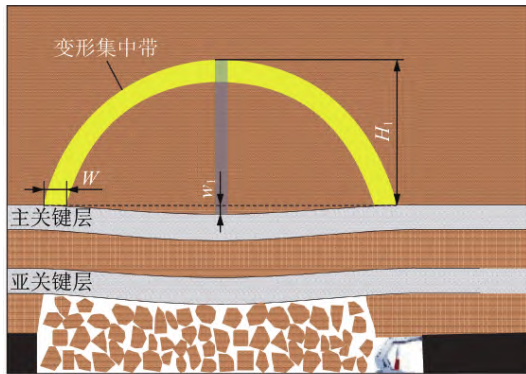
出了厚冲积层冒落拱跨距由式 (5) 确定, 则满足深埋厚冲积层薄基岩采场覆岩采动裂隙典型下行发育特征的基本力学条件为 $(L_{si} - L_{si-1}) \leq L_r$ 。

$$L_{r1} = h \sqrt{\frac{2\sigma_{rt}}{q}} \quad L_{r2} = h \sqrt{\frac{\sigma_{rt}}{3q}} \quad (4)$$

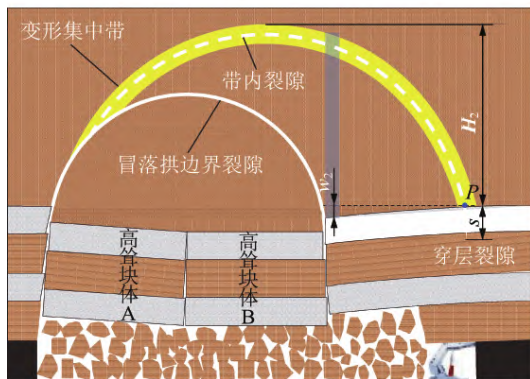
$$\begin{cases} L_{s1} = \frac{2\sigma_{st}}{r\pi} (\pi f + 2 - 2f) \\ L_{si} = \frac{L_{s1} + \sqrt{L_{s1}^2 + L_{si-1}^2}}{2} \end{cases} \quad (5)$$

式中 L_r 为关键层破断步距, m; L_{r1} 和 L_{r2} 分别为关键层初次和周期破断步距, m; σ_{rt} 为关键层抗拉强度, MPa; L_{s1} 和 L_{si} 分别为冒落拱初次和第 i 次垮落后的跨距, m; σ_{st} 为冲积层抗拉强度, MPa; f 为冲积层坚固性系数。

厚冲积层破坏裂隙萌生后, 采动影响下快速下行扩展并抵达基岩上表面 P 点, 快速扩展裂隙在惯性作用下击穿岩层交界面进入基岩, 并在基岩中形成穿层裂隙, 如图 4(b) 所示。深埋厚冲积层薄基岩采场覆岩采动裂隙穿层扩展模式与软硬岩石组合体破坏裂隙发育过程一致。



(a) 初次破断



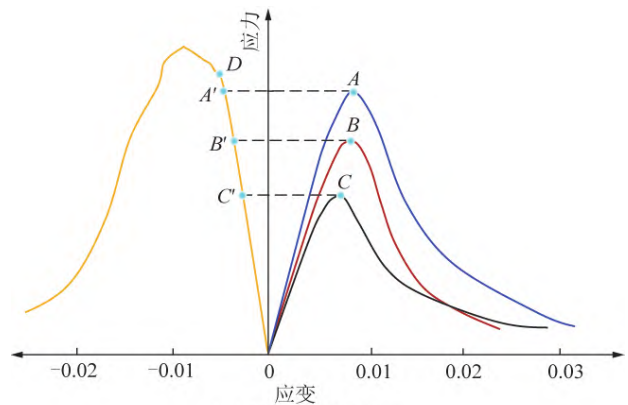
(b) 周期破断

图 4 覆岩采动裂隙萌生与扩展过程

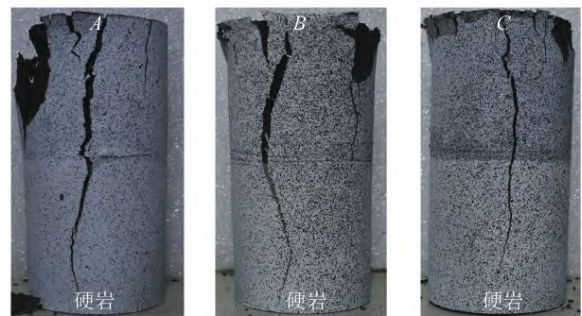
Fig.4 Initiation and propagation of overburden fracture

改变岩石强度比, 制作 A、B、C 三种岩石组合体

并开展单轴加载试验, 不同岩石组合体破坏模式一致, 如图 5 所示。软岩部分首先萌生 I 型拉伸裂隙, 裂隙向下扩展穿越交界面进入硬岩部分。组合体软岩部分破坏裂隙充分发育, 裂隙穿越岩石交界面在硬岩部分均形成一条裂隙, 但裂隙扩展长度和张开度则差异明显, 该差异是由岩石强度比造成的。软岩达到峰值强度点 A、B、C 时, 宏观拉伸破坏裂隙已经形成, 但硬岩部分仍处于弹性变形状态。I 型裂隙快速扩展并在惯性作用下进入硬岩部分, 导致存储于硬岩中的弹性应变能释放, 转变为穿层裂隙表面能。随着加载进程的继续, 软岩进入软化变形阶段, 轴向应力水平开始降低。该阶段外力持续对组合体做功, 但能量全部被软岩部分吸收, 硬岩则进入弹性恢复阶段, 同样对软岩部分做功, 处于能量输出状态, 最终导致软岩发生高程度破坏。



(a) 应力-应变曲线



(b) 裂隙发育形态

图 5 岩石组合体变形破坏特征

Fig.5 Failure characteristics of combined rock samples

软岩萌生的 I 型裂隙扩展进入硬岩后, 硬岩部分失去能量输入, 进入能量释放和输出阶段, 因此, 岩石组合体中穿层裂隙的扩展不具备持续性。软岩强度越大, 破坏裂隙穿越岩石交界面时存储于硬岩中的能量越多, 穿层裂隙惯性扩展长度和张开度越大。厚冲积层采动裂隙穿越岩层交界面进入基岩的扩展机理与岩石组合体拉伸破坏裂隙形成机制一致。穿层裂隙在基岩中的惯性扩展长度为 s , 如图 4(b) 所示。但是, 基岩所处应力环境与岩石组合体硬岩部分完全不

同,前者穿层裂隙具备持续扩展条件,有异于后者穿层裂隙的非持续性扩展模式。厚冲积层采动裂隙充分发育导致新生冒落拱出现,新、旧冒落拱间的冲积层载荷快速向下位传递,驱动穿层裂隙继续扩展。

由于基岩厚度大于悬伸长度,固支边界处拉应力发育受到抑制,穿层裂隙后续扩展模式类属 II 型,基岩发生剪切破断。文献 [19] 分析结果表明冲积层冒落和基岩悬伸双重作用下载煤壁上方形成的剪应力可由式 (6) 计算:

$$\tau_r = \frac{\pi\gamma}{3fH_r}(L_{si} + L_{si-1}) + \gamma(L_{si} - L_{si-1}) \quad (6)$$

式中, τ_r 为基岩中的剪应力, MPa; γ 为岩石容重, kN/m^3 ; H_r 为基岩厚度, m。

将式 (6) 确定的剪应力视为基岩穿层裂隙的远场载荷,则远场剪应力作用下裂隙尖端产生的应力强度因子^[21]为

$$K_{II} = Y\tau_r\sqrt{\pi s} \quad (7)$$

式中, K_{II} 为裂隙发生 II 型扩展尖端应力强度因子; Y 为无量纲几何修正因子,其表达式^[21]为

$$Y = 1.12 - 0.23s/H_r + 10.55(s/H_r)^2 - 21.72(s/H_r)^3 + 30.39(s/H_r)^4 \quad (8)$$

厚冲积层新生冒落拱结构形成后,拱内冒落体自重载荷快速传递作用下,薄基岩上表面惯性穿层裂隙继续发生 II 类扩展的条件为

$$K_{II} \geq K_{IIc} \quad (9)$$

式中, K_{IIc} 为基本顶断裂韧度, $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 。

3 覆岩冒落拱与高耸岩梁复合承载结构

深埋薄基岩采场覆岩形成厚冲积层冒落拱与拱脚高耸岩梁复合结构,如图 4(b) 所示。冒落拱与拱脚高耸岩梁结构的稳定性共同保障工作面开采空间安全,任一结构失稳都会造成工作面矿压剧烈显现。为避免对开采活动造成影响,分别对高位冒落拱和低位高耸岩梁结构承载能力进行分析。

3.1 厚冲积层冒落拱稳定性分析

此处认为厚冲积层冒落拱厚度与变形集中带宽度一致,则冒落拱结构的极限承载能力可由式 (10)^[22] 确定。冒落拱形成后,采动范围内的厚冲积层载荷快速向下位承载结构传递,若实际载荷达到冒落拱的极限承载能力,则冒落拱发生结构失稳。

$$q_{\max} = \frac{6E_s W^3}{25 L_{si}^3} \quad (10)$$

式中, E_s 为厚冲积层弹性模量, GPa。

厚冲积层非均匀沉降引起应力拱效应,具备一定的

自承载能力,因此,并非所有受采动影响的冲积层载荷均由冒落拱承担。厚冲积层冒落拱结构承载机理如图 6 所示。冒落拱上方任取一薄层进行受力分析,薄层之上受采动影响的冲积层高度为 h_a ,采动影响范围内的冲积层载荷作用在薄层之上,则薄层位置处的最大主应力 $\sigma_1 = \gamma_a h_a$ 。借鉴土力学理论忽略冲积层黏聚力,则根据极限平衡原理可得薄层位置处的最小主应力 $\sigma_3 = \sigma_1(1 - \sin \varphi) / (1 + \sin \varphi)$,其中 γ_a 和 φ 分别为冲积层容重和内摩擦角^[23-24]。非均匀沉降后薄层变形为圆弧条带,假设厚冲积层沉降范围与冒落拱跨度一致,非均匀沉降在两侧边界引发剪切效应,剪应力发育促使采动应力发生旋转。变形后的最小主应力迹线与条带形状一致,最大主应力沿条带径向分布,如图 6 所示。

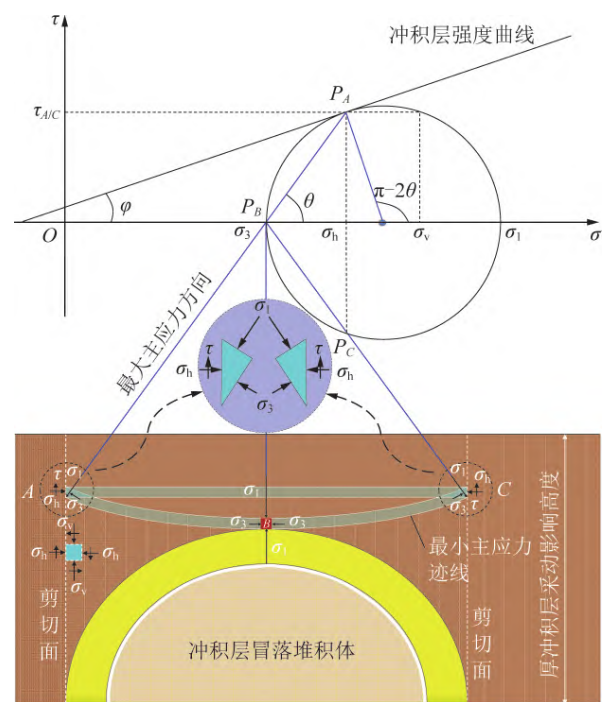


图 6 厚冲积层冒落拱结构承载机理

Fig.6 Bearing mechanism of caving arch in thick alluvium

厚冲积层薄层两端和中间位置 A、B、C 三点应力状态在莫尔应力圆上的相对位置如图 6 所示。两侧剪切面上的主应力旋转角度为 $\pi/2 - \theta$,其中 θ 为最大主应力与水平面的夹角。厚冲积层沉降边界处的应力旋转角 θ_0 一般取 $\pi/4 + \varphi/2$ ^[23]。根据应力圆中的几何关系可以确定薄层条带任意位置处的水平、垂直和剪应力分量^[25]分别为

$$\begin{cases} \sigma_h = (\cos^2 \theta + k \sin^2 \theta) \sigma_1 \\ \sigma_v = (\sin^2 \theta + k \cos^2 \theta) \sigma_1 \\ \tau = \sigma_1(1 - k) \sin \theta \cos \theta \end{cases} \quad (11)$$

式中, σ_h 、 σ_v 、 τ 分别薄层任意点处的水平、垂直和剪应力分量, MPa; k 为最小与最大主应力之比,一般

取 $(1 - \sin \varphi) / (1 + \sin \varphi)$ 。

由式(11)可得冒落拱跨度方向上承受的垂直、水平应力变化趋势如图7所示。其中相对距离定义为薄层上的点与冒落拱中心水平间距同冒落拱半跨之比。薄层位置最大主应力本质为采动范围内冲积层自重载荷。采动应力旋转作用下,高位厚冲积层垂直应力呈现降低趋势,水平应力呈现升高趋势。冒落拱中心B点采动应力未发生旋转,该位置垂直应力与受采动影响的冲积层自重载荷相等,水平应力同样未得到强化。由冒落拱中心向拱脚位置,水平应力增大,垂直应力减小,即为应力拱效应。采动应力旋转引起的应力拱效应导致冲积层载荷向沉降边界两侧转移,缓解传递至冒落拱结构之上的载荷。随着采动应力旋转角度的增加,传递至冒落拱之上的冲积层载荷呈减小趋势,即采动应力旋转现象有利于增强厚冲积层冒落拱的稳定性。

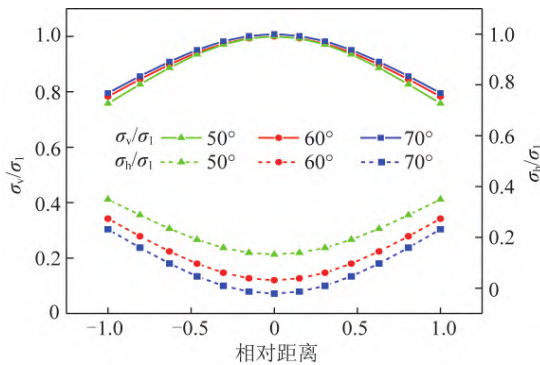


图7 冒落拱上覆载荷分布曲线

Fig.7 Load distribution above the caving arch

式(10)是按拱结构承受均布载荷得到的极限承载能力,式(11)和图7则表明厚冲积层冒落拱实际承受的覆岩载荷呈现非均布特征。为确定冒落拱结构的稳定性,对式(10)、(11)第2式沿拱跨度方向进行积分,确定拱结构上允许的最大集中力和实际集中力分别为

$$\begin{cases} F_{\max} = \frac{12}{25} \frac{W^3}{L_{si}^2} E_s \\ F_v = \frac{1}{2} \sigma_1 \left[(1+k) \left(\frac{\pi}{2} - \theta_0 \right) + \frac{1}{2} (1-k) \sin(2\theta_0) \right] \end{cases} \quad (12)$$

式中 F_{\max} 和 F_v 分别为冒落拱结构可承受的最大集中力和传递至其上的实际集中力, kN。

冒落拱上覆载荷满足 $F_{\max} = F_v$, 则拱结构达到极限平衡状态。若覆岩载荷继续向下位传递,则冒落拱发生结构失稳,威胁采场安全。文献[19]分析结果表明厚冲积层冒落拱结构失稳步距小于材料失稳引

起的新生冒落拱跨距,前者造成冒落拱局部失稳,后者造成冒落拱整体失稳。2种失稳模式在工作面推进过程中交替出现。

3.2 基岩高耸岩梁稳定性分析

厚冲积层冒落拱形成后,薄基岩发生全厚剪切破断并在拱脚形成高耸岩梁平衡结构,如图8所示。岩梁高度大于跨度,破断岩块的回转运动受到抑制,其运动模式以下沉为主。下沉过程中,基岩剪切破断面保持闭合状态,破断岩块与周围岩体保持面接触模式。高耸岩梁沉降过程的本质是沿基岩前后2次破断面发生剪切滑移的过程,且剪切滑移受到前方未断裂岩层和后方重新压实岩块的约束。工作面后方基岩破断岩块保持相对完整状态,岩块刚度与完整岩石刚度基本一致,压实后可与工作面前方完整岩层一同视为弹性边界,则高耸岩梁下沉导致前后破断面经历的剪切滑移过程可视为恒定法向刚度(CNS)边界条件。此外,基岩剪切破断面起伏不定,具有一定的粗糙度。粗糙断裂面和CNS边界为高耸岩梁结构再次达到平衡状态奠定了基础。

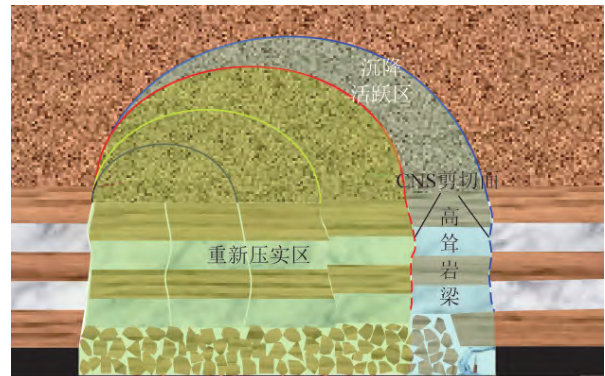


图8 基岩高耸岩梁结构承载机理

Fig.8 Bearing mechanism of towering roof beam in bedrock

高耸岩梁恒定法向刚度剪切滑移过程中,剪切面上的力学行为与恒定法向应力条件差异巨大。恒定法向应力条件下,破坏面剪切力学行为如图9(a)所示,剪切位移曲线存在峰值点,峰值过后破坏面抗剪能力下降,高耸岩梁进入不稳定状态,传递至支架之上的载荷将持续增大,顶板失稳和压架事故发生概率升高。恒定法向刚度条件下,破坏面剪切力学行为如图9(b)所示,粗糙破坏面上的剪胀效应受到边界条件抑制,剪应力随着剪切面粗糙度和剪切位移的增大呈单调升高趋势,高耸岩梁承载能力随着顶板下沉量的增大而增强,顶板稳定性升高。综上可知,在不影响开采安全的条件下,深埋厚冲积层薄基岩采场应允许顶板存在一定的下沉量,从而发挥高耸岩梁承载能力,提高采场支架-围岩系统结构的稳定性。为确定

高耸岩梁承载能力 需分析基岩破断面上的剪应力随下沉量的变化特征。LEE 等^[26]构建了恒定法向刚度条件下岩石裂隙剪切力学模型:

$$\begin{cases} \sigma_n = \sigma_{ni} + 4.1 \times 10^{-3} \left(\frac{UCS^{0.44} JRC^{0.94}}{\sigma_{nr}^{0.06}} \right) K_s u_s^{0.62} \\ \tau_s = \sigma_n \tan \left[\varphi_r + JRC \lg \left(\frac{UCS}{\sigma_n} \right) \right] \end{cases} \quad (13)$$

式中 σ_{ni} 和 σ_n 分别为基岩破断面上的初始法向应力和法向应力,MPa; τ_s 为剪应力,MPa; JRC 为基岩破断面粗糙度; φ_r 为基岩摩擦角, (°); UCS 为基岩单轴抗压强度,MPa; K_s 为滑移面剪切刚度, GPa/m; u_s 为滑移量, m。

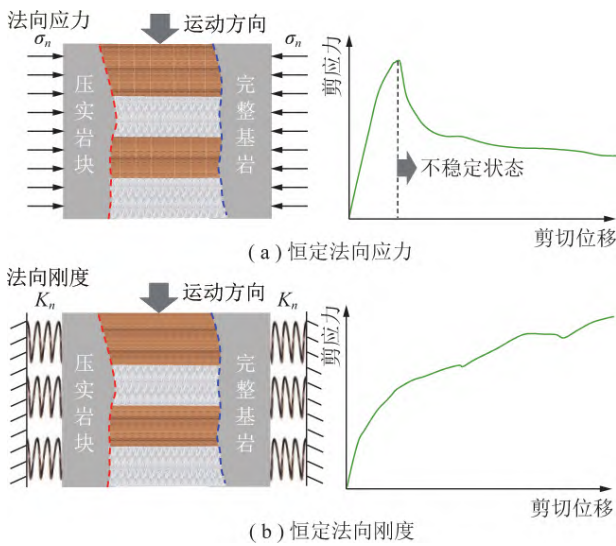


图9 不同边界条件下高耸岩梁剪切力学模型

Fig.9 Mechanical model for towering roof beam with different boundary conditions

对式(13)第2式在基岩剪切破断面上进行积分即可得到高耸岩梁自承载能力。积分结果表明基岩破断面粗糙度越大,高耸岩梁下沉过程中剪切面上孕育的剪应力和剪切面面积呈现升高的趋势,高耸岩梁承载能力得到增强。高耸岩梁停止剪切滑移进入稳定状态所需支架提供的支撑力由式(14)确定:

$$F_s = G - \lambda H_r L_r \tau_s \quad (14)$$

式中 F_s 为保证高耸岩梁结构稳定所需支架具备的支撑能力, kN; G 为基岩和冲积层块体重力, kN。

4 顶板复合承载结构工程应用

4.1 液压支架双参数选型

由式(13)、(14)可得传递至支架之上的实际顶板压力随顶板下沉量的变化曲线,通过压架试验或实测可得支架支撑力随立柱下缩量的变化曲线,如图

10所示。工作面允许的顶板最大下沉量为 w_{max} ,则该下沉量对应的顶板压力则为液压支架所具备的额定支撑能力下限 F_{min} ,连接原点与C点的直线斜率为液压支架刚度下限 K_{min} 。采用文献[19]所提方法确定支架额定阻力上限 F_{cap} ,连接原点与B点的直线斜率为支架刚度上限 K_{max} 。直线OB与OC所夹区域斜率为理想刚度区,其上方区域为高刚度区,下方区域为低刚度区。若支架额定阻力小于下限值 F_{min} 或支架刚度小于下限值 K_{min} ,均会造成顶板下沉量大于允许值 w_{max} 导致顶板失稳。若支架刚度大于上限值 K_{max} ,容易引发顶板动载冲击现象,支架吸收能量来不及释放,导致液压缸损坏现象。

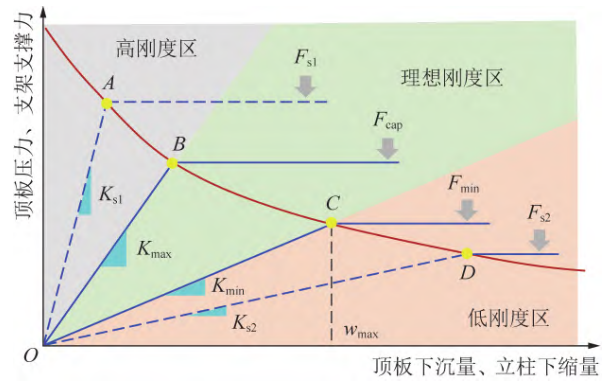


图10 液压支架强度和刚度双参量确定原则

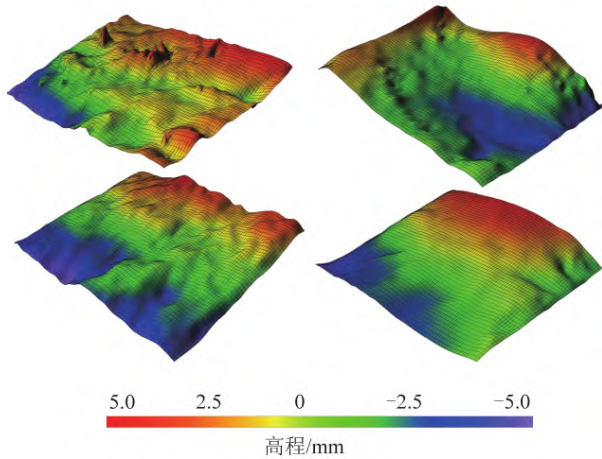
Fig.10 Determination principle for support strength and stiffness

赵固二矿顶板基岩主要由泥岩和砂岩组成,泥岩强度30~50 MPa,砂岩强度60~80 MPa,由式(5)确定高耸岩梁跨度约为20 m,岩梁高度与基岩厚度下限一致为40 m。高耸岩梁由两者共同组成,考虑到破断基岩力学性能劣化效应,高耸岩梁单轴抗压强度此处取40 MPa,岩梁破坏瞬间因轻微回转与完整基岩和重新压实岩石之间形成挤压应力取20 kPa,破坏面摩擦角取30°,破坏面两侧岩石剪切刚度取20 kPa/m,传递至岩梁之上的冲积层厚度取20 m。高耸岩梁两侧剪切滑移面上的剪应力还与基岩破断面粗糙度有关。为确定破断面粗糙度,制备边长100 mm的立方体顶板砂岩试件,如图11(a)所示。开展立方体岩石试件直剪试验,并对剪切破坏面空间形态进行扫描重构,结果如图11(b)所示。剪切破坏面呈现高低起伏趋势,受起伏程度影响,剪切破坏面面积是方形砂岩试件侧面面积的1.35倍。采用文献[27]给出的裂隙面粗糙度确定方法计算得到顶板砂岩剪切破坏面粗糙度介于14~17,此处取平均值为15。

将上述参数代入式(8)、(9)可得保证高耸岩梁处于稳定状态所需支架提供的支撑力随岩梁下沉量



(a) 立方体砂岩试件



(b) 剪切面重构结果

图 11 顶板砂岩剪切破坏面扫描重构

Fig.11 Reconstruction of shear plane in sand sample from roof strata

的变化曲线如图 12 所示。随着高耸岩梁下沉量的增加,传递至支架之上的顶板载荷呈现减少趋势。赵固二矿 14030 工作面安装 ZY18000/30/65D 型液压支架共计 100 架,当顶板下沉量达到 0.2 m 时,传递至液压支架之上的顶板载荷减小至支架额定工作阻力 18 000 kN,支架和顶板进入稳定状态,高耸岩梁停止下沉。14030 工作面最大采高 6.5 m,顶板下沉量小于 0.2 m 的条件下,对工作面安全回采工作无影响,得到该条件下液压支架刚度的最大值为 90 MN/m。支架阻力-立柱下缩量实测曲线如图 12 所示,液压支架实际刚度达到 120 MN/m,大于理论计算所得上限值。14030 工作面推进过程中,由于支架刚度较大,承受顶板动载冲击现象明显,动载冲击力达到额定阻力导致局部压架现象,但没有造成工作面长时间停滞,因此,14030 工作面支架选型基本合理,但从支架刚度优化角度来看,仍存在优化空间,可从降低支架刚度层面进一步提升支架与围岩的耦合性能。

4.2 突水溃沙通道快速识别

赵固矿区曾发生突水溃沙事故,造成工作面停滞整顿,威胁生产安全。突水溃沙发生的必备条件为:

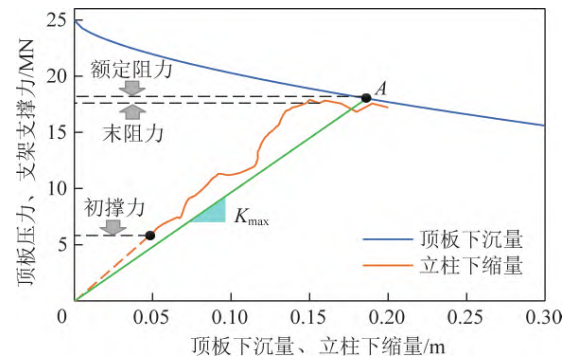


图 12 14030 工作面液压支架强度与刚度评价

Fig.12 Support stiffness evaluation for 14030 longwall face

充足且具备补给能力的物源、贯通物源与采场的裂隙通道和足以携带沙体流动的水压。快速识别突水溃沙通道位置可为灾害防治工作奠定基础。文献 [19] 给出厚冲积层冒落拱边界的函数表达式为

$$\frac{1}{L_{si}^2}x^2 + \frac{f^2}{L_{si}^2}y^2 = 1 \quad (15)$$

由式(15)可以确定厚冲积层冒落裂隙的发育轨迹,结合顶板砂岩破坏面三维形态重构结果可以预估冒落裂隙进入基岩后的扩展路径。厚冲积层冒落裂隙和基岩破断裂隙共同形成贯通突水溃沙物源与采场的流动通道。采用瞬变电磁对冲积层中潜水赋存特征进行实测,掌握含水区的位置,瞬变电磁蓝色低阻区代表含水区,如图 1 所示。将覆岩含水区实测结果与覆岩采动裂隙预测结果重叠覆盖,根据采动裂隙与含水区的连通性即可实现对突水溃沙通道的快速识别。根据突水溃沙通道识别结果,可以准确判别工作面是否受突水溃沙灾害威胁和威胁程度等级,并为注浆钻孔参数确定提供借鉴,有效封堵突水溃沙通道,实现灾害防控。

14030 工作面推进过程中覆岩采动裂隙预测结果和含水区分布的瞬变电磁实测结果覆盖叠加效果如图 13 所示。前 4 次工作面来压期间,覆岩采动裂隙均导致冲积层潜水向下流动,但对工作面威胁程度差异明显。第 1 次来压采动裂隙导通含水区位置位于开切眼一侧,对工作面开采无影响。第 2 次来压采动裂隙在工作面上方导通含水区,工作面受到突水溃沙灾害威胁,实际来压过程中端面存在局部溃水溃沙现象,如图 1 所示。第 3 次来压覆岩采动裂隙在冲积层冒落拱顶部位置导通含水区,水流下渗过程中导致冲积层采动裂隙再次闭合,实现弥合隔水,对工作面开采无影响。第 4 次来压采动裂隙大范围贯通含水区,工作面存在大范围突水溃沙危险,根据实测结果 14030 工作面对顶板采取注浆措施,封堵水沙流动通道,有效防控了突水溃沙灾害对开采的威胁。

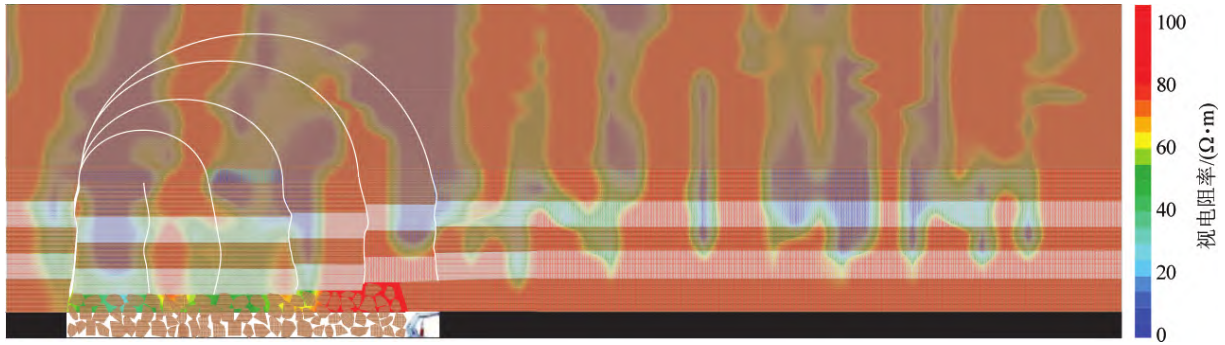


图 13 14030 工作面覆岩突水溃沙通道识别结果

Fig.13 Identification of water and sand flowing path for 14030 longwall face

5 结 论

(1) 赵固矿区覆岩冲积层与基岩厚度比大于 10:1, 类属深埋厚冲积层薄基岩赋存条件, 覆岩构成的特殊性导致开采扰动效应增强, 岩层活动剧烈, 地表下沉速度快, 采动前冲积层含水区呈连续分布, 采动后水沙沿覆岩裂隙下渗, 含水区呈非连续分布。

(2) 深埋薄基岩采场覆岩变形存在初始静止、慢速增长、快速增长和突变增长 4 个阶段, 前 2 阶段覆岩稳定, 第 3 阶段因变形局部化进入不稳定状态, 第 4 阶段非连续变形进入裂隙发育阶段; 采动裂隙萌生于高位厚冲积层, 下行扩展导致基岩全厚破断, 形成冲积层冒落拱与拱脚高耸岩梁复合结构。

(3) 连续变形阶段关键层对覆岩运动具备控制作用, 基于关键层变形曲线给出了厚冲积层变形集中带应变确定方法, 得到了采动裂隙萌生条件; 非连续变形阶段关键层对覆岩运动控制能力减弱, 借助岩石组合体抗压试验解释了采动裂隙穿越岩层交界面的原因, 推导了基岩发生全厚剪切破断的力学条件。

(4) 构建了厚冲积层冒落拱与拱脚高耸岩梁复合结构力学模型, 得到了传递至厚冲积层冒落拱之上的覆岩载荷, 给出了冒落拱结构失稳条件; 采动应力旋转对载荷传递具有抑制效应, 增强了冒落拱自稳能力; 确定了基岩破断面恒定法向刚度条件下高耸岩梁承载能力, 提出了保证岩梁平衡所需支架支撑能力的计算方法。

(5) 基于厚冲积层冒落拱与拱脚高耸岩梁复合承载机理, 提出了液压支架强度-刚度双参量选型方法和顶板突水溃沙通道快速识别方法。顶板压力与下沉量关系曲线理论计算结果、支架阻力与立柱下缩量实测结果表明 14030 工作面支架选型基本合理; 采动裂隙分布理论预测结果、覆岩含水区瞬变电磁实测结果表明突水溃沙通道识别方法可行。

参考文献(References):

- [1] 王家臣. 基于采动岩层控制的煤炭科学开采[J]. 采矿与岩层控制工程学报, 2019, 1(1): 013505.
WANG Jiachen. Sustainable coal mining based on mining ground control [J]. Journal of Mining and Strata Control Engineering, 2019, 1(1): 013505.
- [2] 钱鸣高, 许家林. 煤炭开采与岩层运动[J]. 煤炭学报, 2019, 44(4): 973-984.
QIAN Minggao, XU Jialin. Behaviors of strata movement in coal mining [J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(4): 973-984.
- [3] 钱鸣高, 许家林, 缪协兴. 煤矿绿色开采技术[J]. 中国矿业大学学报, 2003, 32(4): 343-348.
QIAN Minggao, XU Jialin, MIAO Xiexing. Green technique in coal mining [J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2003, 32(4): 343-348.
- [4] 钱鸣高. 煤炭的科学开采[J]. 煤炭学报, 2010, 35(4): 529-534.
QIAN Minggao. On sustainable coal mining in China [J]. Journal of China Coal Society, 2010, 35(4): 529-534.
- [5] 王家臣, 刘峰, 王蕾. 煤炭科学开采与开采科学[J]. 煤炭学报, 2016, 41(11): 2651-2660.
WANG Jiachen, LIU Feng, WANG Lei. Sustainable coal mining and mining sciences [J]. Journal of China Coal Society, 2016, 41(11): 2651-2660.
- [6] 钱鸣高, 缪协兴, 许家林. 岩层控制中的关键层理论研究[J]. 煤炭学报, 1996, 21(3): 225-230.
QIAN Minggao, MIAO Xiexing, XU Jialin. Theoretical study of key stratum in ground control [J]. Journal of China Coal Society, 1996, 21(3): 225-230.
- [7] 钱鸣高, 缪协兴, 何富连. 采场“砌体梁”结构的关键块分析[J]. 煤炭学报, 1994, 19(6): 557-563.
QIAN Minggao, MIAO Xiexing, HE Fulian. Analysis of key block in the structure of voussoir beam in longwall mining [J]. Journal of China Coal Society, 1994, 19(6): 557-563.
- [8] 宋振骥, 郝建, 石永奎, 等. “实用矿山压力控制理论”的内涵及发展综述[J]. 山东科技大学学报(自然科学版), 2019, 38(1): 1-15.
SONG Zhengqi, HAO Jian, SHI Yongkui, et al. An overview of connotation and development of practical ground pressure control theory [J]. Journal of Shandong University of Science and

- Technology(Natural Science) 2019 ,38(1) :1-15.
- [9] 许家林, 鞠金峰. 特大采高综采面关键层结构形态及其对矿压显现的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2011 ,30(8) : 1547-1556.
- XU Jialin ,JU Jinfeng. Structural morphology of key stratum and its influence on strata behaviors in fully-mechanized face with super-large mining height [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering 2011 ,30(8) : 1547-1556.
- [10] 闫少宏, 尹希文, 许红杰, 等. 大采高综采顶板短悬臂梁-铰接岩梁结构与支架工作阻力的确定 [J]. 煤炭学报, 2011 ,36(11) : 1816-1820.
- YAN Shaohong ,YIN Xiwen ,XU Hongjie ,et al. Roof structure of short cantilever-articulated rock beam and calculation of support resistance in full-mechanized face with large mining height [J]. Journal of China Coal Society 2011 ,36(11) : 1816-1820.
- [11] 王家臣, 王兆会. 高强度开采工作面顶板动载冲击效应分析 [J]. 岩石力学与工程学报, 2015 ,34(S2) : 3987-3997.
- WANG Jiachen ,WANG Zhaohui. Impact effect of dynamic load induced by roof in high-intensity mining face [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering 2015 ,34(S2) : 3987-3997.
- [12] 王家臣, 王兆会. 浅埋薄基岩高强度开采工作面初次来压基本顶结构稳定性研究 [J]. 采矿与安全工程学报, 2015 ,32(2) : 175-181.
- WANG Jiachen ,WANG Zhaohui. Stability of main roof structure during the first weighting in shallow high-intensity mining face with thin bedrock [J]. Journal of Mining & Safety Engineering , 2015 ,32(2) : 175-181.
- [13] 杨胜利, 王兆会, 吕华永. 大采高采场周期来压顶板结构稳定性及动载效应分析 [J]. 采矿与安全工程学报, 2019 ,36(2) : 315-322.
- YANG Shengli ,WANG Zhaohui ,LÜ Huayong. Analysis of structure stability of main roof and dynamic loading effect during periodic weighting in a large mining height stope [J]. Journal of Mining & Safety Engineering 2019 ,36(2) : 315-322.
- [14] 于斌, 高瑞, 孟祥斌, 等. 大空间远近场结构失稳矿压作用与控制技术 [J]. 岩石力学与工程学报, 2018 ,37(5) : 1134-1145.
- YU Bin ,GAO Rui ,MENG Xiangbin ,et al. Near-far strata structure instability and associate strata behaviors in large space and corresponding control technology [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering 2018 ,37(5) : 1134-1145.
- [15] 杨胜利, 王家臣, 李良晖. 基于中厚板理论的关键岩层变形及破断特征研究 [J]. 煤炭学报, 2020 ,45(8) : 2718-2727.
- YANG Shengli , WANG Jiachen , LI Lianghui. Analysis of deformation and fracture characteristics of key strata based on the medium thick plate theory [J]. Journal of China Coal Society 2020 ,45(8) : 2718-2727.
- [16] 黄庆享. 浅埋煤层的矿压特征与浅埋煤层定义 [J]. 岩石力学与工程学报, 2002 ,21(8) : 1174-1177.
- HUANG Qingxiang. Ground pressure behavior and definition of shallow seams [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering 2002 ,21(8) : 1174-1177.
- [17] 王家臣, 杨胜利, 李良晖. 急倾斜煤层水平分段综放顶板“倾倒-滑塌”破坏模式 [J]. 中国矿业大学学报, 2018 ,47(6) : 1175-1184.
- WANG Jiachen ,YANG Shengli ,LI Lianghui. Toppling-slumping failure mode in horizontal sublevel top-coal caving face in steeply-inclined seam [J]. Journal of China University of Mining & Technology 2018 ,47(6) : 1175-1184.
- [18] 伍永平. “顶板-支护-底板”系统动态稳定性控制模式 [J]. 煤炭学报, 2007 ,32(4) : 341-346.
- WU Yongping. Controlling pattern for dynamic stability of system “Roof-Support-Floor” [J]. Journal of China Coal Society ,2007 , 32(4) : 341-346.
- [19] 王家臣, 王兆会, 唐岳松, 等. 深埋弱胶结薄基岩厚煤层开采顶板动载冲击效应产生机制试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2021 ,40(12) : 2377-2391.
- WANG Jiachen ,WANG Zhaohui ,TANG Yuesong ,et al. Experimental study on mining-induced dynamic impact effect of main roofs in deeply buried thick coal seams with weakly consolidated thin bed rock [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering 2021 ,40(12) : 2377-2391.
- [20] 黄庆享. 浅埋煤层的矿压特征与浅埋煤层定义 [J]. 岩石力学与工程学报, 2002 ,21(8) : 1174-1177.
- HUANG Qingxiang. Ground pressure behavior and definition of shallow seams [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering 2002 ,21(8) : 1174-1177.
- [21] 李世愚, 和泰名, 尹祥础. 岩石断裂力学 [M]. 北京: 科学出版社, 2021.
- [22] 项海帆, 刘光栋. 拱结构的稳定与振动 [M]. 北京: 人民交通出版社, 1991.
- [23] 陈若曦, 朱斌, 陈云敏, 等. 基于主应力轴旋转理论的修正 Terzaghi 松动土压力 [J]. 岩土力学, 2010 ,31(5) : 1402-1406.
- CHEN Ruoxi ,ZHU Bin ,CHEN Yunmin ,et al. Modified Terzaghi loosening earth pressure based on theory of main stress axes rotation [J]. Rock and Soil Mechanics 2010 ,31(5) : 1402-1406.
- [24] 汪丁建, 唐辉明, 李长冬, 等. 考虑主应力偏转的土体浅埋隧道支护压力研究 [J]. 岩土工程学报, 2016 ,38(5) : 804-810.
- WANG Dingjian ,TANG Huiming ,LI Changdong ,et al. Theoretical study on earth pressure on shallow tunnel considering principal stress rotation [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering , 2016 ,38(5) : 804-810.
- [25] PAIK K H ,SALGADO R. Estimation of active earth pressure against rigid retaining walls considering arching effects [J]. Geotechnique 2003 ,53(7) : 643-653.
- [26] LEE Y K ,PARK J W ,SONG J J ,et al. Model for the shear behavior of rock joints under CNL and CNS conditions [J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 2014 ,70: 252-263.
- [27] 韩宇峰, 王兆会, 唐岳松. 劈裂实验中不同岩石力学行为特征 [J]. 中国矿业大学学报, 2020 ,49(5) : 863-873.
- HAN Yufeng , WANG Zhaohui , TANG Yuesong. Mechanical behavior of different rocks in the splitting test [J]. Journal of China University of Mining & Technology 2020 ,49(5) : 863-873.