

深部沿空巷道锚固围岩破坏失稳能量驱动机理

刘学生^{1,3,4}, 王新^{1,2}, 谭云亮^{1,3}, 李学斌¹, 杨生龙¹, 裴洪喜¹

(1. 山东科技大学 能源与矿业工程学院, 山东 青岛 266590; 2. 兖矿能源集团股份有限公司 鲍店煤矿, 山东 济宁 273513; 3. 山东科技大学 矿山灾害预防控制重点实验室, 山东 青岛 266590; 4. 国家能源集团 宁夏煤业有限公司, 宁夏 银川 750011)

摘要: 深部沿空巷道受侧向顶板断裂所产生的动载影响, 锚固围岩易产生大变形, 甚至破坏失稳。以山东省孙村煤矿 31120 工作面上平巷为工程背景, 首先采用 YTJ20 型岩层探测记录仪获得了锚固顶板裂隙发育规律及以脆性张裂破坏为主的破坏方式。然后, 通过相似材料模拟试验方法获得了深部沿空巷道侧向顶板前期、过渡期和后期 3 个运动阶段典型特征, 并分析了不同阶段锚固围岩破裂演化及能量释放规律; 其中过渡期运动阶段锚固围岩内部应力、变形量急剧增大, 裂隙发育明显, 能量释放显著, 对沿空巷道锚固围岩稳定性影响最大。最后, 构建了侧向顶板断裂运动下沿空巷道结构力学模型, 给出了锚固围岩输入能量与可抵抗能量定量计算方法, 揭示了侧向顶板断裂诱发锚固围岩破坏失稳能量驱动机理, 并定义了失稳能量判据, 即当作用在沿空巷道锚固围岩上的能量大于锚固围岩可抵抗能量时, 将发生破坏失稳。进一步地, 提出了锚固围岩失稳风险等级划分方法和相应地控制技术, 计算结果表明, 31120 工作面沿空巷道锚固围岩失稳风险等级为中风险。采取加强支护措施后, 沿空巷道顶底板及两帮移近量分别减小 35.47% 和 35.71%, 锚索受力减小 23.43%, 变形速度明显降低, 锚固围岩能量积聚程度减小。

关键词: 沿空巷道; 侧向顶板; 锚固围岩; 能量驱动机理

中图分类号: TD353 文献标志码: A 文章编号: 0253-9993(2024)04-1819-15

Energy-driven mechanism of failure and instability of anchored surrounding rock in deep gob-side entry

LIU Xuesheng^{1,3,4}, WANG Xin^{1,2}, TAN Yunliang^{1,3}, LI Xuebin¹, YANG Shenglong¹, PEI Hongxi¹

(1. College of Energy and Mining Engineering, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. Baodian Coal Mine, Yankuang Energy Group Co., Ltd., Jining 273513, China; 3. State Key Laboratory of Mining Disaster Prevention and Control, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 4. Ningxia Coal Industry Co., Ltd., China Energy Group, Yinchuan 750011, China)

Abstract: Affected by the dynamic load induced by the fracture of lateral roof in the deep gob-side entry, the anchored surrounding rock is prone to produce large deformation, even failure and instability. Taking the tailgate of the 31120 working face in the Suncun Coal Mine as an engineering background, firstly, the development law of cracks in the anchored roof and the main failure mode of brittle tension crack were obtained by using the YTJ20 rock detection recorder. In addition, based on the similar material simulation test, the typical characteristics of three stages of lateral roof movement in the

收稿日期: 2023-12-10 修回日期: 2024-03-13 责任编辑: 钱小静 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2023.1670

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52374218); 山东省优青资助项目(ZR2022YQ49); 山东省泰山学者青年专家资助项目(tsqn202211150)

作者简介: 刘学生(1988—), 男, 山东德州人, 教授, 博士生导师, 博士。E-mail: xuesheng1134@163.com

通讯作者: 李学斌(1998—), 男, 山东临沂人, 博士研究生。E-mail: xuebin9311@163.com

引用格式: 刘学生, 王新, 谭云亮, 等. 深部沿空巷道锚固围岩破坏失稳能量驱动机理[J]. 煤炭学报, 2024, 49(4): 1819-1833.

LIU Xuesheng, WANG Xin, TAN Yunliang, et al. Energy-driven mechanism of failure and instability of anchored surrounding rock in deep gob-side entry[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(4): 1819-1833.



移动阅读

deep gob-side entry were obtained, and the fracture evolution and energy release law of anchored surrounding rock in different stages were analyzed. It is noted that the internal stress and deformation of anchored surrounding rock increase sharply, the cracks develop obviously and the energy is released significantly in the transitional movement stage, which has the greatest influence on the stability of anchored surrounding rock in the gob-side entry. Finally, the structural mechanical model of gob-side entry under lateral roof fracture movement was constructed, the quantitative calculation method of input and resistant energy of anchored surrounding rock were firstly provided, the energy-driven mechanism of failure and instability was revealed, and the instability energy criterion was defined, that is, when the energy applying on anchoring surrounding rock in gob-side entry is greater than the resistant energy of anchoring surrounding rock, the instability will occur. Accordingly, the instability risk classification method of anchoring surrounding rock and the corresponding strengthening control technology were put forward. The calculation results show that the instability risk level of anchored surrounding rock in the gob-side entry of the 31120 working face was medium risk. After strengthening the support, the deformation of roof and floor and the two sides of gob-side entry were reduced by 35.47% and 35.71%, respectively, the force of anchor cable was reduced by 23.43%, the deformation speed was obviously reduced, and the energy accumulation degree of anchoring surrounding rock was reduced.

Key words: gob-side entry; lateral roof; anchored surrounding rock; energy-driven mechanism

受深部“高静载应力+动载扰动”的复杂应力环境影响,无煤柱或小煤柱沿空巷道围岩大变形和破坏失稳现象非常严重^[1-2],尤其是在采空区侧向顶板断裂运动的影响下,巷道顶底板及两帮变形剧烈,锚固围岩呈现出非对称大变形、强流变、破裂严重及易动力失稳等特点^[3-6],支护难度极大,已成为制约深部煤矿安全开采的主要瓶颈之一^[7-10]。

与大煤柱护巷回采巷道相比,沿空巷道最大特点是受覆岩侧向断裂运动影响。如袁亮等^[11]、侯朝炯和李学华^[12]将沿空巷道围岩及上覆岩层划分为“大结构-小结构”,并提出把握“大-小结构”相互平衡作用过程,是沿空巷道围岩控制的关键;刘垚鑫等^[13]、黄志增等^[14]构建了工作面沿空巷道侧向悬臂梁结构模型,揭示了侧向顶板破断回转过程中沿空巷道围岩变形破坏机制;蒋威等^[15]综合考虑煤柱宽度与覆岩结构特征,获得了煤柱稳定性与覆岩结构先后主导下的沿空巷道受载变形机制;郭金刚等^[16]通过建立综放沿空巷道覆岩结构力学模型,探讨了综放沿空巷道围岩稳定性与上覆基本顶破断运动及其形成的结构之间的相关性。进一步地,在沿空巷道岩层运移导致围岩动力失稳的能量变化机制方面,笔者团队^[17-19]针对侧向顶板断裂运动影响下沿空巷道围岩稳定性进行了研究,并从能量的角度揭示了实体煤帮与巷旁支护体的失稳机制;王志强等^[20]基于能量准则,对负煤柱沿空巷道围岩能量积聚与释放规律进行了研究,并据此提出了有利于防控冲击地压的负煤柱沿空巷道布置方法;韩刚等^[21]采用微震监测的方法对沿空巷道侧向顶板破断所产生的能量事件进行了监测分析,进一步揭示了

顶板破断所产生的冲击载荷作用机制。这些研究工作对侧向顶板断裂运动影响下沿空巷道围岩失稳机理提供了理论参考。此外,针对沿空巷道锚固围岩失稳机制与控制方法,黄万朋等^[22]、谷长宛等^[23]以沿空掘巷留设煤柱为研究对象,分析了穿锚索作用下煤体内部破裂特征及其演化过程;王凯等^[24]针对软弱厚煤层综放开采沿空留巷动压显现明显问题,提出了沿空留巷变形协同支护体系,并获得了巷道锚固围岩破坏特征;杨俊彩等^[25]为解决柔模砌墙沿空留巷围岩变形破坏严重的难题,提出采用无机注浆加固、加强顶帮结构及提高巷内高阻支护等综合控制技术,揭示了锚固围岩承载机制;王琦等^[26]、范德源等^[27]、朱永建等^[28]、潘锐等^[29]针对沿空巷道高强锚注控制效果进行了分析,揭示了锚注作用下沿空巷道围岩变形机制。上述研究成果有力推动了深部沿空巷道锚固围岩破坏失稳机理量化研究的进程。

然而,这些研究工作在指导深部沿空巷道锚固围岩失稳机理上具有一定的参考,但均没有考虑侧向顶板断裂运动对锚固围岩整体变形破坏特征的影响,尤其是从能量角度对沿空巷道锚固围岩失稳机理探讨不够深入,也未能建立指导现场的工程判据。为此,笔者以孙村煤矿31120工作面上平巷为工程背景,采用室内试验、理论分析与现场实践相结合的方法,研究侧向顶板断裂时锚固围岩变形破坏规律,揭示沿空巷道侧向顶板断裂诱发锚固围岩动力失稳能量驱动机理,构建失稳能量判据,并结合工程现场进行验证。研究成果对于深部矿井煤炭资源的安全开采具有重要现实意义。

1 深部沿空巷道锚固围岩破坏特征

1.1 工程背景

山东省孙村煤矿 31120 工作面位于-800 m 水平,地质构造较为复杂,工作面埋深为 930.93~1 020.93 m,煤层厚度 1.70~2.05 m,平均厚度 1.88 m,平均倾角为 22.3°,属于稳定煤层。煤层直接顶主要为粉砂岩,泥质胶结,基本顶为砂岩,坚硬致密。工作面综合柱状如图 1 所示。

岩性	柱状	煤岩层平均厚度/m	岩性描述
泥岩		5.00	黑色,无层理,易碎,含结核
9煤		0.95	浅部可采,深部沉缺
粉砂岩		2.00	黑色,易碎
10煤		0.15	含不成层的炭质砂岩夹石,含黄铁矿结核
砂岩		18.60	浅灰白色,顶部粗粒,中部为钙质砂岩,坚硬
粉砂岩		14.00	灰色,有棕色条带,含轮木化石、黄铁矿散粒,局部靠近煤层处有0.2~1.0 m的伪顶
11煤		1.88	煤中含0.07~0.10 m失稳2层高岭岩,含黄铁矿团块,局部有泥岩伪顶
粉砂岩		9.50	浅灰至灰色,层理发育,夹厚0.1~0.2 m的薄煤,薄煤距煤11为1.6~1.7 m
12煤		0.20	中夹0.6 m的砂岩
砂岩		18.00	灰白色,中粒,钙质胶结,坚硬,底部为砂泥岩互层
泥岩		5.00	灰黑色,无层理,含结核
四灰		6.00	灰色,有5个分层,下部含黑色燧石条带,含方解石脉及蜓科化石
13煤		1.04	含不成层的炭质砂岩夹石,含黄铁矿结核

图 1 综合岩层柱状

Fig.1 Comprehensive rock strata histogram

1.2 锚固围岩内部破坏特征

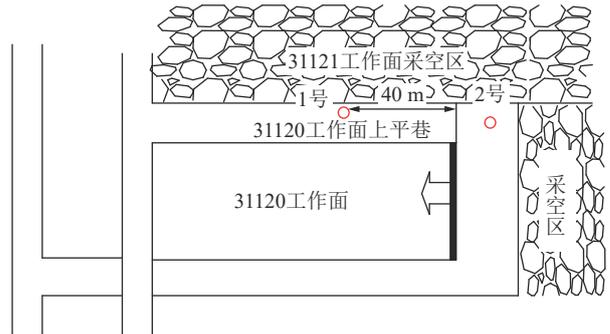
根据现场实际情况,利用 YTJ20 型岩层探测记录仪对孙村煤矿 31120 工作面上平巷进行钻孔观测。通过在巷道顶板打孔,利用地质钻机将导推管慢慢推入钻孔内,探头会对钻孔进行全孔壁录像,关键部位抓拍图片等。岩层探测记录仪及观测位置示意如图 2 所示。

由 31120 工作面作业规程和现场实测可知,基本顶厚度为 19 m,侧向顶板断裂线距离煤壁处约 2 m,侧向顶板断裂长度约为 14.7 m。为完整观测基本顶内部裂隙发育情况,钻孔设计深度为 20 m,在沿空巷道选择 2 个不同位置的钻孔进行检测,并依次编号为 1 号、2 号钻孔。

其中 1 号钻孔超前工作面 40 m,侧向顶板未发生断裂,2 号钻孔处于工作面附近,侧向顶板已发生断裂。钻孔窥视结果如图 3、4 所示。



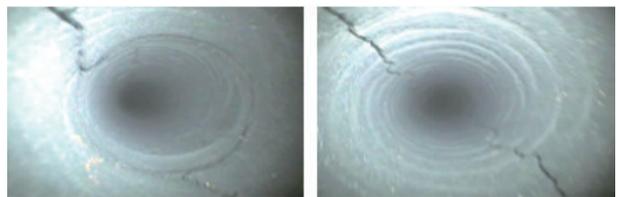
(a) YTJ20型岩层探测记录仪



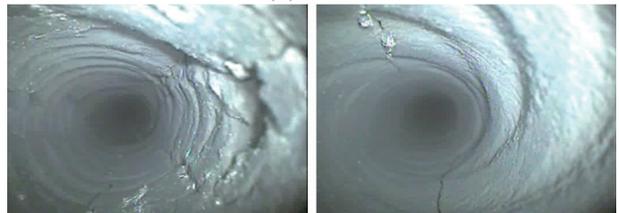
(b) 观测位置示意

图 2 YTJ20 型岩层探测记录仪及观测位置

Fig.2 YTJ20 rock detection recorder and observation position



(a) 1~2 m



(b) 3~4 m



(c) 5~6 m



(d) 7~8 m

图 3 1号钻孔探测结果

Fig.3 No.1 borehole detection results

由图3可知,侧向顶板未断裂时,钻孔内部0~7 m内纵向裂隙(即沿钻孔轴向的裂隙)较为发育,尤其是在3~6 m内的裂隙数量较多,破坏程度较为明显。随着孔深增大至8 m,裂隙逐渐减少并最终消失。

由图4可知,侧向顶板断裂后,钻孔内部裂隙数目、破坏区宽度随钻孔深度增加逐渐增大。孔深在0~2 m时,孔内纵向裂隙开始发育且数量迅速增多。孔深在2~3 m时,孔内开始出现块状岩体,纵向裂隙破坏区逐渐增大,并出现横向裂隙。孔深在3~5 m时,孔内裂隙继续发育,块状岩石脱落,裂隙开度较大。当孔深到达6 m时,钻孔内部岩体破坏严重,发生塌孔现象。

综上所述,侧向基本顶未断裂时,沿空巷道顶板较为完好,有少量纵向裂隙发育,顶板上方3~5 m局部发育有破碎区。侧向基本顶断裂后,顶板裂隙发育明显增多,尤其是孔深超过3 m后,出现了较多的破碎区和不稳定的裂隙离层区,甚至发生了塌孔。大量研究表明,围岩的破坏形式主要有脆性张裂、塑性挤压流动和剪切流动等破坏形式^[30-31],根据1号和2号钻孔窥视结果可知,围岩裂隙大多为纵向裂隙,且在裂隙位置发生拉裂,进而可以判断锚固围岩破坏形式以脆性张裂破坏为主。

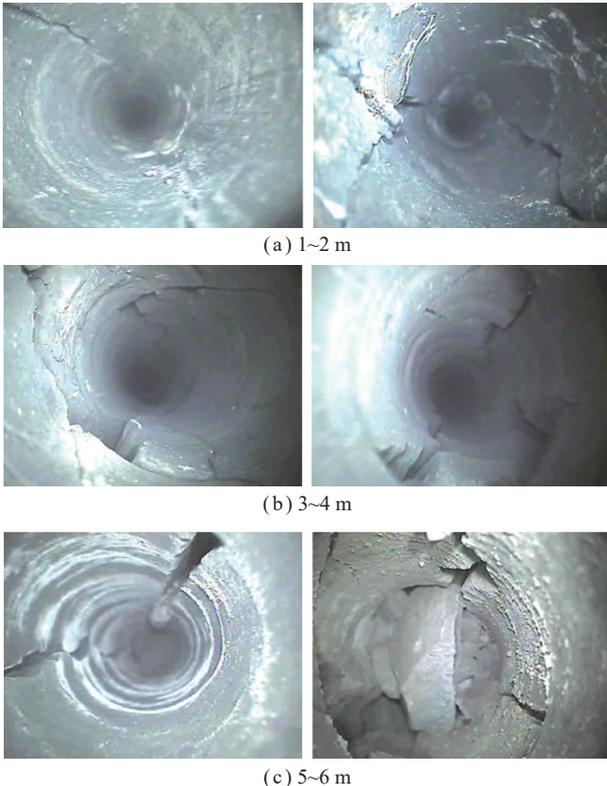


图4 2号钻孔探测结果

Fig.4 No.2 borehole detection results

2 沿空巷道锚固围岩变形破坏规律

2.1 试验方案

以山东省孙村煤矿31120工作面实际生产和工程地质条件为背景制作物理模型,研究深部沿空巷道侧向顶板断裂运动影响下锚固围岩破坏特征、结构、应力及能量演化规律。

根据相似理论,设计几何相似比 C_l 为1:60,则时间相似比 C_t 可取:

$$C_t = \sqrt{C_l} = 1/8 \quad (1)$$

取容重相似比 C_γ 为1:1.5,则岩层弹性模量相似比 C_E 、单轴抗压强度相似比 C_u 以及应力相似比 C_σ 为

$$C_\sigma = C_E = C_u = C_l C_\gamma = 1/90 \quad (2)$$

本试验模拟模型铺设高度1.7 m,宽度0.3 m,长度2.5 m。为了消除边界效应,模型右侧预留30 cm,左侧预留35 cm,模拟巷道宽度5.0 cm×4.7 cm。采用砂子作为填料,碳酸钙、石灰为胶结物,考虑实验过程材料损失,取材料耗损系数为1.1。相似材料用量公式如式(3)和表1所示。

$$G_{mi} = 1.1 \rho_{mi} l_m b_m h_{mi} \quad (3)$$

式中, G_{mi} 为相似模型第*i*层材料用量,kg; ρ_{mi} 为相似模型第*i*层岩层密度, g/cm^3 ; l_m 为相似模型长度,m; b_m 为相似模型宽度,m; h_{mi} 为第*i*层模拟岩层的高度,m。

根据表1中的配比用料将原料均匀混合并铺设在试验台,在顶部利用加载油缸进行加载,使其满足地应力要求。开挖时,首先自模型右侧25 cm处开挖巷道,待巷道稳定后向左(即远离巷道方向)逐步进行开挖,开挖总长度为180 cm。同时,为模拟支护,预先埋好锚索、单体支柱等支护措施,锚索采用 $\phi 0.5$ mm铜丝模拟,锚杆采用 $\phi 3$ mm×60 mm螺杆模拟。单体支柱采用 $\phi 3$ mm美工木棍模拟。根据尺寸相似比,单体支柱间距分别为2、3 cm,排距3 cm;锚索间距分别为0.8、1.7、2.0 cm。

模型共布置3个测点,其中巷道右侧5 cm处布置1个实体煤帮测点,用于监测实体煤帮侧垂直应力、变形和声发射特征,同时在巷道上方12 cm厚的粉砂岩层中布置2个顶板测点,用于监测沿空巷道顶部垂直应力、变形和声发射特征,以及上覆岩层应力、运动情况,模型和测点布置如图5所示,相似模型结构及测点布置实际情况如图6所示。

2.2 试验结果分析

2.2.1 表面变形及破坏规律

按照试验设计进行开挖,观察不同开挖阶段锚固围岩变形破坏特征,并利用数字散斑监测技术获得沿

表1 模型材料配比用料
Table 1 Proportioning of model materials

岩性	厚度/m	模型厚度/cm	累计厚度/cm	密度/(g·cm ⁻³)	配比	材料用量/kg				
						总质量	砂子	碳酸钙	石膏	水
细砂岩	8.0	14	170	1.80	755	207.9	163.7	11.7	11.7	20.8
砂岩	12.0	20	156	1.70	837	280.5	224.4	8.4	19.6	28.1
粉砂岩	8.0	14	136	1.60	755	184.8	145.5	10.4	10.4	18.5
泥岩	7.2	12	122	1.70	837	168.3	134.6	5.0	11.8	16.9
9煤	1.6	3	110	0.95	864	23.5	18.8	1.4	0.9	2.4
粉砂岩	4.8	8	107	1.80	755	118.8	93.5	6.7	6.7	11.9
砂岩	21.6	36	99	1.70	837	504.9	403.9	15.1	35.3	50.5
粉砂岩	12.0	20	63	1.60	755	264.0	207.9	14.9	14.9	26.4
泥岩	4.2	7	43	1.70	837	98.2	78.5	2.9	6.9	9.9
11煤	2.0	4	36	0.95	864	31.4	25.2	1.9	1.3	3.1
细砂岩	3.6	6	32	1.80	755	89.1	70.2	5.0	5.0	8.9
粉砂岩	9.6	16	26	1.70	755	224.4	176.8	12.6	12.6	22.4
砂岩	6.0	10	10	1.60	837	132.0	105.6	4.0	9.2	13.2
总计	100.6	170	170	—	—	2 327.8	1 848.6	100.0	146.3	233.0

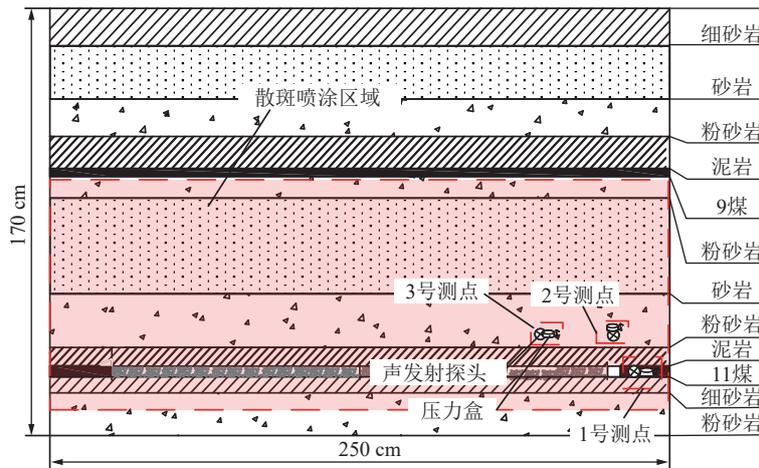


图5 测点布置示意

Fig.5 Schematic diagram of measurement point layout

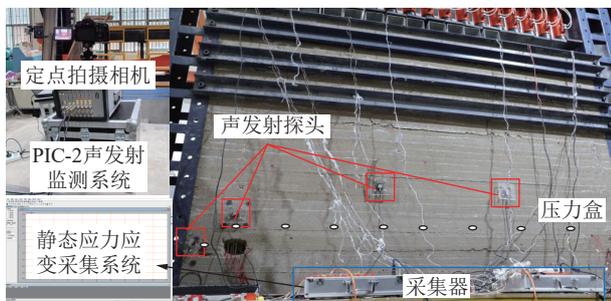


图6 相似材料试验

Fig.6 Similar material test monitoring equipment

空巷道围岩在垂直方向上的变形情况, 具体结果如图7所示。

由图7可知, 工作面开挖0~5 cm时, 顶板开始

弯曲下沉, 伴有部分直接剥落, 锚固围岩整体变形量较小。当开挖长度为5~10 cm时顶板下沉量为0.21 mm, 随着开挖长度增大到10~15 cm, 此时直接顶初次垮落, 但垮落高度较小, 顶部累计变形量为0.26 mm, 比开挖长度为5~10 cm时增加了19%。

开挖15~30 cm时, 工作面直接顶全部垮落, 锚固围岩变形量大幅度增大, 累计达1.34 mm, 比开挖长度0~15 cm时增大415%, 下沉速度明显加快。开挖长度为35~45 cm时, 工作面基本顶弯曲下沉, 中部接触矸石, 两端发生开裂, 此时锚固围岩变形量累计达1.32 mm。开挖45~50 cm时, 关键层暴露长度不断增加, 锚固围岩变形量加大, 达到了0.63 mm, 比开挖长度40~45 cm时增加了57.5%。开挖50~55 cm

时,关键层暴露长度达到极限垮落步距并发生破断运动,其控制的上覆岩层失去支撑作用,随关键层共同发生下沉运动,并以实体煤侧岩梁断裂位置为中心快速弯曲沉降,锚固围岩变形量大幅增加,累计变形量达 1.5 mm,比开挖长度为 45~50 cm 时增加了 138%。

开挖长度达到 55 cm 后,岩层运动趋于稳定,上覆岩层运动变缓,沿空巷道锚固围岩变形量逐渐减小,最终形成稳定的楔形承载结构。整个运动过程锚固围岩垂直位移累计达 19 mm,开采完毕岩层垂直位移散斑如图 8 所示。

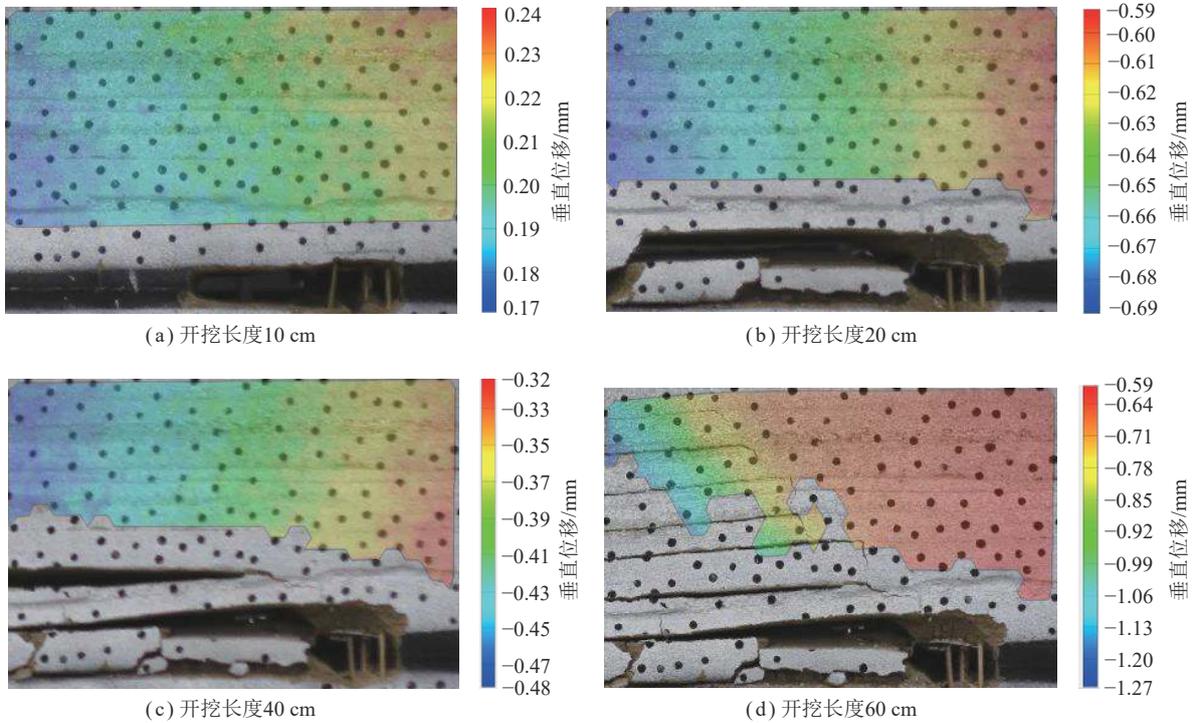


图 7 锚固围岩垂直位移演化

Fig.7 Vertical displacement evolution of anchored surrounding rock

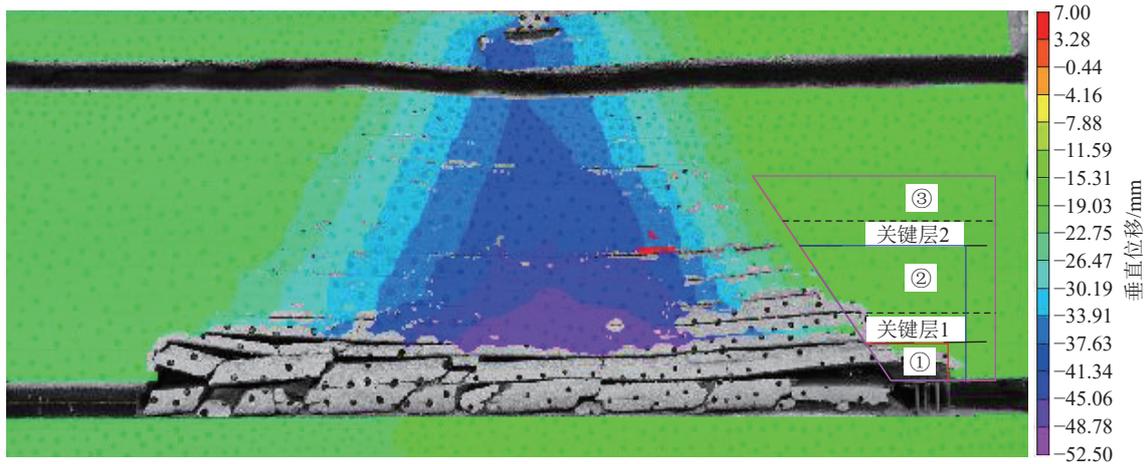


图 8 开采完毕岩层垂直位移

Fig.8 Vertical displacement of strata after mining

2.2.2 应力演化规律

选取 1 号、2 号测点压力盒,对沿空巷道顶部及实体煤帮侧垂直应力变化情况进行分析,结果如图 9、10 所示,其中应力为压力盒实际监测结果。

随着工作面的开挖,锚固围岩应力在开挖长度约

为 28 和 52 cm 时发生显著变化,结合沿空巷道侧向顶板运动过程,可将应力曲线整体变化分为 3 个阶段:第 1 阶段:开挖长度为 0~28 cm,此阶段为前期运动阶段,该阶段对应工作面回采初期,随着采空区范围不断扩大,此时沿空巷道侧向顶板发生缓慢下沉,在

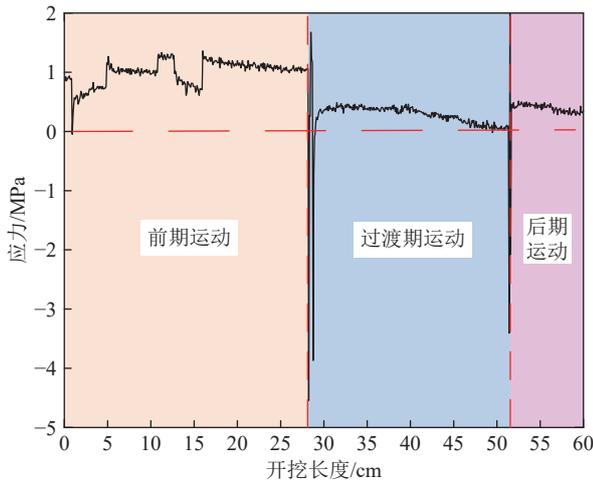


图 9 锚固围岩应力监测结果

Fig.9 Monitoring results of anchored surrounding rock stress

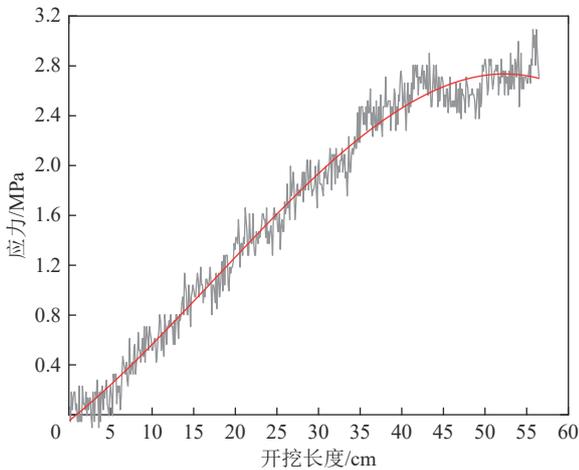


图 10 实体煤帮应力监测结果

Fig.10 Monitoring results of solid coal wall stress

这个过程中伴随有新生裂隙的发育及直接顶垮落,因此该阶段曲线波折较多,但幅度均不是很大,锚固围岩应力整体上保持不变,基本维持在 1.3 MPa。第 2 阶段:开挖长度为 28~52 cm,此阶段为过渡期运动阶段,该阶段对应工作面正常回采阶段,随着侧向基本顶在工作面走向方向上暴露达到了极限跨距,此时侧向基本顶发生破断回转,并作用在沿空巷道锚固围岩上,造成其内部应力变化明显,从监测数据来看,侧向顶板在发生破断后经历了一种类似于“回弹”的过程,巷道顶部围岩应力呈现振荡现象,最大值达到了 4.5 MPa (方向向下),并在侧向顶板破断回转运动结束后缓慢降低为 0,推测是由于侧向顶板发生破断回转过程中所产生的动能较大,运动末期能量未完全释放,一部分能量作用于侧向断裂岩块自身,并在下位岩层支承力作用下产生反推效果,进而发生“回弹”现象。第 3 阶段:开挖长度 52 cm 之后,此阶段为侧向顶板后期运动阶段,该阶段对应工作面回采末期,随着侧向顶板端部触矸,顶板运动过程基本结束,并开始缓慢下

沉,此时沿空巷道锚固围岩内部应力随着侧向顶板缓慢下沉有所下降,应力曲线不再有明显波动。

由图 10 可知,在侧向顶板回转下沉过程中,实体煤帮应力整体呈现出先增加后平稳的趋势。其中,在前期和过渡期运动阶段应力增长速度较快,当开挖长度约为 52 cm 时,侧向顶板端部触矸,实体煤帮侧应力达到最大值,为 2.7 MPa;在侧向顶板后期运动阶段中,顶板运动过程基本结束,开始缓慢下沉,实体煤帮侧应力呈现“振荡”式缓慢上升。

2.2.3 锚固围岩破裂演化及能量释放规律

锚固围岩一般指锚杆索及其支护范围内的围岩整体,现主要对沿空巷道顶部及实体煤帮侧进行分析。为获得沿空巷道顶部锚固围岩破裂及能量释放特征,选取 2 号、3 号测点声发射监测结果,具体如图 11 所示。在前期运动阶段,即开挖长度为 0~28 cm 时,此阶段能量计数为 6.2×10^7 ,并伴有较少的振铃计数和事件计数,说明此期间锚固围岩内部没有或很少新生裂隙产生,只有初始裂隙的压缩、闭合等;在过渡期运动阶段,即开挖长度为 28~52 cm 时,振铃和事件计数大幅度增加,说明此时锚固围岩内部裂隙发育显著,侧向顶板岩层运动导致能量大量释放;在后期运动阶段,即开挖长度大于 52 cm 以后,声发射信号不再活跃,说明积聚的弹性能得到了完全释放,锚固围岩内部新生裂隙大幅度减少。

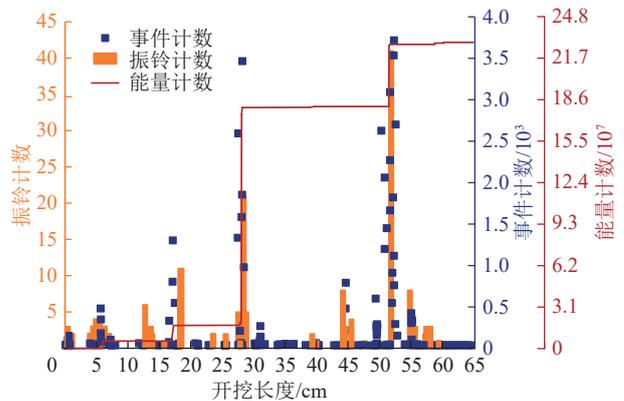


图 11 声发射信号演化

Fig.11 Acoustic emission signal evolution

另一方面,对于帮部锚固围岩破裂及能量释放特征而言,可通过监测 1 号测点声发射信号进行说明,具体结果如图 12 所示。可见,在前期运动阶段,实体煤帮处累计事件计数缓慢增加,能量计数较少,说明该阶段实体煤帮内只有少量的裂隙产生,对实体煤帮产生的破坏较小;在过渡期运动阶段,侧向顶板发生破断回转,产生的事件计数和能量计数大幅度增加,声发射信号十分活跃,说明此时实体煤帮产生了大量裂隙,破坏严重;在后期运动阶段,仅有少量的声发射

信号,事件计数和能量计数均较少,说明此时实体煤帮趋于稳定,裂隙发育速度降低。

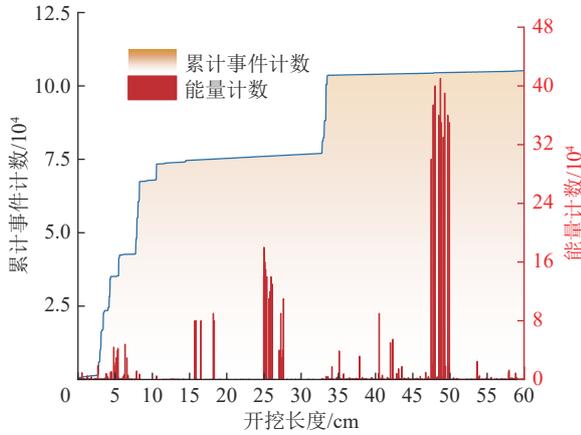


图 12 实体煤帮声发射信号演化

Fig.12 Evolution of acoustic emission signal of solid coal wall

综上所述,沿空巷道侧向顶板垮落过程可以分为 3 个阶段:前期运动阶段、过渡期运动阶段和后期运动阶段。其中,对锚固围岩造成破坏较大的是过渡期阶段,在此阶段中,锚固围岩内部应力显著增加,应力曲线振幅较大,在此之后锚固围岩变形量大幅增加,内部新生裂隙发育,并释放大能量。深入分析过渡期运动阶段沿空巷道锚固围岩破坏失稳机理对于保障沿空巷道围岩稳定具有十分重要的意义。

3 沿空巷道锚固围岩破坏失稳能量判据

3.1 侧向顶板结构力学模型

根据前述相似材料模拟试验结果可知,沿空巷道锚固围岩破坏失稳是由于其侧向顶板断裂导致的,尤其在过渡期阶段。因此,基于过渡期运动阶段顶板运动特点和能量理论,可建立指导工程现场的沿空巷道锚固围岩失稳能量判据。

假设沿空侧采用巷旁支护体支护。已有研究表明,对矩形或梯形断面的沿空留巷而言,断裂一般产生在煤壁附近或巷旁支护体外侧;如果巷旁或巷内支护阻力不足,下位顶板断裂一般发生在煤壁附近,否则,断裂将发生在巷旁支护体外侧^[30]。根据 1.2 小节钻孔窥视结果与现场探测结果,假设断裂位置处于煤壁附近,断裂岩块以断裂位置为中心旋转下沉,并认为在触研之前下沉速度达到最大,此时结构力学模型如图 13 所示。

图 13 中, A 点为实体煤帮弹塑性区交界处, B 点为基本顶断裂位置, C 点为基本顶触研位置, N_A 、 N_B 、 N_C 分别为实体煤帮弹塑性区交界处、基本顶断裂位置处、基本顶触研处的垂直力, kN; T_A 、 T_B 、 T_C 分别为实体煤帮弹塑性区交界处、基本顶断裂位置处、基本顶触研处的水平力, kN; M_A 、 M_B 、 M_C 分别为实体煤帮

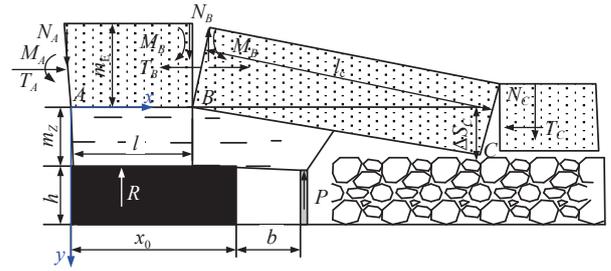


图 13 沿空巷道侧向顶板断裂结构力学模型

Fig.13 Mechanical model of lateral roof fracture structure in gob-side roadway

弹塑性区交界处、基本顶断裂位置处、基本顶触研处因回转变形产生的力矩, $N \cdot m$; P 为巷旁支护阻力, kN; R 为实体煤帮对顶板的支承力, kN; h 为煤层厚度, m; m_Z 为直接顶厚度, m; m_E 为基本顶厚度, m; b 为巷道宽度, m; x_0 为 A 点与煤壁的距离, m; l 为 A 、 B 两点之间的距离, m; l_c 为侧向基本顶断裂岩块的长度, m; ΔS_C 为基本顶触研时 C 点的下沉量, m。

以 A 点为坐标系原点,根据极限平衡理论,距煤壁的距离 x_0 为

$$x_0 = \frac{h}{2\xi \tan \varphi_0} \ln \left(\frac{k\gamma H + c_0 / \tan \varphi_0}{\xi c_0 / \tan \varphi_0} \right) \quad (4)$$

其中, φ_0 为煤层与顶底板岩层交界面的内摩擦角, ($^\circ$); ξ 为莫尔-库仑强度线的斜率, $\xi = \frac{1 + \sin \varphi_0}{1 - \sin \varphi_0}$; c_0 为煤层与顶底板岩层交界面的黏聚力, MPa; k 为应力集中系数; γ 为上覆岩层的平均容重, kN/m³; H 为开采深度, m。图 13 中, l_c 与工作面长度 s 和周期来压步距 u 的关系为

$$l_c = \frac{2u}{17} \left[\sqrt{\left(10\frac{u}{s}\right)^2 + 102} - 10\frac{u}{s} \right] \quad (5)$$

根据力矩平衡关系,以 A 点为矩心计算力矩,可知

$$T_C = \frac{ql^2}{2(m_E - \Delta S_C)} = \frac{(P_N - P)l}{2(m_E - \Delta S_C)} \quad (6)$$

式中, q 为上覆岩层作用在侧向基本顶断裂岩块上的载荷集度, N/m; P_N 为上覆岩层载荷, N; K_A 为岩石碎胀系数, $\Delta S_C = h - m_E(K_A - 1)$ 。

3.2 锚固围岩输入能量分析

假设顶板运动过程与外界没有热量交换,侧向顶板回转下沉的重力势能全部转化成动能,其他转换能量忽略不计。由机械能守恒定律可知,侧向顶板在回转下沉过程中产生的总能量 U 为

$$U = \frac{1}{2} m_E \gamma l_c \Delta S_C \quad (7)$$

侧向顶板在触研之前速度达到最大,由动能定理可知

$$\begin{cases} U = \frac{1}{2} J \omega^2 = \frac{1}{2} m_E \gamma l_c \Delta S_C \\ v_0 = \omega l_c \end{cases} \quad (8)$$

式中, ω 为侧向顶板的转动角速度, rad/s; J 为侧向顶板的转动惯量, $J = \frac{1}{12} m_E l_c^2$; v_0 为侧向顶板即将触矸时端部速度。

从而可得 v_0 为

$$v_0 = \sqrt{\frac{m_E \gamma l_c^3 \Delta S_C}{J}} = \sqrt{\frac{m_E \gamma l_c^3 [h - m_E (K_A - 1)]}{J}} \quad (9)$$

以基本顶断裂位置 B 点为原点建立直角坐标系, 如图 14 所示。

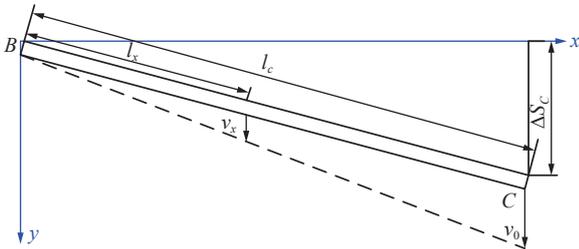


图 14 侧向顶板几何关系示意

Fig. 14 Schematic diagram of geometric relationship of lateral roof

由侧向顶板几何关系可知, v_0 、 v_x 满足三角形相似定理, 有

$$\frac{v_x}{v_0} = \frac{l_x}{l_c} \quad (10)$$

式中, l_x 为侧向基本顶断裂岩块与 B 点的距离, m ; v_x 为作用在沿空巷道顶部锚固围岩上的侧向顶板回转下沉速度。

令 $L = \sqrt{\left(10\frac{u}{s}\right)^2 + 102 - 10\frac{u}{s}}$, 联立式 (5)、(9)、(10), 可知 v_x 为

$$v_x = 2l_x \sqrt{\frac{6u}{17} \gamma [h - m_E (K_A - 1)]} L \quad (11)$$

由式 (11) 可知, v_x 与 l_x 有关, 且

$$l_x = x_0 - l + x \quad (12)$$

式中, x 为侧向基本顶断裂岩块距离煤帮的距离, m 。

对岩块 BC 、 AB 建立平衡方程, 可知

$$\begin{cases} T_B = T_C \\ N_B - ql_c - N_C = 0 \\ P(x_0 + b) + M_B - \frac{1}{2} ql_c^2 - N_C l_c + T_C \left(\frac{m_E}{2} - \Delta S_C\right) = 0 \\ \frac{1}{3} R x_0 + M_A + T_B \left(\frac{m_E}{2} - \Delta S_B\right) - \frac{1}{2} ql^2 - N_B l - M_B = 0 \end{cases} \quad (13)$$

式中, ΔS_B 为 B 点的下沉量, m 。

求解式 (13) 可得

$$\begin{aligned} & \frac{q}{2(m_E - \Delta S_C)} \left(\frac{m_E}{2} - \Delta S_C\right) l^3 + \\ & \left[\frac{1}{2} ql_c + \frac{ql_c}{2(m_E - \Delta S_C)} \left(\frac{m_E}{2} + \Delta S_B - 2\Delta S_C\right) - P\right] l^2 + \\ & \left[M_B + P(x_0 + b) + \frac{ql_c^2(m_E/2 - \Delta S_C)}{2(m_E - \Delta S_C)} - \right. \\ & \left. Pl_c + \frac{1}{2} ql_c - \frac{ql_c^2(m_E/2 - \Delta S_B)}{m_E - \Delta S_C}\right] l - \\ & \frac{R x_0 l_c}{3} - l_c M_A - \frac{ql_c^3(m_E/2 - \Delta S_B)}{2(m_E - \Delta S_C)} + M_B l_c = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

由卡丹公式可得 l 与 P 的关系式为

$$l = -m_1 P + m_2 (P + m_3)^{\frac{2}{3}} + m_4 (P + m_5)^{\frac{1}{3}} + m_6 \quad (15)$$

式中, m_1 、 m_2 、 m_3 、 m_4 、 m_5 和 m_6 为方程系数, 具体值分别为式 (14) 中三次、二次、一次项系数和常数项。

将式 (11)~(15) 联立, 可得 v_x 为

$$\begin{aligned} v_x = & 2 \sqrt{\frac{6u}{17} \gamma [h - m_E (K_A - 1)]} L \times \\ & [x_0 + x + m_1 P - m_2 (P + m_3)^{\frac{2}{3}} - m_4 (P + m_5)^{\frac{1}{3}} - m_6] \end{aligned} \quad (16)$$

其中, $P = \frac{6u}{17} \gamma [h - m_E (K_A - 1)]$ 。

令 $[\varphi] = \sqrt{P \left[\sqrt{\left(10\frac{u}{s}\right)^2 + 102 - 10\frac{u}{s}} \right]}$, 则式 (16) 可以简化为

$$v_x = 2[\varphi] [x_0 + x + m_1 P - m_2 (P + m_3)^{\frac{2}{3}} - m_4 (P + m_5)^{\frac{1}{3}} - m_6] \quad (17)$$

其中, $x \geq l$ 。

由动能定理可得作用在沿空巷道锚固围岩上方的动能 U_i 为

$$\begin{aligned} U_i = & \frac{1}{2} M v_x^2 = \frac{2\gamma b m_E}{g} [\varphi]^2 \times \\ & [x_0 + x + m_1 P - m_2 (P + m_3)^{\frac{2}{3}} - m_4 (P + m_5)^{\frac{1}{3}} - m_6]^2 = \\ & \frac{2\gamma b m_E}{g} [\varphi]^2 [x_0 + x - l]^2 \end{aligned} \quad (18)$$

式中, M 为锚固围岩上方顶板质量, kg 。

将式 (18) 看作关于 x 的一元二次函数 $y = W_1(x + W_2)^2$,

坐标原点 O 位于煤壁处,由式(12)、(15)、(18)可得

$$\begin{cases} W_1 = \frac{2\gamma b m_E}{8} [\varphi]^2 \\ W_2 = x_0 - l \end{cases} \quad (19)$$

其中, W_1 、 W_2 均看作常数, W_1 始终为正值,由一元二次函数性质可知,当 $x = -W_2$ 时, y 最小,为 0,函数在其定义域内单调递增,令 $[Q] = x_0 + x + m_1 P - m_2(P + m_3)^{\frac{2}{3}} - m_4(P + m_5)^{\frac{1}{3}} - m_6$, 将式(18)在其定义域内积分,可得作用在锚固围岩上的总动能 U_0 :

$$U_0 = \int_{x_0-l}^b U_i dx = \frac{2\gamma b m_E}{g} [\varphi]^2 \int_{x_0-l}^b [Q]^2 dx \quad (20)$$

具体函数曲线及作用在锚固围岩的总动能如图 15 所示。

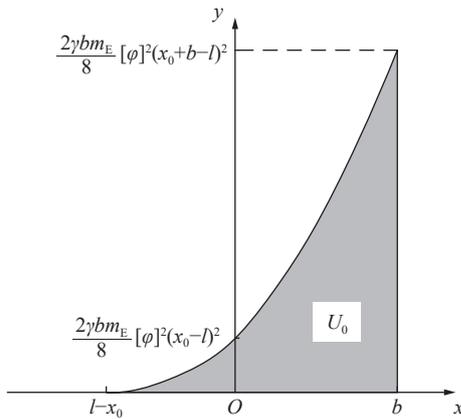


图 15 动能函数曲线

Fig.15 Kinetic energy function curve

3.3 锚固围岩可抵抗能量分析

为进一步获得锚固围岩可抵抗能量,建立侧向顶板断裂运动下沿空巷道锚固围岩能量模型,如图 16

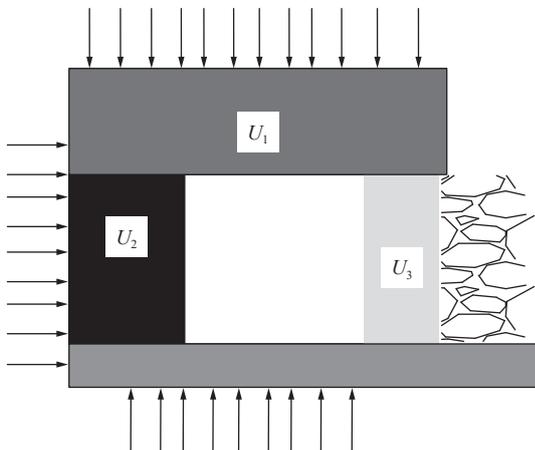


图 16 沿空巷道锚固围岩承载能量模型

Fig.16 Bearing energy model of anchored surrounding rock in gob-side roadway

所示。沿空巷道锚固围岩可抵抗能量主要来源于 3 个部分:顶部承载结构能量 U_1 、实体煤帮承载结构能量 U_2 和巷旁支护体承载结构的能量 U_3 , 3 个部分通过锚固、连接作用形成一个整体承载结构。可对上述 3 个部分分别进行分析。

(1) 顶部承载结构。沿空巷道顶板由于锚杆索的挤压加固作用形成一个稳固承载结构,该承载结构的吸能作用主要体现在 2 个方面:一是锚固围岩内部围岩裂隙发育所消耗能量;二是锚固围岩与锚杆索协同变形过程中吸收的能量^[31]。顶部锚固承载结构能量平衡关系简化曲线如图 17 所示,其中, U_{1a} 为锚固围岩弹性阶段吸收的能量, U_{1b} 为锚固围岩在塑性阶段吸收的能量。

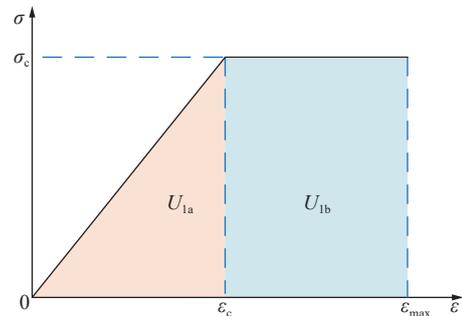


图 17 顶部锚固承载结构能量平衡关系简化曲线

Fig.17 Simplified curve of energy balance relationship of top anchorage bearing structure

由此可知,顶部锚固承载结构可抵抗能量 U_1 为

$$U_1 = \frac{1}{2} \sigma_c \epsilon_c + \sigma_c (\epsilon_{max} - \epsilon_c) \quad (21)$$

式中, σ_c 为锚固围岩抗压强度, MPa; ϵ_c 为弹性阶段对应的应变; ϵ_{max} 为锚固围岩最大应变。

(2) 实体煤帮承载结构。实体煤帮应力状态如图 18 所示。受工作面采动影响,实体煤帮侧支撑压力呈现不同的形式,根据采动影响程度的不同可以划分为曲线①、②、③、④和⑤。其中曲线①是指实体煤帮属于完全弹性阶段的应力状态,其他曲线则依次代表塑性区不断扩大后的应力状态,曲线⑤代表进入残余变形阶段的应力状态。为了获得实体煤帮锚固围岩承载能量的极限值,分析过程主要针对一次采动后期,此时实体煤帮侧塑性区发育范围达到最大,即曲线④所示。图 18 中, K_1 、 K_2 、 K_3 、 K_4 和 K_5 为不同采动阶段的实体煤帮应力集中系数; l_0 为沿空巷道巷旁侧距煤壁的距离, m ; l_1 、 l_2 、 l_3 、 l_4 、 l_5 、 l_6 和 l_7 为不同采动阶段实体煤帮弹塑性区的边界距煤壁的距离, m 。则实体煤帮锚固围岩承载能量 U_2 可表示为

$$U_2 = \frac{K_3 \gamma H l_4^2}{6 E_{MP}} + \frac{(\gamma H)^2}{2 E_M (l_7 - l_4)} \left[\frac{1}{3} (1 - K_4)^2 (l_7^2 + l_4^2 + l_7 l_4) + (K_4 l_7 - l_4)(K_4 l_7 - l_4 + 1 - K_4) \right] \quad (22)$$

式中, E_M 为实体煤帮弹性模量, GPa; E_{MP} 为实体煤帮塑性模量, GPa。

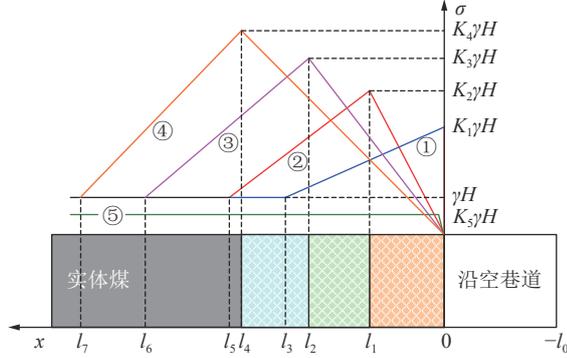


图 18 不同阶段实体煤帮破坏演化结构力学模型

Fig.18 Structural mechanical model of failure evolution of solid coal slope in different stages

(3) 巷旁支护体。假设巷旁支护体为弹簧体, 并且变形过程中不会嵌入顶底板, 取巷旁支护体允许变形量为 ΔS , 则巷旁支护体可承载能量 U_3 为

$$U_3 = P \Delta S_1 + P^* \Delta S_2 = K \Delta S_1 \left[\gamma m_E l_c + \gamma m_Z l_Z + P_N l_c - \sigma_c^* x_0 - N_C \right] / c + K \Delta S_2 \left[\gamma m_E l_c + \gamma m_Z l_Z + P_N l_c - \sigma_c^* x_0 - p_2 l_x - N_C \right] / c \quad (23)$$

式中, P^* 为侧向基本顶触矸后巷旁支护体变形量, m; ΔS_1 为侧向基本顶触矸前巷旁支护体变形量, m; ΔS_2 为侧向基本顶触矸后巷旁支护体变形量, m, 且 $\Delta S_1 + \Delta S_2 = \Delta S$; K 为应力集中系数, m; l_Z 为直接顶悬顶长度, m; σ_c^* 为松动区煤体的残余强度, MPa; c 为巷旁支护体宽度, m; p_2 为垮落矸石对顶板的支护阻力, MPa。

令

$$Y = \frac{1}{3} \left[(1 - K_4)^2 (l_7^2 + l_4^2 + l_7 l_4) + (K_4 l_7 - l_4)(K_4 l_7 - l_4 + 1 - K_4) \right]$$

综合上述分析, 沿空巷道锚固承载结构可抵抗、吸收能量 U_K 为

$$U_K = U_1 + U_2 + U_3 = \frac{1}{2} \sigma_{mc} \varepsilon_0 + \sigma_{mc} (\varepsilon_{max} - \varepsilon_0) + \frac{K_3 \gamma H l_4^2}{6 E_{MP}} + \frac{(\gamma H)^2}{2 E_M (l_7 - l_4)} Y + K \Delta S_1 \left[\gamma m_E l_c + \gamma m_Z l_Z + P_N l_c - \sigma_c^* x_0 - N_C \right] / c + K \Delta S_2 \left[\gamma m_E l_c + \gamma m_Z l_Z + P_N l_c - \sigma_c^* x_0 - p_2 l_x - N_C \right] / c \quad (24)$$

定义作用在沿空巷道锚固围岩上方能量 U_0 与锚

固围岩可抵抗能量 U_K 的比值为 N , 则

$$N = \frac{U_0}{U_K} = \frac{\int_{x_0-l}^b \frac{2 \gamma b m_E}{g} [\varphi]^2 \int_{x_0-l}^b [Q]^2 dx}{\frac{1}{2} \sigma_{mc} \varepsilon_0 + \sigma_{mc} (\varepsilon_{max} - \varepsilon_0) + \frac{K_3 \gamma H l_4^2}{6 E_{MP}} + \frac{(\gamma H)^2}{2 E_M (l_7 - l_4)} Y + K \Delta S_1 \left[\gamma m_E l_c + \gamma m_Z l_Z + P_N l_c - \sigma_c^* x_0 - N_C \right] / c + K \Delta S_2 \left[\gamma m_E l_c + \gamma m_Z l_Z + P_N l_c - \sigma_c^* x_0 - p_2 l_x - N_C \right] / c} \quad (25)$$

基于式 (25) 可知, N 即为侧向顶板断裂运动下沿空巷道锚固围岩是否发生破坏失稳的能量判据, 其中:

$$\begin{cases} N < 1 & \text{不会破坏失稳} \\ N \geq 1 & \text{发生破坏失稳} \end{cases} \quad (26)$$

由式(22)可知, 沿空巷道锚固围岩承载能量的能力与埋深、采高、巷旁支护体强度、侧向顶板断裂长度等因素有关。具体而言, 工作面埋深越大、采高越大锚固围岩越容易失稳; 侧向顶板暴露的长度越大, 顶板强度越大, 锚固围岩越容易失稳。此外由式(15)可知, 巷旁支护体的支护强度影响 l , 且支护强度越低, l 越小, 侧向顶板断裂位置越靠近煤壁处, 锚固围岩越容易破坏。

4 锚固围岩失稳风险等级划分及控制实践

4.1 失稳风险等级划分及控制方法

为进一步明确失稳风险等级和相应的控制方法, 基于 ALARP 接受原则和隧道工程风险分类标准^[32], 将 N 划分为低、中、高 3 种风险等级, 见表 2。当 $0 \leq N < 0.5$ 时, 将锚固围岩失稳风险等级划分为低风险, 此时仅需采取常规加强支护措施即可; 当 $0.5 \leq N < 0.7$ 时, 将锚固围岩失稳风险等级划分为中风险, 此时仅采用常规的加强支护措施无法满足支护控制要求, 可采用全锚索支护、U 型钢、注浆加固等较强的支护手段进行控制, 进一步增大锚固围岩可抵抗能量 U_K , 进而降低失稳风险等级; 当 $0.7 \leq N < 1$ 时, 将锚固围岩失稳风险等级划分为高风险, 此时不仅需要进行高强度的加强支护手段, 还需要从力源的角度对锚固围岩应力环境进行卸荷, 即在增大锚固围岩可抵抗能量 U_K 的同时, 降低外界输入能量 U_0 , 实现风险等级降低。

表 2 风险等级划分与控制方法

Table 2 Risk classification and control method

N	风险等级	控制方法
$0 \leq N < 0.5$	低	常规加强支护
$0.5 \leq N < 0.7$	中	全锚索支护、U 型钢、注浆加固等较强支护
$0.7 \leq N < 1$	高	高强度支护、卸压

4.2 工程验证

根据孙村煤矿 31120 工作面现场观测数据, 计算侧向顶板在回转下沉过程中产生的总能量 U 和作用

在锚固围岩上的能量 U_0 、锚固围岩可抵抗能量 U_K 以及作用在沿空巷道锚固围岩上方能量与锚固围岩可抵抗能量的比值, 计算所需参数见表 3。

表 3 计算所需参数

Table 3 Calculate the required parameters

m_z/m	m_E/m	$\gamma/(kN \cdot m^{-3})$	H/m	l_c/m	$\Delta S_C/m$	b/m	x_0/m	σ_{mc}/MPa	E_M/GPa	E_{MP}/GPa	l_z/m
12	19	2 500	975	14.7	0.94	3.2	1.89	30	6.89	0.5	4.4

将上述参数代入式 (7)、(20)、(24) 和 (25), 可得侧向顶板在回转下沉过程中产生的总能量 U 和作用在锚固围岩上的能量 U_0 为 3 281.78 kJ 和 1 940.3 kJ, 锚固围岩可抵抗能量 U_K 为 2 659.7 kJ, 作用在沿空巷道锚固围岩上方能量与锚固围岩可抵抗能量的比值 $N=0.62$, 由表 2 可知 31120 工作面沿空巷道锚固围岩失稳风险等级为中风险。因此, 需要采取一定的加强

支护措施确保沿空巷道围岩稳定性。

此外, 根据图 1 可知 31120 工作面上方具有一层约 18 m 厚砂岩, 在工作面回采期间可能会导致作用在锚固围岩上的能量短时间内急剧增大, 结合理论分析结果, 对沿空巷道采取“锚索+单体液压支柱辅助切顶+超前断顶钻孔”与锚网护顶相结合的方式控制设计, 具体如图 19 所示。

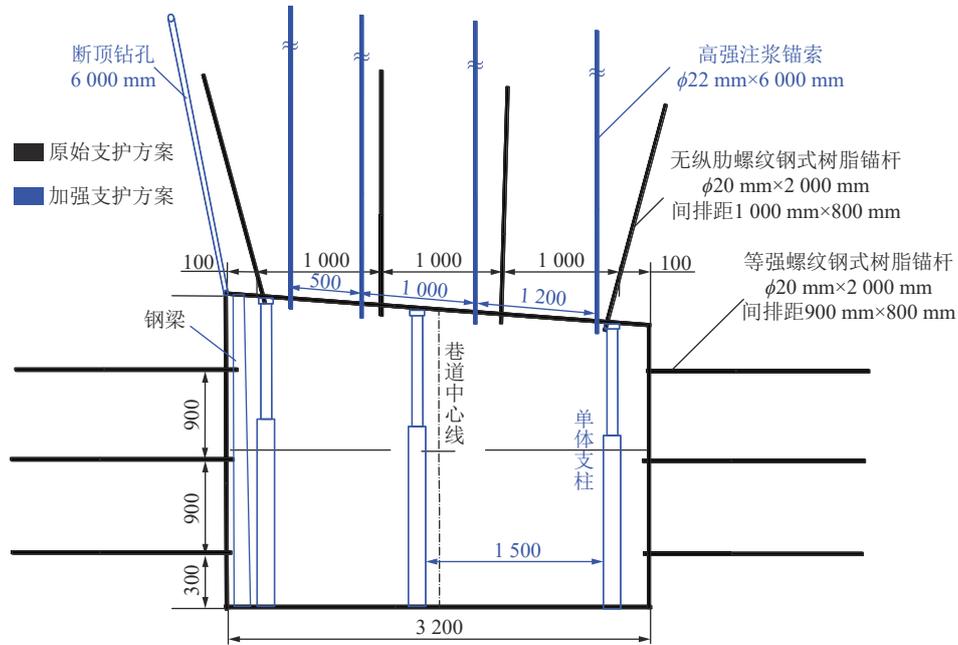


图 19 支护方案

Fig.19 Support scheme

选取超前工作面 150 m 为试验段, 留巷期间在 31120 工作面上平巷内进行监测, 采用十字法布置测点, 分别在距工作面 50、100、150 m 处设置 3 个测点, 如图 20 所示。待工作面推进到测点位置时开始监测, 至工作面推过 3 号测站 50 m 后停止监测, 结合前期沿空巷道围岩变形及应力监测结果, 对比加强支护后巷道围岩控制效果, 如图 21 所示。

由图 20 可知, 随着工作面的推进, 巷道顶底板和两帮移近量均呈现先增大后平稳的趋势, 工作面推进 0~20 m 内, 围岩变形量增长较快, 大于 20 m 后增长速度逐渐降低。采取加强支护措施后, 3 个测站的顶底板移近量分别为 112、111、110 mm, 平均为 111 mm,

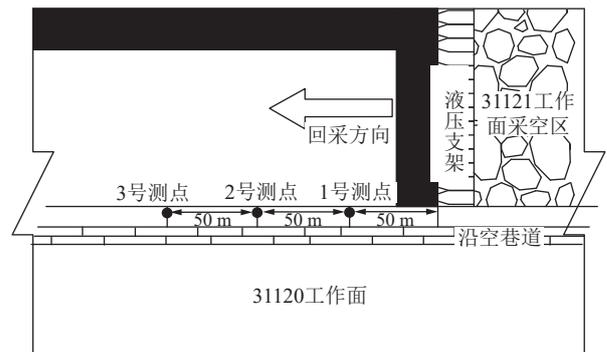


图 20 沿空巷道测点布置

Fig.20 Layout of measurement points along goaf roadway

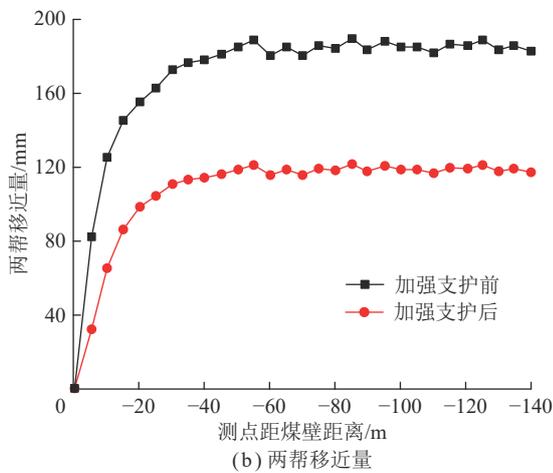
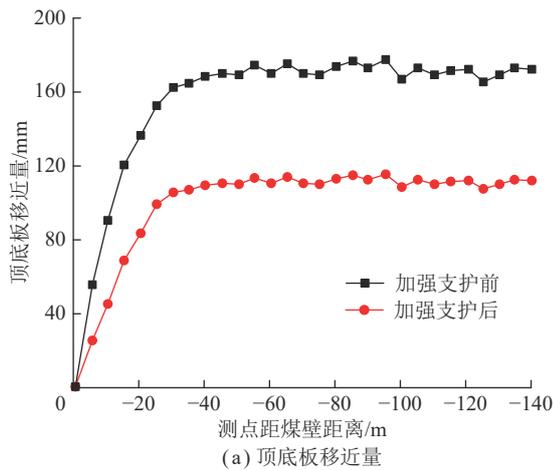


图 21 巷道围岩移近量

Fig.21 Moving amount of surrounding rock

两帮移近量分别为 120、123、117 mm, 平均为 123 mm, 相较于加强支护前, 顶底板及两帮移近量分别减小 35.47% 和 35.71%, 变形速度明显降低。

此外, 工作面推进过程中锚索受力整体呈现先减小后平稳的趋势 (图 22), 且平稳后 3 个测站的锚索受力分别为 106、102、100 kN, 平均为 102.6 kN, 相较于加强支护前减小 23.43%, 且降低速度明显加快。

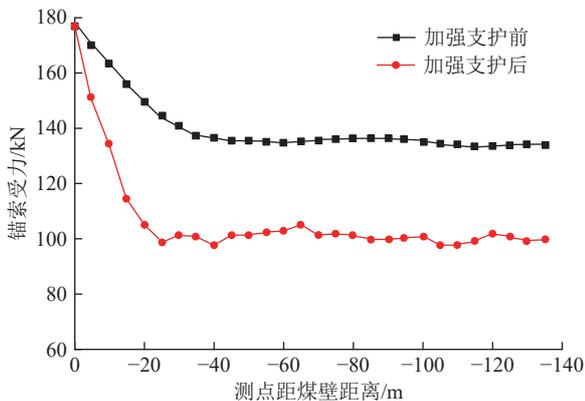


图 22 锚索受力曲线

Fig.22 Force curves of anchor cable

综上所述, 对沿空巷道锚固围岩进行加强支护后, 围岩变形平缓, 无急剧变化现象, 变形量及应力较小, 说明在侧向顶板断裂所导致的外界能量输入下, 沿空巷道锚固围岩能量积聚程度减小, 围岩自身承载能力大幅度提高, 外界输入能量得到缓慢释放, 未发生破坏失稳现象, 沿空巷道维护效果较好, 满足生产要求, 具体留巷效果如图 23 所示。



图 23 31120 工作面留巷效果

Fig.23 Effect of retaining roadway in 31120 working face

5 结 论

(1) 利用 YTJ20 型岩层探测记录仪对孙村煤矿 31120 工作面上平巷沿空巷道进行钻孔窥视发现, 侧向顶板断裂后巷道锚固围岩裂隙发育明显增多, 孔深 3~6 m 内出现了较多的破碎区和不稳定的裂隙离层区, 孔深 6 m 处发生了塌孔, 破坏方式主要为脆性张裂破坏。

(2) 基于相似材料模拟试验获得了深部沿空巷道侧向顶板前期、过渡期和后期 3 个运动阶段典型特征, 并分析了不同阶段锚固围岩破裂演化及能量释放规律。其中, 过渡期运动阶段锚固围岩内部应力、变形量急剧增大, 裂隙发育明显, 能量释放显著, 对沿空巷道锚固围岩稳定性影响最大。

(3) 建立了侧向顶板断裂运动下沿空巷道结构力学模型, 揭示了侧向顶板断裂诱发锚固围岩破坏失稳能量驱动机理, 定义了失稳能量判据, 即当作用在沿空巷道锚固围岩上的能量大于锚固围岩可抵抗能量时, 将发生破坏失稳。

(4) 基于上述能量驱动机理,提出了锚固围岩失稳风险等级划分方法和相应的加强支护措施,对失稳风险等级为中风险的31120工作面沿空巷道采取加强支护后,顶底板及两帮移近量分别减小35.47%和35.71%,锚索受力减小23.43%,变形速度明显降低,锚固围岩能量积聚程度减小,应用效果显著。

参考文献(References):

- [1] 康红普, 张晓, 王东攀, 等. 无煤柱开采围岩控制技术及应用[J]. 煤炭学报, 2022, 47(1): 16–44.
KANG Hongpu, ZHANG Xiao, WANG Dongpan, et al. Strata control technology and applications of non-pillar coal mining[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(1): 16–44.
- [2] WANG Qi, HE Manchao, YANG Jun, et al. Study of a no-pillar mining technique with automatically formed gob-side entry retaining for longwall mining in coal mines[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2018, 110: 1–8.
- [3] LIU Xuesheng, SONG Shilin, TAN Yunliang, et al. Similar simulation study on the deformation and failure of surrounding rock of a large section chamber group under dynamic loading[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2021, 31: 495–505.
- [4] 汪文勇, 高明忠, 王满, 等. 深埋沿空留巷采动变形特征及应力分布规律探索[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(S1): 2955–2963.
WANG Wenyong, GAO Mingzhong, WANG Man, et al. Study on characteristics of deformation and stress distribution of gob-side entry retaining in the ultra-deep mine[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 38(S1): 2955–2963.
- [5] 王朋飞, 常通, 卢俊宇, 等. 再论负煤柱巷顶沿空掘巷合理位置及其围岩主动控制原理[J]. 煤炭学报, 2023, 48(2): 593–608.
WANG Pengfei, CHANG Tong, LU Junyu, et al. Re-discussion on reasonable position and support technology of entry driven under the gob edge of previous split-level longwall panel[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(2): 593–608.
- [6] 刘学生, 范德源, 谭云亮, 等. 深部动载作用下超大断面硐室群锚固围岩破坏失稳机制研究[J]. 岩土力学, 2021, 42(12): 3407–3418.
LIU Xuesheng, FAN Deyuan, TAN Yunliang, et al. Failure and instability mechanism of anchored surrounding rock for deep chamber group with super-large section under dynamic disturbances[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(12): 3407–3418.
- [7] 张百胜, 王朋飞, 崔守清, 等. 大采高小煤柱沿空掘巷切顶卸压围岩控制技术[J]. 煤炭学报, 2021, 46(7): 2254–2267.
ZHANG Baisheng, WANG Pengfei, CUI Shouqing, et al. Mechanism and surrounding rock control of roadway driving along gob in shallow-buried, large mining height and small coal pillars by roof cutting[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(7): 2254–2267.
- [8] FAN Deyuan, LIU Xuesheng, TAN Yunliang, et al. Instability energy mechanism of super-large section crossing chambers in deep coal mines[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2022, 32(5): 1075–1086.
- [9] 王朋飞, 冯国瑞, 赵景礼, 等. 长壁工作面巷顶沿空掘巷围岩应力分析[J]. 岩土力学, 2018, 39(9): 3395–3405.
WANG Pengfei, FENG Guorui, ZHAO Jingli, et al. Investigation of stress of surrounding rock mass of gob-side entry under gob of a longwall panel[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(9): 3395–3405.
- [10] 郝晓琦, 韩刚, 解嘉豪, 等. 鄂尔多斯矿区小煤柱沿空掘巷冲击地压机理[J]. 采矿与岩层控制工程学报, 2023, 5(2): 36–45.
HAO Xiaoqi, HAN Gang, XIE Jiahao, et al. Rock burst mechanism of roadway excavation along goaf with small coal pillar in Ordos mining area[J]. Journal of Mining and Strata Control Engineering, 2023, 5(2): 36–45.
- [11] 袁亮, 薛俊华, 刘泉声, 等. 煤矿深部岩巷围岩控制理论与支护技术[J]. 煤炭学报, 2011, 36(4): 535–543.
YUAN Liang, XUE Junhua, LIU Quansheng, et al. Surrounding rock stability control theory and support technique in deep rock roadway for coal mine[J]. Journal of China Coal Society, 2011, 36(4): 535–543.
- [12] 侯朝炯, 李学华. 综放沿空掘巷围岩大、小结构的稳定性原理[J]. 煤炭学报, 2001, 26(1): 1–7.
HOU Chaojiong, LI Xuehua. Stability principle of big and small structures of rock surrounding roadway driven along goaf in fully mechanized top coal caving face[J]. Journal of China Coal Society, 2001, 26(1): 1–7.
- [13] 刘焱鑫, 高明仕, 贺永亮, 等. 倾斜特厚煤层综放沿空掘巷围岩稳定性研究[J]. 中国矿业大学学报, 2021, 50(6): 1051–1059.
LIU Yaoxin, GAO Mingshi, HE Yongliang, et al. Study of control technology about gob-side entry driving with top-coal caving in inclined extra-thick coal seam[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2021, 50(6): 1051–1059.
- [14] 黄志增, 高晓进, 袁伟茗, 等. 深孔预裂爆破沿空留巷技术及顶板应力分布规律[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(S2): 88–96.
HUANG Zhizeng, GAO Xiaojin, YUAN Weiming, et al. Stress distribution of cutting roof with deep borehole blasting for gob-side entry retaining technology[J]. Coal Science and Technology, 2022, 50(S2): 88–96.
- [15] 蒋威, 鞠文君, 汪占领, 等. 厚硬基本顶综放沿空巷道覆岩应力分布特征及合理煤柱宽度确定[J]. 采矿与安全工程学报, 2020, 37(6): 1142–1151.
JIANG Wei, JU Wenjun, WANG Zhanling, et al. Characteristics of overburden stress distribution and rational pillar width determination of gob-side roadway with thick and hard basic roof in fully mechanized top coal caving workplace[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2020, 37(6): 1142–1151.
- [16] 郭金刚, 王伟光, 何富连, 等. 大断面综放沿空巷道基本顶破断结构与围岩稳定性分析[J]. 采矿与安全工程学报, 2019, 36(3): 446–454, 464.
GUO Jingang, WANG Weiguang, HE Fulian, et al. Main roof break structure and surrounding stability analysis in gob-side entry with fully-mechanized caving mining[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2019, 36(3): 446–454, 464.
- [17] 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 reinforce-

- ment" synergetic control and prevention[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(1): 66–81.
- [18] 刘学生, 李学斌, 谭云亮, 等. 深部沿空巷道巷旁支护失稳机制与降能控制方法[J]. 煤炭学报, 2023, 48(S2): 609–620.
LIU Xuesheng, LI Xuebin, TAN Yunliang, et al. Instability mechanism and control method of energy-reducing for roadside support in deep gob-side roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(S2): 609–620.
- [19] 刘学生, 武允昊, 谭云亮, 等. 深部高水平应力巷道倾斜锚杆破断机制及加强支护时机[J]. 煤炭学报, 2023, 48(2): 609–622.
LIU Xuesheng, WU Yunhao, TAN Yunliang, et al. Breaking mechanism of inclined bolts in deep mine roadway with high horizontal stress and the timing of strengthening support[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(2): 609–622.
- [20] 王志强, 王鹏, 石磊, 等. 基于沿空巷道围岩应力分析的防冲机理研究[J]. 中国矿业大学学报, 2020, 49(6): 1046–1056.
WANG Zhiqiang, WANG Peng, SHI Lei, et al. Research on prevention of rock burst based on stress analysis of surrounding rock of gob-side entry[J]. Journal of China University of China University of Mining & Technology, 2020, 49(6): 1046–1056.
- [21] 韩刚, 窦林名, 张寅, 等. 沿空巷道动力显现影响机制与防治技术研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2021, 38(4): 730–738, 748.
HAN Gang, DOU Linming, ZHANG Yin, et al. Influence mechanism and prevention technology of dynamic manifestation of roadway along goaf[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2021, 38(4): 730–738, 748.
- [22] 黄万朋, 赵同阳, 江东海, 等. 双巷掘进窄窗小煤柱布置方式及围岩稳定性控制技术[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(3): 617–629.
HUANG Wanpeng, ZHAO Tongyang, JIANG Donghai, et al. Arrangement of double entry driving with a narrow coal pillar in the middle and stability control technology of surrounding rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(3): 617–629.
- [23] 谷长宛, 王波, 王军, 等. 基于胀锁式对穿锚索的沿空掘巷窄煤柱双向加固机理研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(4): 106–116.
GU Changwan, WANG Bo, WANG Jun, et al. Research on bidirectional-reinforcement mechanism of narrow coal pillar of gob-side entry driving based on inflatable lock-type anchor[J]. Coal Science and Technology, 2022, 50(4): 106–116.
- [24] 王凯, 杨宝贵, 王鹏宇, 等. 软弱厚煤层沿空留巷变形破坏特征及控制研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(7): 1913–1924, 1960.
WANG Kai, YANG Baogui, WANG Pengyu, et al. Deformation and failure characteristics of gob-side entry retaining in soft and thick coal seam and the control technology[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(7): 1913–1924, 1960.
- [25] 杨俊彩, 王文, 张广杰. 柔模砌墙沿空留巷围岩变形规律及控制技术研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(S1): 89–99.
YANG Juncai, WANG Wen, ZHANG Guangjie. Study on surrounding rock deformation law and control technology of flexible formwork concrete wall retaining roadway along goaf[J]. Coal Science and Technology, 2022, 50(S1): 89–99.
- [26] 王琦, 张朋, 蒋振华, 等. 深部高强锚注切顶自成巷方法与验证[J]. 煤炭学报, 2021, 46(2): 382–397.
WANG Qi, ZHANG Peng, JIANG Zhenhua, et al. Automatic roadway formation method by roof cutting with high strength bolt-grouting in deep coal mine and its validation[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(2): 382–397.
- [27] 范德源, 刘学生, 谭云亮, 等. 深井中等稳定顶板沿空留巷锚注切顶支护技术研究[J]. 煤炭科学技术, 2019, 47(5): 107–112.
FAN Deyuan, LIU Xuesheng, TAN Yunliang, et al. Research on bolting and cutting support technology for moderately stable roof of gob side entry retained in deep mine[J]. Coal Science and Technology, 2019, 47(5): 107–112.
- [28] 朱永建, 任恒, 王平, 等. 倾斜厚层坚硬顶板条件下沿空留巷稳定性控制[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2023, 54(3): 956–966.
ZHU Yongjian, REN Heng, WANG Ping, et al. Stability control of gob-side entry retention under the condition of inclined thick layer and hard roof[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2023, 54(3): 956–966.
- [29] 潘锐, 程桦, 王雷, 等. 巷道浅层破碎围岩锚注加固承载特性试验研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(6): 1887–1898.
PAN Rui, CHENG Hua, WANG Lei, et al. Experimental study on bearing characteristics of bolt-grouting support in shallow fractured surrounding rock of roadway[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, 41(6): 1887–1898.
- [30] 孟祥军. 基于基本顶断裂位置的综放沿空掘巷煤帮支护技术[J]. 煤炭科学技术, 2020, 48(1): 61–68.
MENG Xiangjun. Solid coal rib support technology of fully-mechanized mining along gob-side entry driving based on main roof fracture location[J]. Coal Science and Technology, 2020, 48(1): 61–68.
- [31] 焦建康, 鞠文君. 动载扰动下巷道锚固承载结构冲击破坏机制[J]. 煤炭学报, 2021, 46(S1): 94–105.
JIAO Jiankang, JU Wenjun. Burst failure mechanism of roadway anchorage bearing structure under dynamic load disturbance[J]. Journal of China Coal Society, 2021, 46(S1): 94–105.
- [32] 黄宏伟, 彭铭, 胡群芳. 上海长江隧道工程风险评估研究[J]. 地下空间与工程学报, 2009, 5(1): 182–187.
HUANG Hongwei, PENG Ming, HU Qunfang. Risk assessment on Shanghai Yangtze river tunnel[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2009, 5(1): 182–187.