

于远祥,汪昊意,马天佑.多场耦合下窄煤柱沿空巷道底板非对称变形机理及控制对策[J].西安科技大学学报,2026,46(2):340-353.

YU Yuanxiang, WANG Haoyi, MA Tianyou. Mechanism and control measures of asymmetric deformation of the floor in gob-side roadways with narrow coal pillars under multi-field coupling[J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2026, 46(2): 340-353.

多场耦合下窄煤柱沿空巷道底板非对称 变形机理及控制对策

于远祥,汪昊意,马天佑

(西安科技大学 建筑与土木工程学院,陕西 西安 710054)

摘要:针对窄煤柱沿空巷道底板非对称变形支护困难的工程难题,考虑工作面回采扰动、地下水渗流及支护阻力对巷道围岩强度的弱化-强化效应,构建地应力、回采扰动及渗流耦合作用下沿空巷道受力分析模型,推导多场耦合下沿空巷道围岩应力解析式,确定沿空巷道煤帮极限平衡区宽度与底板非对称最大破坏深度。结果表明:扰动与渗流共同作用下窄煤柱沿空巷道实体煤帮极限平衡区宽度与煤体黏聚力、内摩擦角、地应力及渗透系数密切相关,窄煤柱帮极限平衡区宽度与应力集中系数、巷道理深、侧压力系数及支护阻力等因素密切相关;多场耦合作用下窄煤柱沿空巷道底板发生非对称变形,窄煤柱侧底板破坏深度较实体煤侧的偏大,最大底鼓位置靠近实体煤侧;煤柱侧底板破坏深度随煤体黏聚力及锚杆支护阻力的增大而减小,随应力集中系数、扰动程度及渗透水压力的升高而增大;应力-扰动-渗流耦合作用下灵露煤矿112208工作面沿空巷道实体煤侧与窄煤柱侧底板最大破坏深度分别为10.46 m和11.88 m,注浆加固底板并优化巷道支护参数后,底板最大破坏深度降低53.7%,现场钻孔窥视与底板变形监测数据验证了理论分析的合理性,确保112208工作面安全高效生产。

关键词:沿空巷道;扰动损伤;渗流弱化;非对称变形;控制对策

中图分类号:TD 353

文献标志码:A

文章编号:1672-9315(2026)02-0340-14

DOI:10.13800/j.cnki.xakjdx.2026.0210

Mechanism and control measures of asymmetric deformation of the floor in gob-side roadways with narrow coal pillars under multi-field coupling

YU Yuanxiang, WANG Haoyi, MA Tianyou

(College of Architecture and Civil Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China)

Abstract: In response to the practical problem of difficult support for the asymmetric deformation of the floor in narrow coal pillar gob-side roadways, considering the weakening-strengthening effects of working face mining disturbance, groundwater seepage and support resistance on the strength of the surrounding rock of the roadway, a mechanical analysis model of the goaf roadway under the coupling effect of in-situ stress, disturbance and seepage was established, the analytical formula of the surround-

收稿日期:2025-10-07

基金项目:国家自然科学基金项目(52074208)

通信作者:于远祥,男,重庆梁平人,博士,副教授,E-mail:1374400919@qq.com

ing rock stress of the gob-side roadway under multi-field coupling was derived, and the width of the limit equilibrium zone of the coal rib and the maximum asymmetric damage depth of the floor of the goaf roadway were determined. The results show that the width of the limit equilibrium zone of the solid coal side of the narrow coal pillar along-the-seam roadway under disturbed seepage conditions is closely related to such factors as the cohesion and internal friction angle of the coal body, in-situ stress, and permeability coefficient. The width of the ultimate equilibrium zone of the coal pillar side of the narrow coal pillar along-the-seam roadway is closely related to such factors as the stress concentration coefficient, roadway burial depth, lateral pressure coefficient, and support resistance. Under the multi-field coupling effect, the floor of the narrow coal pillar along-the-seam roadway undergoes asymmetric deformation, with the failure depth of the side floor of the coal pillar being larger than that of the solid coal side, and the maximum floor heave position being closer to the solid coal side. The failure depth of the side floor of the coal pillar decreases with the increase of the cohesion of the coal body and the resistance of the anchor bolt support, and increases with the increase of the stress concentration coefficient, disturbance degree, and seepage water pressure. The maximum failure depths of the floor on the solid coal side and the narrow coal pillar side of the 112208 working face along-the-seam roadway in Linglu Coal Mine under the coupling effect of stress, disturbance, and seepage are 10.46 m and 11.88 m, respectively. After grouting reinforcement of the floor and optimization of the roadway support parameters, the maximum failure depth of the floor is reduced by 53.7%. The field borehole inspection and floor deformation monitoring data verify the rationality of the theoretical analysis, ensuring the safe and efficient production of the 112208 working face.

Key words: gob-side roadway; disturbance damage; seepage weakening; asymmetric floor deformation; control measures

0 引言

在煤矿井下工作面回采过程中,地应力、回采扰动及地下水渗流等因素会引起沿空巷道底板产生不同程度破坏,富水沿空巷道可能发生剧烈的冒顶、片帮及底鼓等变形破坏^[1],对井下行车及人员作业造成严重威胁。因此,深入研究多场耦合下窄煤柱沿空巷道底板非对称变形机理及控制对策,对确保工作面安全高效生产具有重要意义。

杨朋等基于压杆模型分析深部回采巷道底板挤压流动型底鼓的临界破坏深度,提出底板注浆+锚杆联合控制措施^[2];黄庆亨等研究巷道底板挤压流动型破坏机理及极限承载力,发现底板最大破坏深度与巷帮极限平衡区宽度呈正比关系^[3];MO等分析煤矿巷道底板破坏特征,认为埋深、水平应力及围岩特性是导致底板破坏的主要因素^[4];王志强等基于朗肯土压力理论研究沿空巷道非对称底鼓破坏机理,发现非对称分布的垂直应力是导致非对称底鼓的内在因素^[5];张蓓研

究沿空巷道掘进期间底板受力变形破坏特征,发现巷道掘进后底板位移及应力分布偏向实体煤侧^[6];邢晁瑞等基于BP神经网络预测模型分析工作面巷道底板破坏深度,得出底板破坏深度与采厚呈正比关系^[7];张帅等基于Winker弹性地基理论研究薄煤层沿空留巷底板破坏机理,发现巷道底板变形呈非对称抛物线特征^[8];张宇旭等采用UDEEC软件模拟分析巷道掘进期间围岩应力、位移及破坏模式,发现底板破坏主要为浅部拉伸破坏和深部剪切破坏^[9];于光远等研究沿空巷道底板变形破坏力学特征,发现底板最大破坏深度与煤帮垂直应力大小呈正比^[10];付振江等研究不同扰动阶段沿空巷道底板破坏特征,发现沿空巷道底鼓偏向于实体煤侧呈非对称变形破坏^[11];华心祝等开展深埋沿空巷道底鼓相似模型试验,发现底鼓主要发生在工作面一次及二次回采期间^[12];薛卫峰等研究无煤柱切顶沿空留巷底板破坏发育规律,得出底板破坏深度呈现由两边向中部逐渐变小的特征^[13]。

工程实际中,施工扰动和地下水渗流都会引起沿空巷道围岩强度的损伤劣化,需及时对巷道围岩进行锚固支护。而巷道变形往往需要在一定时间内才能得以完成,因此沿空巷道围岩发生变形破坏是一个多因素耦合的复杂力学演化过程。迄今为止,尚缺乏对多因素耦合作用下窄煤柱沿空巷道底板非对称变形机理及控制对策的研究。因此,文中以灵露煤矿 112208 工作面沿空巷道为背景,基于矿山压力与岩层控制理论,深入研究多场耦合作用下沿空巷道底板非对称变形破坏机理,提出针对性底板变形控制技术,为富水窄煤柱沿空巷道底板变形控制提供新思路。

1 工程概况

灵露煤矿 112208 工作面平均埋深 450 m,工作面走向长度 1 260 m,倾向长度 220 m,平均煤厚 5.8 m,煤层倾角 0.6° ,属于近水平煤层。该工作面辅运巷与上工作面采空区之间留设 8 m 护巷煤柱,为典型的沿空巷道,如图 1 所示。该巷道断面尺寸为 $5.6\text{ m} \times 3.0\text{ m}$,顶板原支护采用 6 根 $\phi 20\text{ mm} \times 2\ 000\text{ mm}$ 的左旋螺纹钢锚杆和 3 根 $\phi 18.9\text{ mm} \times 5\ 500\text{ mm}$ 钢绞线锚索,锚杆间排距为 $800\text{ mm} \times 800\text{ mm}$,锚索间排距为 $1\ 200\text{ mm} \times 1\ 600\text{ mm}$;巷道两帮原支护采用 3 根 $\phi 20.0\text{ mm} \times 2\ 200\text{ mm}$ 锚杆支护,锚杆间排距为 $1\ 000\text{ mm} \times 1\ 000\text{ mm}$ 。

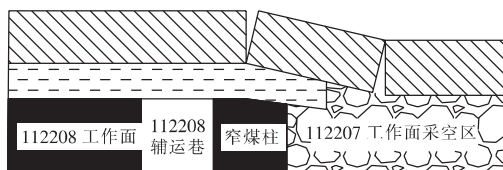


图 1 112208 工作面沿空巷道布置

Fig. 1 Layout of the gob-side roadway for 112208 working face

112208 工作面辅运巷顶底板岩性分布情况如图 2 所示。其中,巷道伪顶为炭质泥岩,平均厚度 2.37 m;直接顶为细粒砂岩,平均厚度 8.96 m,该岩层含有大量砂岩裂隙水,最大涌水量 $58\text{ m}^3/\text{h}$;老顶为粗粒砂岩,平均厚度 3.97 m;底板直接底为炭质泥岩,平均厚度 2.94 m,透水性较差,遇水易软化崩解发生底鼓现象;老底为中粒砂岩,平均厚度 7.56 m。

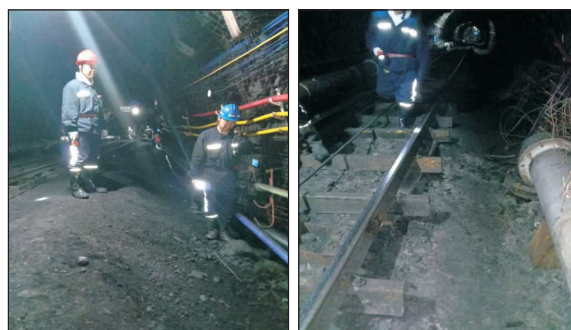
由于顶板支承压力较大,且巷道煤岩体遇水

后强度大幅度降低,顶板压力传递至底板后,导致底板剧烈隆起、底鼓量达 1.5 m,如图 3 所示,严重影响了该工作面的安全高效回采。

岩层	柱状	厚度/m	岩性描述
粗粒砂岩		3.97	浅灰色,粗砂结构,块状构造,成分以石英、长石为主
细粒砂岩		8.96	灰色,细砂质结构,块状构造,成分以石英、长石、云母为主
炭质泥岩		2.37	黑色,断口平坦状,多炭化植物化石,性脆,易断裂
II ₂ 煤		5.80	黑色,块状,沥青光泽,层状构造,内生裂隙较发育
炭质泥岩		2.94	黑色,断口平机状,多炭化植物化石,性脆,易断裂
中粒砂岩		7.56	浅灰色,成分以石英为主,缓波水平层理,较坚硬

图 2 112208 工作面辅运巷顶底板岩性柱状

Fig. 2 Lithological distribution of the roof and floor in the auxiliary transportation roadway of 112208 working face



(a)非对称底鼓

(b)底鼓导致轨道悬空

图 3 112208 工作面辅运巷底鼓破坏现状

Fig. 3 Current state of floor heave failure in the auxiliary transportation roadway of 112208 working face

2 扰动-渗流下沿空巷道围岩强度分析

2.1 沿空巷道围岩扰动损伤效应分析

当上工作面回采时,会对沿空巷道产生一次回采扰动,导致沿空巷道围岩发生变形,煤(岩)体强度及巷道稳定性降低;又由于地下水渗流作用,煤(岩)体强度进一步产生劣化效应;当上工作面回采完成,下工作面回采期间,对沿空巷道围岩产生二次回采扰动,此时巷道煤(岩)体强度劣化严重,变形量大,稳定性较差,如图 4 所示。

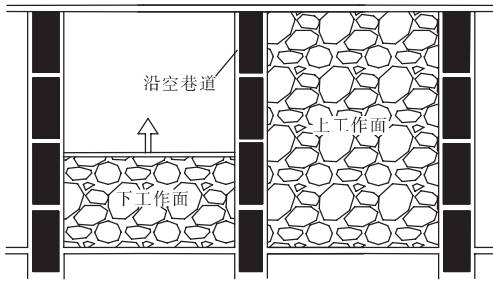


图 4 窄煤柱护巷工作面回采示意图

Fig. 4 Schematic diagram of the mining of the narrow coal pillar retaining roadway working face

工作面回采扰动后巷道围岩等效黏聚力及内摩擦角分别为^[14]

$$c_d = \frac{\sigma_c \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s \right)^\alpha - \alpha m_b \sigma_3 \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s \right)^{\alpha-1}}{2 \sqrt{1 + \alpha m_b \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s \right)^{\alpha-1}}} \quad (1)$$

$$\phi_d = \arcsin \frac{\alpha m_b \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s \right)^{\alpha-1}}{2 + \alpha m_b \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s \right)^{\alpha-1}} \quad (2)$$

式中 c_d 为回采扰动损伤下围岩黏聚力, MPa; ϕ_d 为回采扰动损伤下围岩内摩擦角, ($^\circ$); σ_3 分别为岩体破坏时的最小主应力, MPa; σ_c 为岩石单轴抗压强度, MPa; α 为材料常数; m_b 为与岩体完整性相关的 H-B 强度参数; s 为经验参数。

m_b 、 s 及 α 大小分别为

$$\begin{cases} m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D}\right) \\ s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D}\right) \\ \alpha = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left[\exp\left(-\frac{GSI}{15}\right) - \exp\left(-\frac{20}{3}\right) \right] \end{cases} \quad (3)$$

式中 GSI 为地质强度指标; m_i 为与岩体完整性相关的 H-B 强度参数, $0.01 \leq m_i \leq 10$; D 为岩体扰动损伤程度, 具体取值见表 1^[15]。

2.2 扰动条件下沿空巷道围岩渗流弱化分析

扰动渗流作用使围岩产生弱化效应, 导致煤(岩)体强度降低。扰动条件下渗流劣化后巷道围岩黏聚力为^[16]

$$c_{dw} = c_d - \alpha_w p_w \tan \phi_d \quad (4)$$

式中 c_{dw} 为扰动渗流弱化后围岩黏聚力, MPa; α_w 为渗透水压力系数, 取 $0 \leq \alpha_w \leq 1$; p_w 为渗透水压力, MPa。

表 1 回采扰动岩体损伤因子

Table 1 Damage factors of rock mass disturbed by mining

开挖方案	岩体损伤因子
优质爆破或 TBM 开挖对岩体产生很小的扰动	$D = 0$
机械或手工开挖对岩体产生很小的扰动	$D = 0$
爆破开挖后围岩损伤扰动区域达到 2~3 m	$D = 0.8$
小规模爆破开挖引起中等程度的岩体破坏	$D = 0.7$
大规模露天矿开采对岩体产生严重的扰动	$D = 1.0$ (爆破开挖) $D = 0.7$ (机械开挖)

岩石软化系数为

$$\eta = \frac{R_{dw}}{R_c} \quad (5)$$

式中 η 为岩石软化系数; R_{dw} 扰动渗流弱化后煤(岩)体单轴抗压强度, MPa; R_c 为工作面回采扰动后围岩单轴抗压强度, MPa。

$$R_c = \frac{2c_d \cos \phi_d}{1 - \sin \phi_d} \quad (6)$$

由文献[16]可知扰动渗流条件下巷道围岩单轴抗压强度 R_{dw} 为

$$R_{dw} = R_c - \frac{2\alpha_w p_w \sin \phi_d}{1 - \sin \phi_d} \quad (7)$$

将式(5)、式(6)代入式(7)可得扰动渗流劣化条件下巷道围岩内摩擦角为

$$\phi_{dw} = \arcsin \frac{1 - \eta}{\frac{\alpha_w p_w (1 - \sin \phi_d)}{c_d \cos \phi_d} + 1 - \eta} \quad (8)$$

式中 ϕ_{dw} 为扰动渗流弱化后围岩内摩擦角, ($^\circ$)。

结合式(4)和式(8)可以看出, 扰动渗流作用下巷道围岩黏聚力 c_{dw} 、内摩擦角 ϕ_{dw} 与渗透系数 α_w 、渗透水压力 p_w 密切相关。工作面回采扰动诱发应力重分布, 地下水长期渗流使得渗流路径与流速发生改变^[17-18], 因此, 巷道围岩黏聚力及内摩擦角的演化是多场耦合的复杂力学过程。

2.3 扰动渗流条件下沿空巷道围岩锚固强化分析

巷道围岩锚固后, 预应力锚杆对围岩内摩擦角的影响可忽略不计^[19], 围岩锚固后的等效黏聚力及内摩擦角分别为

$$c_e = c_{dw} + nA_s(c_b - c_{dw}) + \sigma \tan \phi_{dw} \quad (9)$$

$$\phi_e = \phi_{dw} \quad (10)$$

式中 c_e 为扰动渗流作用下锚固围岩黏聚力, MPa; ϕ_e 为扰动渗流作用下锚固围岩内摩擦角, ($^\circ$); n 为锚杆布置密度, m^2 ; A_s 为单根锚杆横截面积, m^2 ; c_b 为杆体黏聚力, MPa; σ 为锚杆作用范围

内围岩所受挤压应力,MPa。

3 多场耦合下沿空巷道围岩受力变形分析

3.1 沿空巷道受力分析模型的构建

沿空巷道开挖后,围岩发生应力重分布。当巷道围岩二次应力超过屈服强度时,围岩发生弹塑性变形^[20]。设圆形沿空巷道半径为 R_0 ,塑性区半径为 R_p ,地下水渗流影响半径为 R_d , R_d 以外稳定渗透场水压与初始渗透场水压相同,巷帮支护阻力为 p_i ,建立沿空巷道受力分析模型如图5所示。

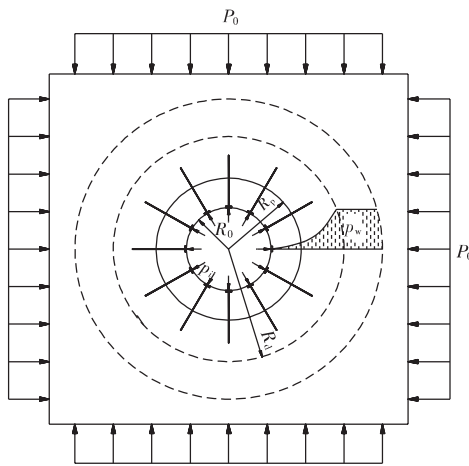


图5 沿空巷道受力分析模型

Fig.5 Mechanical analysis model of gob-side roadways

3.2 扰动渗流条件下沿空巷道围岩应力解析解

由现场抽水试验可知,112208工作面辅运巷围岩地下水渗流影响半径 R_d 以外的水位保持相对稳定。因此,根据裘布依渗流理论,辅运巷围岩渗流场的分布规律为^[21]

$$p_w = \begin{cases} p_{w0} & r \geq R_d \\ p_{w0} \times \frac{\ln(r/R_d)}{\ln(R_d/R_0)} & 0 \leq r \leq R_d \end{cases} \quad (11)$$

式中 p_w 为渗透水压力,MPa; R_d 为地下水渗流影响半径,m; p_{w0} 为初始渗透水压力,MPa。

设含水围岩为两相介质体,于是满足平衡微分方程

$$\frac{d\sigma_{rp}}{dr} + \frac{\sigma_{rp} - \sigma_{\theta p}}{r} - \alpha_w \frac{dp_w}{dr} = 0 \quad (12)$$

假设岩体服从莫尔-库仑屈服条件,则有

$$\sigma_{\theta p} = \frac{1 + \sin\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e} \sigma_{rp} + \frac{2\sin\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e} (c_e \cot\varphi_e - \alpha_w p_w) \quad (13)$$

式中 $\sigma_{\theta p}$ 为扰动渗流作用下沿空巷道围岩塑性区

任一点切向应力,MPa; σ_{rp} 为扰动渗流作用下沿空巷道围岩塑性区任一点径向应力,MPa。

当 $R_0 \leq r \leq R_d$ 时,将式(11)和式(13)代入式(12)中得

$$\frac{d\sigma_{rp}}{dr} - \frac{\sigma_{rp}}{r} \cdot \frac{2\sin\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e} - \left[\frac{2c_e \cos\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e} + \frac{\alpha_w p_w}{\ln(R_d/R_0)} \right] \cdot \frac{1}{r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{2\alpha_w p_w \sin\varphi_e}{(1 - \sin\varphi_e) \ln(R_d/R_0)} \cdot \ln \frac{r}{R_0} = 0 \quad (14)$$

对沿空巷道围岩进行锚杆支护后,可简化为巷道周边外边界受均布压力,即 $r = R_0, \sigma_{rp} = p_i$ 为定解条件,由式(13)和(14)可得扰动渗流条件下沿空巷道含水锚固围岩塑性区应力

$$\begin{cases} \sigma_{rp} = \left(c_e \cot\varphi_e + \frac{1 - \sin\varphi_e}{2\sin\varphi_e} \times \frac{\alpha_w p_w}{\ln(R_d/R_0)} \right) \times \left[\left(\frac{r}{R_0} \right)^{\frac{c_e \cos\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e}} - 1 \right] + [p_i + (1 - \alpha_w) p_w] \times \left(\frac{r}{R_0} \right)^{\frac{c_e \cos\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e}} \\ \sigma_{\theta p} = \left(c_e \cot\varphi_e + \frac{1 - \sin\varphi_e}{2\sin\varphi_e} \times \frac{\alpha_w p_w}{\ln(R_d/R_0)} \right) \times \left[\frac{1 + \sin\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e} \times \left(\frac{r}{R_0} \right)^{\frac{c_e \cos\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e}} - 1 \right] + [p_i + (1 - \alpha_w) p_w] \times \left(\frac{r}{R_0} \right)^{\frac{c_e \cos\varphi_e}{1 - \sin\varphi_e}} - \frac{\alpha_w p_w}{\ln(R_d/R_0)} \end{cases} \quad (15)$$

沿空巷道塑性区锚固围岩所受应力与渗透水压力、渗透系数、扰动渗流弱化后的围岩强度参数及锚杆支护阻力等因素密切相关,整体表现为围岩应力随渗透水压力和渗透系数的增加而增大。

设沿空巷道围岩塑性区与弹性区交界面的半径为 R_p ,界面上的径向应力为 σ_p ,作用在无穷远处的初始地应力为 P_0 ,渗透水压力为 p_w ,则扰动渗流作用下沿空巷道含水锚固围岩弹性区应力为

$$\begin{cases} \sigma_{re} = P_0 \left(1 - \frac{R_p^2}{r^2} \right) + \sigma_p \frac{R_p^2}{r^2} + \alpha_w p_w \\ \sigma_{\theta e} = P_0 \left(1 + \frac{R_p^2}{r^2} \right) - \sigma_p \frac{R_p^2}{r^2} + \alpha_w p_w \end{cases} \quad (16)$$

式中 $\sigma_{\theta p}, \sigma_{rp}$ 分别为扰动渗流作用下沿空巷道锚固围岩弹性区内任一点切向应力及径向应力,MPa。

在沿空巷道围岩弹塑性交界处 $r = R_p, \sigma_{rp} = \sigma_{re}, \sigma_{\theta p} = \sigma_{\theta e}$ 得扰动渗流作用下沿空巷道含水锚固围岩塑性区半径为

$$R_p = R_0 \times$$

$$\left\{ \frac{(1 - \sin\varphi_e) \left[P_0 + c_e \cot\varphi_e - \frac{\alpha_w P_w}{\sin\varphi_e \ln(R_d/R_0)} \right]}{p_i + c_e \cot\varphi_e - \frac{\alpha_w P_w (1 - \sin\varphi_e)}{\sin\varphi_e \ln(R_d/R_0)}} \right\}^{\frac{1 - \sin\varphi_e}{2\sin\varphi_e}} \quad (17)$$

当 $r = R_p$ 时,多场耦合下沿空巷道煤帮弹塑性界面上岩体所受应力为^[22]

$$\begin{cases} \sigma_{rp}^* = (1 - \sin\varphi_e) [P_0 + c_e \cot\varphi_e + (1 - 2\alpha_w)p_w] - c_e \cos\varphi_e \\ \sigma_{\theta p}^* = (1 + \sin\varphi_e) [P_0 + c_e \cot\varphi_e + (1 - 2\alpha_w)p_w] + c_e \cos\varphi_e \end{cases} \quad (18)$$

式中 $\sigma_{\theta p}^*, \sigma_{rp}^*$ 分别为扰动渗流作用下沿空巷道围岩弹塑性界面处切向应力及径向应力,MPa。

由式(17)可以看出,扰动渗流作用下含水锚固围岩塑性区半径不仅与黏聚力 c_e 、内摩擦角 φ_e 、原岩应力 P_0 、巷道半径 R_0 、渗透水压 p_w 及支护阻力 p_i 等因素密切相关。

4 沿空巷道煤帮极限平衡区宽度分析

4.1 沿空巷道煤帮极限平衡区计算模型

工程实际中,沿空巷道开挖后,窄煤柱上方覆岩压力较实体煤上方显著偏大^[23-28]。沿空巷道窄煤柱侧煤帮变形较实体煤侧剧烈,表现出典型的非对称性特征。建立沿空巷道煤帮极限平衡区分析模型如图 6 所示。

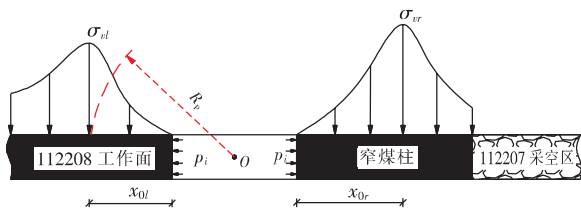


图 6 沿空巷道煤帮极限平衡区计算模型

Fig. 6 Calculation model of the limit equilibrium zone of the coal rib in the gob-side roadways

4.2 实体煤侧煤帮极限平衡区宽度计算

基于上述多场耦合作用下沿空巷道围岩受力分析,工作面回采期间,沿空巷道两侧煤体应力重分布,煤帮至深部煤体弹塑性界面处应力处于极限平衡状态。公式(17)本身可以作为沿空巷道底板变形边界的近似解,但由于实体煤侧深部煤体的非均质性及其所受应力场动态变化的高度复杂性等因素,实体煤侧峰值应力集中系数难以确定。

因此,基于圆形沿空巷道受力分析模型,将沿空巷道实体煤侧煤帮部弹塑性界面处峰值应力等效为圆形巷道切向应力,进而确定实体煤侧极限平衡区宽度。

由式(18)可知,扰动渗流条件下辅运巷实体煤帮弹塑性界面上等效峰值应力为

$$\sigma_{vl} = \sigma_{\theta p}^* = [P_0 + c_e \cot\varphi_e + (1 - 2\alpha_w)p_w] \times (1 + \sin\varphi_e) + c_e \cos\varphi_e \quad (19)$$

煤帮极限平衡区范围内煤层界面应力为^[29]

$$\sigma_{vl} = \left(\frac{c_e}{\tan\varphi_e} + \frac{p_i}{\lambda} \right) e^{\frac{2\tan\varphi_e}{m\lambda} \cdot x_0} - \frac{c_e}{\tan\varphi_e} \quad (20)$$

式中 λ 为侧压系数; m 为巷道高度, m ; x_0 为极限平衡区宽度, m 。

将式(19)代入式(20)可得扰动渗流作用下实体煤帮极限平衡区宽度为

$$x_{0l} = \frac{m\lambda}{2\tan\varphi_e} \times \ln \left\{ \frac{(1 + \sin\varphi_e) [P_0 + c_e \cot\varphi_e + (1 - 2\alpha_w)p_w] + c_e \cos\varphi_e + \frac{c_e}{\tan\varphi_e}}{\frac{c_e}{\tan\varphi_e} + \frac{p_i}{\lambda}} \right\} \quad (21)$$

扰动渗流作用下实体煤侧煤帮极限平衡区宽度与巷道高度、煤体黏聚力、内摩擦角、地应力及渗透系数等因素密切相关。

4.3 窄煤柱侧煤帮极限平衡区宽度计算

由参考文献[29]可知,考虑工作面回采扰动和地下水渗流影响,扰动渗流作用下窄煤柱侧煤帮极限平衡区宽度为

$$x_{0r} = \frac{m\lambda}{2\tan\varphi_e} \ln \left(\frac{k_r \gamma H + \frac{c_e}{\tan\varphi_e}}{\frac{c_e}{\tan\varphi_e} + \frac{p_i}{\lambda}} \right) \quad (22)$$

式中 γ 为岩体容重, kN/m^3 ; H 为巷道埋深, m ; k_r 为窄煤柱侧峰值应力集中系数,其大小为^[30]

$$k_r = -0.841 + 0.445m + 0.013L + 0.084D' + 0.003H - 20\alpha_s \quad (23)$$

式中 L 为沿空巷道基本顶侧向断裂跨度, m ; D' 为直接顶与煤体弹性模量比值; α_s 为煤层倾角, ($^\circ$)。

由式(22)可以看出,扰动渗流作用下窄煤柱侧煤帮极限平衡区宽度与应力集中系数、巷道埋深、侧压力系数及支护阻力等因素密切相关。

5 多场耦合下沿空巷道底板变形破坏分析

5.1 沿空巷道底板岩体变形破坏过程

在工作面回采期间,支承压力偏向于窄煤柱及采空区侧,形成“应力拱壳”结构,且沿空巷道煤柱侧支承压力显著大于实体煤侧。支承压力通过煤帮传递至底板岩体后,导致底板层状岩体裂隙扩展直至成为破碎岩体,此时产生底板岩体破坏的主要作用力为垂直应力。在此基础上,由于工作面回采扰动及地下水渗流存在,导致底板岩体裂隙进一步扩展,地下水进入岩体裂隙后含有膨胀性矿物的层状结构会发生膨胀,导致底板岩体体积扩大且强度减弱,又因底板不同岩层之间的位移不均,从而产生离层现象。基于此,工作面回采期间沿空巷道底板发生破坏,并不是由单一因素所造成,而是在垂直应力进行挤压、工作面回采扰动及地下水渗流等多因素耦合作用下形成的复合性底板岩体破坏。

5.2 沿空巷道底板岩体非对称变形破坏深度

工作面回采期间,沿空巷道实体煤侧及窄煤柱侧分别形成宽度为 x_{0l} 、 x_{0r} 的极限平衡区。随着巷道围岩压力及煤帮变形的增大,当支承压力达到沿空巷道底板极限平衡区范围内岩体极限强度时,底板岩体发生破坏并与煤帮底角岩体脱离。由于沿空巷道实体煤帮支承压力小于窄煤柱帮,进而底板岩体承受非对称垂直应力场,产生非对称变形破坏,因此,巷道底板岩体破坏深度呈显著差异,底板非对称变形破坏分析模型如图7所示。

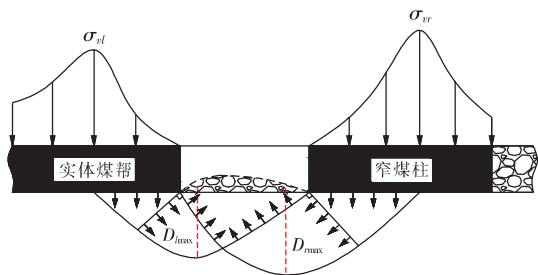


图7 沿空巷道底板非对称变形破坏分析模型
Fig. 7 Analysis model of asymmetric deformation and failure of the floor in the gob-side roadways

将巷道底板岩体视为具有弹塑性特征的介质,在支承压力作用下滑移线场如图8所示。

建立的巷道底板破坏深度力学模型如图9所示。主动极限区 $A'A''B'$ 和被动极限区 $A'C'D'$ 的滑

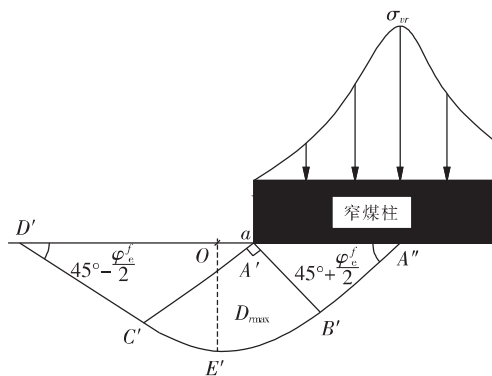


图8 沿空巷道窄煤柱侧底板力学计算模型
Fig. 8 Mechanical calculation model of the side base plate of the narrow coal pillar in the gob-side roadways

移线均为2组直线。而过渡区 $A'B'C'$ 的滑移线一组为对数螺线,另一组为以 A' 为起点的放射线。

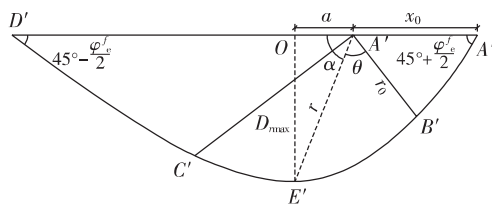


图9 沿空巷道底板岩体破坏深度计算模型
Fig. 9 Calculation model for the depth of rock mass failure of the floor in the gob-side roadways

设底板岩体内摩擦角为 φ_{dw}^f , 对数螺线方程

$$r = r_0 e^{\theta \tan(\varphi_{dw}^f)} \quad (24)$$

将 $\Delta A'B'A''$ 视为等腰三角形,其底 $A'A''$ 即为极限平衡区宽度 x_{0r} ,由三角关系可得

$$\overline{A'B'} = r_0 = \frac{x_{0r}}{2} \sec\left(45^\circ + \frac{\varphi_c^f}{2}\right) \quad (25)$$

同理,在 $\Delta OA'E'$ 中有

$$D_{\max} = r \sin \alpha \quad (26)$$

式中 D_{\max} 为底板岩体最大破坏深度, m。

对于 $\Delta A'C'D'$ 仍可简化为等腰三角形,其中

$$\angle D'A'C' = \angle A'D'C' = 45^\circ - \frac{\varphi_c^f}{2} \quad (27)$$

而在 $\Delta A'B'A''$ 中

$$\angle A''A'B' = \angle A'A''B' = 45^\circ + \frac{\varphi_c^f}{2} \quad (28)$$

由此得到

$$\angle C'A'B' = 180^\circ - \angle D'A'C' - \angle A''A'B' = 90^\circ \quad (29)$$

进而有

$$\alpha + \theta = \angle D'A'C' + \frac{\pi}{2} \quad (30)$$

因此可得

$$\alpha = \frac{\pi}{2} + \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_e^f}{2} \right) - \theta \quad (31)$$

将式(24)式(31)代入式(26)即可得到

$$D_{\max} = r_0 e^{\theta \tan(\varphi_e^f)} \cos\left(\theta + \frac{\varphi_e^f}{2} - \frac{\pi}{4}\right) \quad (32)$$

由 $dh/d\theta = 0$ 可求得底板岩体最大破坏深度 D_{\max} 。根据

$$\frac{dh}{d\theta} = r_0 \tan(\varphi_e^f) e^{\theta \tan(\varphi_e^f)} \cos\left(\theta + \frac{\varphi_e^f}{2} - \frac{\pi}{4}\right) - r_0 e^{\theta \tan(\varphi_e^f)} \sin\left(\theta + \frac{\varphi_e^f}{2} - \frac{\pi}{4}\right) = 0 \quad (33)$$

则有

$$\tan(\varphi_e^f) = \tan\left(\theta + \frac{\varphi_e^f}{2} - \frac{\pi}{4}\right) \quad (34)$$

从而得到

$$\theta = \frac{\varphi_e^f}{2} + \frac{\pi}{4} \quad (35)$$

将式(22)式(35)代入式(29)得

$$D_{\max} = \frac{x_0 \cos \varphi_e^f}{2 \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_e^f}{2}\right)} e^{\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_e^f}{2}\right) \tan \varphi_e^f} \quad (36)$$

将式(21)代入式(36)得沿空巷道实体煤侧底板岩体最大破坏深度为

$$D_{l\max} = \frac{m\lambda \cos \varphi_e^f}{4 \tan \varphi_e^f \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_e^f}{2}\right)} e^{\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_e^f}{2}\right) \tan \varphi_e^f} \times \ln \left\{ \frac{(1 + \sin \varphi_e) [P_0 + c_e \cot \varphi_e + (1 - 2\alpha_w) p_w] + c_e \cos \varphi_e + \frac{c_e}{\tan \varphi_e}}{\frac{c_e}{\tan \varphi_e} + \frac{p_i}{\lambda}} \right\} \quad (37)$$

实体煤侧底板岩体最大破坏深度位置与巷帮之间的距离^[31]

$$a_1 = D_{l\max} \tan \varphi_e^f \quad (38)$$

将式(22)代入式(36)得沿空巷道窄煤柱侧底板岩体最大破坏深度为

$$D_{r\max} = \frac{m\lambda \cos \varphi_e^f}{4 \tan \varphi_e^f \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_e^f}{2}\right)} e^{\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_e^f}{2}\right) \tan \varphi_e^f} \ln \left(\frac{k_r \gamma H + \frac{c_e}{\tan \varphi_e^f}}{\frac{c_e}{\tan \varphi_e^f} + \frac{p_i}{\lambda}} \right) \quad (39)$$

窄煤柱侧底板岩体最大破坏深度位置与巷帮之间的距离为

$$a_r = D_{r\max} \tan \varphi_e^f \quad (40)$$

由式(37)及式(39)可以看出,地应力、回采扰动及地下水渗流作用下沿空巷道底板岩体最大破坏深度 D_{\max} 取决于底板岩体内摩擦角与煤帮极限平衡区宽度大小,底板岩体最大破坏深度与煤帮极限平衡区宽度呈线性增长关系,随地应力、扰动损伤程度、渗透水压及支护阻力等参数的不断变化而变化。在帮部无支护条件下,岩体强度降低或支承压力增大时,帮部将由塑性变形进入破碎状态,形成破碎极限平衡区,帮部支承压力的峰值向深部转移后导致破碎极限平衡区宽度在塑性极限平衡区的基础上进一步增大,使得在支承压力下产生的底板破坏深度也随之增加。因此,沿空巷道掘进期间,应重视帮部支护参数的合理化,提高帮部围岩整体稳定性,防止其表面发生破碎,从而降低帮部至底板的应力传递,减小底板岩体破坏深度。

6 多场耦合下煤柱侧底板破坏关键因素

底板破坏深度与众多因素有关,本节主要研究与帮煤力学参数之间的关系,由式(21)式(22)式(37)及式(39)可知,当帮煤力学参数变化时,极限平衡区宽度发生变化,进一步影响底板破坏深度。为验证式(37)与式(39)的合理性和可靠性,对多场耦合作用下底板岩体破坏深度的影响因素进行分析。设相关参数分别为 $\gamma = 25 \text{ kN/m}^3$, $\sigma = 1.7 \text{ MPa}$, $\sigma_3 = 4 \text{ MPa}$, $c_b = 300 \text{ MPa}$, $m_i = 9.5$, $\eta = 0.92$, $m = 3.0 \text{ m}$, $n = 1.0/\text{m}^2$, $\varphi_e^f = 18^\circ$ 。

6.1 黏聚力对底板破坏深度的影响

当 $\text{GSI} = 65$, $p_i = 0.2 \text{ MPa}$, $p_w = 1.0 \text{ MPa}$, $\lambda = 0.6$, $k_r = 2.71$, $D = 0.7$, c_e 为 $0.8 \sim 2.0 \text{ MPa}$, $H = 450 \text{ m}$, $\alpha_w = 0.3$ 时,在 φ_e^f 分别为 12° 、 16° 、 20° 3种工况下,将上述参数分别代入式(1)~式(10)可得扰动渗流作用下帮部锚固后煤体黏聚力 c_e 及内摩擦角 φ_e ,由式(22)及式(39)求得窄煤柱侧极限平衡区宽度 x_{0r} 及其底板破坏深度 $D_{r\max}$ 。巷帮锚固后窄煤柱侧底板岩体破坏深度随帮煤黏聚力及内摩擦角的变化规律如图10所示。沿空巷道煤柱侧底板破坏深度随帮煤黏聚力的增大而减小;同时,伴随着帮煤内摩擦角的增大,底板破坏深度也减小。

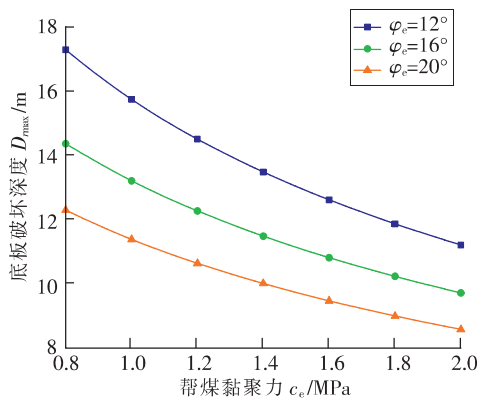


图10 底板破坏深度与帮煤黏聚力的关系

Fig. 10 Relationship between floor failure depth and coal rib cohesion

6.2 应力集中系数对底板破坏深度的影响

当 $c_e = 1.6 \text{ MPa}$, $\varphi_e = 16^\circ$, $p_i = 0.2 \text{ MPa}$, $\text{GSI} = 65$, $p_w = 1.0 \text{ MPa}$, $D = 0.7$, $\alpha_w = 0.3$, $\lambda = 0.6$, k_r 为 $1.5 \sim 3$ 时, 在 H 分别为 $350, 450, 550 \text{ m}$ 3 种工况下, 求解 x_{0r} 及 D_{rmax} 。巷帮锚固后煤柱侧底板破坏深度随应力集中系数及巷道埋深的变化规律如图 11 所示。沿空巷道煤柱侧底板破坏深度随应力集中系数增大而增加; 同时, 伴随着巷道埋深的减小, 底板破坏深度逐渐降低。

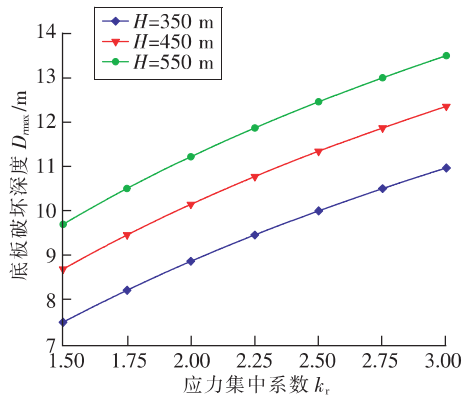


图11 底板破坏深度与应力集中系数的关系

Fig. 11 Relationship between floor failure depth and stress concentration factor

6.3 扰动程度对底板破坏深度的影响

当 $c_e = 1.6 \text{ MPa}$, $\varphi_e = 16^\circ$, $p_i = 0.2 \text{ MPa}$, $\alpha_w = 0.3$, $p_w = 1.0 \text{ MPa}$, $\lambda = 0.6$, $H = 450 \text{ m}$, $k_r = 2.71$, D 为 $0.1 \sim 1.0$ 时, 在 GSI 分别为 $55, 60, 65$ 这 3 种工况下, 求解 x_{0r} 及 D_{rmax} 。巷帮锚固后煤柱侧底板破坏深度随回采扰动岩体损伤因子及地质强度指标变化规律如图 12 所示。沿空巷道煤柱侧底板破坏

深度随扰动岩体损伤因子的增大而增加; 同时, 伴随着地质强度指标增大, 底板破坏深度逐渐减小。

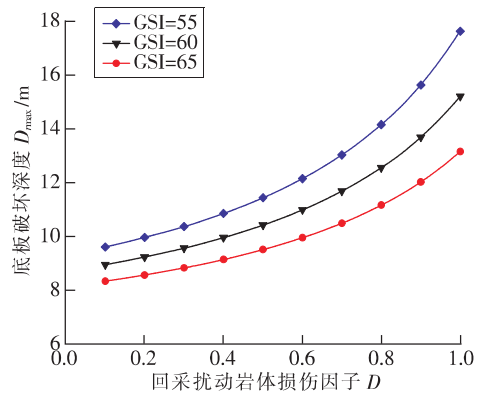


图12 底板破坏深度与回采扰动岩体损伤因子的关系

Fig. 12 Relationship between floor failure depth and rock mass damage factor induced by mining disturbance

6.4 地下水渗流对底板破坏深度的影响

当 $c_e = 1.6 \text{ MPa}$, $\varphi_e = 16^\circ$, $H = 450 \text{ m}$, $\text{GSI} = 65$, $p_i = 0.2 \text{ MPa}$, $D = 0.7$, $\lambda = 0.6$, $k_r = 2.71$, α_w 为 $0.1 \sim 1.0$ 时, 在 p_w 分别为 $0.5, 1.0, 1.5 \text{ MPa}$ 3 种工况下, 求解 x_{0r} 及 D_{rmax} 。巷帮锚固后煤柱侧底板破坏深度随渗透系数及渗透水压力的变化规律如图 13 所示。沿空巷道煤柱侧底板破坏深度随渗透系数与渗透水压力的增大而增加。

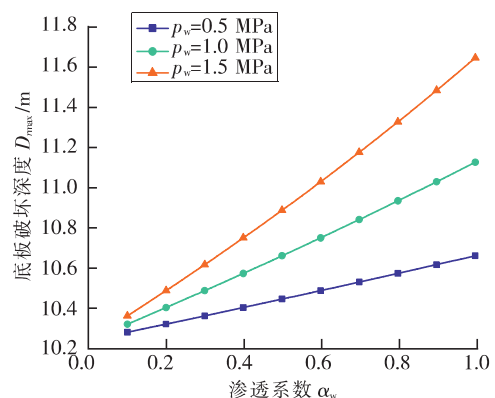


图13 底板破坏深度与渗透系数的关系

Fig. 13 Relationship between floor failure depth and permeability coefficient

6.5 锚杆支护阻力对底板破坏深度的影响

当 $c_e = 1.6 \text{ MPa}$, $\varphi_e = 16^\circ$, $H = 450 \text{ m}$, $\text{GSI} = 65$, $D = 0.7$, $\lambda = 0.6$, $p_w = 1.0 \text{ MPa}$, $k_r = 2.71$, $\alpha_w = 0.3$, p_i 为 $0.05 \sim 0.3 \text{ MPa}$ 时, 在 λ 分别为 $0.4, 0.6, 0.8$ 这 3 种工况下, 求解 x_r 及 D_{rmax} 。巷帮锚固后煤柱侧底板破坏深度随锚杆支护阻力及侧压系数变

化规律如图 14 所示。沿空巷道煤柱侧底板破坏深度随锚杆支护阻力的增大而减小;同时,伴随着侧压系数的增大,底板破坏深度增加。

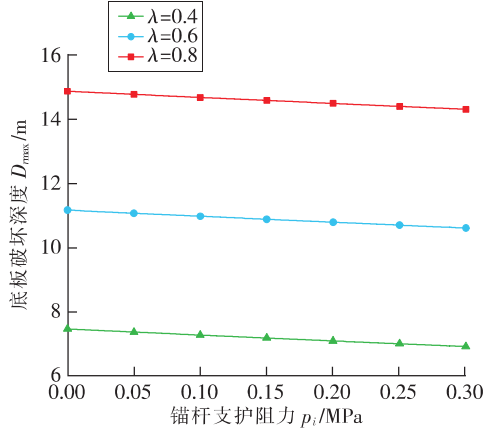


图 14 底板破坏深度与锚杆支护阻力的关系
Fig. 14 Relationship between floor failure depth and anchor bolt support resistance

综上所述,帮煤黏聚力、应力集中系数、回采扰动岩体损伤因子、地下水渗流及锚杆支护阻力等因素对沿空巷道底板破坏深度均有显著影响。因此,对于应力-扰动-渗流耦合作用下多因素影响的沿空巷道来说,式(39)具有一定的合理性和可靠性,可用于沿空巷道窄煤柱侧底板岩体破坏深度的计算,从而确定合理的巷道支护参数。

7 现场工程应用

7.1 多场耦合下沿空巷道底板最大破坏深度计算

实体煤侧极限平衡区宽度采用等效圆方法可以求出,相关力学参数见表 2,将上述相关参数代入式(3)得

$$\begin{cases} m_b = 9.5 \times \exp\left(\frac{65 - 100}{28 - 14 \times 0.7}\right) = 1.39 \\ s = \exp\left(\frac{65 - 100}{9 - 3 \times 0.7}\right) = 0.006 \\ \alpha = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left[\exp\left(-\frac{65}{15}\right) - \exp\left(-\frac{20}{3}\right) \right] = 0.5 \end{cases} \quad (41)$$

将式(41)和相关力学参数分别代入式(1)及式(2)得扰动条件下巷道围岩黏聚力及内摩擦角分别为

$$c_d = \frac{2.82 \times 10^6}{2.61} = 1.08 \text{ MPa} \quad (42)$$

$$\varphi_d = \arcsin \frac{0.7}{2.7} = 15^\circ \quad (43)$$

表 2 窄煤柱沿空巷道煤帮及底板相关计算参数
Table 2 Relevant calculation parameters of coal rib and floor for gob-side roadways narrow coal pillars

参数	取值	参数	取值
m_i	9.5	c_b /MPa	300
c_0 /MPa	1.8	φ_0 /($^\circ$)	25
GSI	65	η	0.92
D	0.7	P_0 /MPa	11.25
σ_3 /MPa	4.0	m /m	3.0
α_w	0.3	E_c /MPa	1.85
p_w /MPa	1.0	p_i /MPa	0.2
σ /MPa	1.7	φ_c^f /($^\circ$)	18
n /m ²	1.0	γ /(kN·m ⁻³)	25.0
A_s /cm ²	3.4	H /m	450
E_r /MPa	7.8	L /m	20.0
λ	0.6	α_s /($^\circ$)	0.6

将式(42)、式(43)及相关力学参数代入式(4)与式(9)可得扰动渗流条件下巷道围岩黏聚力及内摩擦角分别为

$$c_{dw} = 1.08 \times 10^6 - 0.8 \times 10^5 = 1.0 \text{ MPa} \quad (44)$$

$$\varphi_{dw} = \arcsin \frac{0.08}{0.28} = 16^\circ \quad (45)$$

将式(44)、式(45)代入式(9)及式(10)可得扰动渗流条件下沿空巷道锚固围岩等效黏聚力及内摩擦角分别为

$$c_e = 1.0 \times 10^6 + 0.1 \times 10^6 + 0.5 \times 10^6 = 1.6 \text{ MPa} \quad (46)$$

$$\varphi_e = \varphi_{dw} = 16^\circ \quad (47)$$

将式(46)式(47)分别代入式(18)及式(19)可得扰动渗流条件下实体煤帮弹塑性交界面等效峰值应力为

$$\sigma_{vl} = \sigma_{\theta p}^* = 22.0544 \times 10^6 + 1.54 \times 10^6 = 23.59 \text{ MPa} \quad (48)$$

将式(48)及相关力学参数代入式(21)可得扰动渗流条件下实体煤侧煤帮极限平衡区宽度为

$$x_{0l} = \frac{1.8}{0.57} \times \ln \left(\frac{23.59 \times 10^6 + 5.58 \times 10^6}{5.58 \times 10^6 + 0.33 \times 10^6} \right) = 5.04 \text{ m} \quad (49)$$

将式(49)及相关力学参数代入式(37)可得扰动渗流条件下实体煤侧底板最大破坏深度为

$$D_{lmax} = \frac{5.04 \times \cos 18^\circ}{2 \times \cos \left(\frac{\pi}{4} + \frac{18^\circ}{2} \right)} e^{\left(\frac{\pi}{4} + \frac{18^\circ}{2} \right) \times \tan 18^\circ} = 10.46 \text{ m} \quad (50)$$

将式(50)代入式(38)可得实体煤侧底板破坏

位置与巷帮之间距离为

$$a_1 = 10.46 \times \tan 18^\circ = 3.4 \text{ m} \quad (51)$$

窄煤柱帮部破坏范围可用极限平衡理论求得,从而计算出窄煤柱侧底板最大破坏深度。将相关参数代入式(23)可得窄煤柱侧峰值应力集中系数为

$$k_r = -0.841 + 0.445 \times 3.0 + 0.013 \times 55 + 0.084 \times 4.2 + 0.003 \times 450 - 20 \times 0.6 \times 0.017 = 2.71 \quad (52)$$

将式(52)及相关力学参数代入式(22)可得扰动渗流条件下窄煤柱侧煤帮极限平衡区宽度为

$$x_{or} = \frac{1.8}{0.57} \times \ln \left(\frac{2.25 \times 25 \times 10^3 \times 450 + \frac{1.6 \times 10^6}{\tan 16^\circ}}{\frac{1.6 \times 10^6}{\tan 16^\circ} + \frac{0.2 \times 10^6}{0.6}} \right) = 5.72 \text{ m} \quad (53)$$

将式(53)及相关参数代入式(39)可得扰动渗流条件下窄煤柱侧底板最大破坏深度为

$$D_{\max} = \frac{5.72 \times \cos 18^\circ}{2 \times \cos \left(\frac{\pi}{4} + \frac{18^\circ}{2} \right)} e^{\left(\frac{\pi}{4} + \frac{18^\circ}{2} \right) \times \tan 18^\circ} = 11.88 \text{ m} \quad (54)$$

将式(54)代入式(40)可得窄煤柱侧底板破坏位置与巷帮之间距离为

$$a_r = 11.88 \times \tan 18^\circ = 3.86 \text{ m} \quad (55)$$

根据式(50)及式(54)的计算结果与现场实测112208工作面沿空巷道窄煤柱侧底板最大破坏深度11.45 m、实体煤侧底板最大破坏深度10.62 m基本吻合。由此表明,式(37)及式(39)可适用于扰动渗流作用下窄煤柱沿空巷道底板最大破坏深度的计算。

7.2 沿空巷道底板变形控制技术与支护参数优化

根据矿井地质条件及上述对沿空巷道底板破坏机理的分析,针对多场耦合作用下产生的底板破坏,不能只按照传统方式进行支护,还应降低地下水渗流对底板破坏的促进作用。底板开槽卸压、设置疏水孔或布置反底拱的底板控制技术,施工难度大、要求高,考虑到现场实际情况,灵露煤矿112208工作面辅运巷采用“锚杆+注浆”底板控制技术,通过浆液将底板岩体中地下水排除并封堵裂隙,减少孔隙率及渗透率,提高底板岩体力学强度,从而达到加固底板防止渗水的目的。

在112208工作面辅运巷底板中点及两侧共布置3根SKZ型 $\phi 22 \text{ mm} \times 8 500 \text{ mm}$ 中空注浆锚索,

间排距为 $2 300 \text{ mm} \times 2 500 \text{ mm}$,选用水灰比为0.35的水泥浆进行封孔高压注浆。巷道顶板支护优化为8根 $\phi 20 \text{ mm} \times 2 300 \text{ mm}$ 的左旋螺纹钢锚杆和4根 $\phi 18.9 \text{ mm} \times 8 500 \text{ mm}$ 钢绞线锚索,锚杆间排距为 $700 \text{ mm} \times 800 \text{ mm}$,锚索间排距为 $1 200 \text{ mm} \times 1 600 \text{ mm}$;巷道两帮支护优化为4根 $\phi 20.0 \text{ mm} \times 2 500 \text{ mm}$ 锚杆,锚杆间排距为 $800 \text{ mm} \times 700 \text{ mm}$;在煤柱侧加设3根 $\phi 18.9 \text{ mm} \times 5 500 \text{ mm}$ 锚索,间排距为 $1 000 \text{ mm} \times 1 400 \text{ mm}$,预紧力大于100 kN,铁托盘规格为 $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ 。112208工作面沿空巷道支护方案如图15所示。

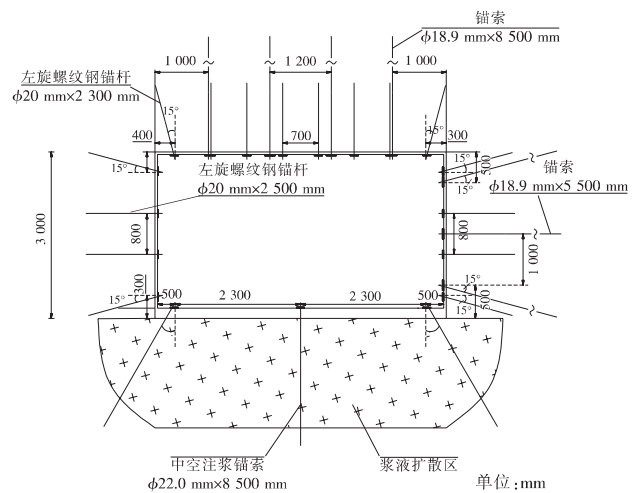


图15 112208工作面沿空巷道联合支护断面图

Fig. 15 Cross-section of combined support for gob-side roadway of 112208 working face

7.3 现场钻孔窥视与底板变形监测

为验证理论计算的底板岩体破坏深度合理性,在支护优化后的沿空巷道底板开展钻孔窥视。底板1.8 m处岩体处于破碎区,4.9 m处岩体较破碎,8.6 m处仍存在少量裂隙,11.7 m处岩体较为完整,钻孔窥视结果与巷道底板岩体最大破坏深度计算结果基本吻合如图16所示。

在距离掘进工作面800 m处,对走向长度100 m范围内的112208工作面沿空巷道试验段采用底板锚注控制技术后,每隔30 m分别设立1、2、3号测点对巷道底板破坏深度进行测试;当工作面推进100 m后,在距离工作面800 m处,对走向长度为100 m范围内的沿空巷道底板不采取控制措施,每隔30 m分别布置4、5、6号测点对底板破坏深度进行测试。2种情况下测试的窄煤柱侧底板岩体破坏深度监测数据如图17所示。

未锚注段沿空巷道在0~55 d时底板岩体变

形较快,底板破坏深度呈增长趋势,55 d以后,逐渐趋于收敛状态,75 d时,巷道测试点平均底板破坏深度为10.74 m;联合支护段沿空巷道在0~40 d时底板岩体变形速率比未支护段较小,但底板破坏深度仍处于增长趋势,40 d以后,逐渐趋于收敛状态,75 d时,测试点底板最大破坏深度为4.97 m。联合支护段与未支护段相比,底板岩体变形破坏时间缩短了15 d,底板最大破坏深度降低了53.7%,说明112208工作面沿空巷道采用锚注联合支护方式能够对底板破坏进行有效控制。

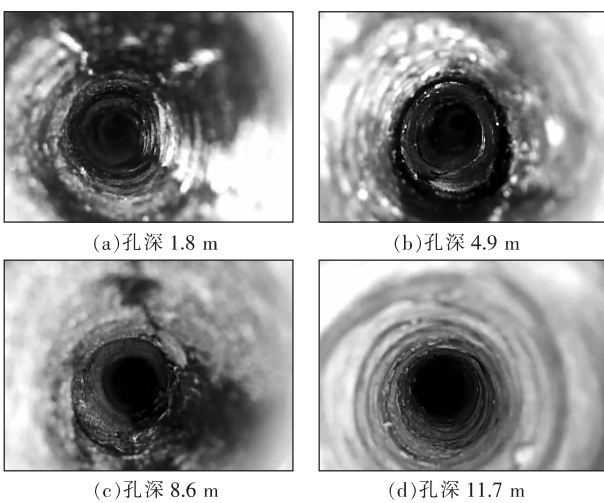


图16 沿空巷道底板岩体钻孔窥视结果

Fig. 16 Borehole peep results of the floor rock mass in gob-side roadways

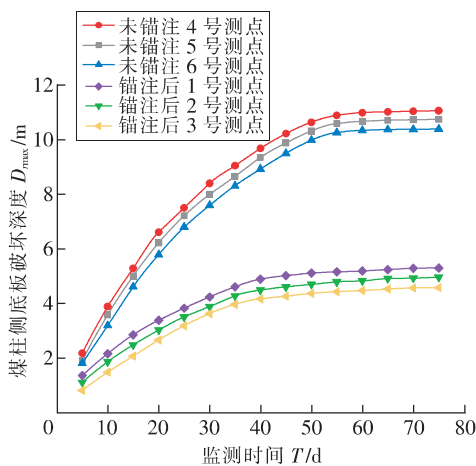


图17 112208沿空巷道煤柱侧底板破坏深度数据监测图

Fig. 17 Monitoring chart of floor failure depth on the coal pillar side of 112208 gob-side roadway

8 结论

1)工作面回采期间,施工扰动和地下水渗流都将引起窄煤柱沿空巷道帮煤及底板岩体强度的

损伤劣化,需及时对巷道进行锚固支护,而巷道变形往往需要在一定时间内才能得以完成。因此,窄煤柱沿空巷道围岩变形实质上是一个极其复杂的多因素耦合驱动的复杂力学演化过程。

2)多场耦合下窄煤柱沿空巷道底板最大破坏深度与帮煤黏聚力、应力集中系数、扰动程度、地下水渗流及锚杆支护阻力等因素密切相关,具体表现为底板最大破坏深度随应力集中系数、扰动程度及地下水渗流的增加而增大,随煤体黏聚力及锚杆支护阻力的增加而逐渐减小。

3)以灵露煤矿112208工作面沿空巷道为工程实例,考虑应力-渗流-扰动对沿空巷道底板变形破坏的影响,计算得实体煤侧与窄煤柱侧沿空巷道极限平衡区宽度分别为5.04,5.72 m,底板岩体最大破坏深度分别为10.46,11.88 m。对巷道支护参数优化并采用锚注技术联合控制底板变形后,通过对沿空巷道试验段的窄煤柱侧底板岩体破坏深度进行监测,得出底板岩体最大破坏深度为4.97 m,相比未控制前降低了53.7%,取得了良好的巷道底板变形控制效果,为类似工程地质条件下窄煤柱沿空巷道底板变形控制提供了新思路。

参考文献 (References):

- [1] 于远祥,赵春朋,杨俊斌. 深埋直角梯形巷道倾斜顶板变形破坏特征及支护技术[J]. 西安科技大学学报,2025,45(2):236-251.
YU Yuanxiang, ZHAO Chunpeng, YANG Junbin. Deformation and failure characteristics and support technology of inclined roof in deep buried right angled trapezoidal roadway[J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2025, 45(2): 236-251.
- [2] 杨朋,华心祝,李迎富,等. 挤压流动性底鼓机理及防治措施[J]. 煤矿安全,2015,46(6):142-145.
YANG Peng, HUA Xinzhu, LI Yingfu, et al. Extrusion fluidity floor heave mechanism and prevention measures for deep roadway[J]. Safety in Coal Mines, 2015, 46(6): 142-145.
- [3] 黄庆享,郝高全. 回采巷道底板破坏范围及其影响研究[J]. 西安科技大学学报,2018,38(1):51-58.
HUANG Qingxiang, HAO Gaoquan. Research on the floor failure range and its effects of entry[J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2018, 38(1): 51-58.
- [4] MO S, TUTUK K, SAYDAM S. Management of floor heave at bulga underground operations: A case study[J]. International Journal of Mining Science and Tech-

- nology, 2019, 29(1): 73-78.
- [5] 王志强, 王鹏, 吕文玉, 等. 沿空巷道非对称底鼓机理及防控研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2021, 38(2): 215-226.
WANG Zhiqiang, WANG Peng, LV Wenyu, et al. Mechanism and control of asymmetric floor heave in gob-side entry[J]. Journal of Mining and Safety Engineering, 2021, 38(2): 215-226.
- [6] 张蓓. 沿空掘巷底板渐次破坏机理数值模拟研究[J]. 煤矿安全, 2018, 49(10): 199-202.
ZHANG Bei. Numerical simulation of gradual failure mechanism in gob-side entry driving[J]. Safety in Coal Mines, 2018, 49(10): 199-202.
- [7] 邢晁瑞, 李磊, 王立彬, 等. 华北型煤田底板破坏深度BP神经网络预测模型研究[J]. 矿业科学学报, 2023, 8(5): 688-694.
XING Chaorui, LI Lei, WANG Libin, et al. BP neural network prediction model of floor failure depth in north china coalfield[J]. Journal of Mining Science and Technology, 2023, 8(5): 688-694.
- [8] 张帅, 徐金海, 李冲. “双软”顶底板薄煤层沿空留巷底鼓机理分析[J]. 煤炭工程, 2022, 54(1): 112-116.
ZHANG Shuai, XU Jinhai, LI Chong. Floor heave mechanism of gob-side entry retaining in thin coal seam with soft roof and floor[J]. Coal Engineering, 2022, 54(1): 112-116.
- [9] 张宇旭, 王科. 煤巷底鼓破坏特征及支护技术研究[J]. 工矿自动化, 2019, 45(6): 73-79, 85.
ZHANG Yuxu, WANG Ke. Research on failure characteristics of floor heave and support technology in coal roadway[J]. Industry and Mine Automation, 2019, 45(6): 73-79, 85.
- [10] 于光远, 王炯, 孙晗, 等. 砌块充填沿空留巷底鼓大变形机理及综合控制技术[J]. 采矿与安全工程学报, 2022, 39(2): 335-346.
YU Guangyuan, WANG Jiong, SUN Han, et al. Mechanism and comprehensive control techniques for large deformation of floor heave in block filling gob-side entry retaining[J]. Journal of Mining and Safety Engineering, 2022, 39(2): 335-346.
- [11] 付振江, 李春元. 深部沿空切顶巷道底鼓破坏机制及强化控制技术研究[J]. 煤炭工程, 2022, 54(5): 32-39.
FU Zhenjiang, LI Chunyuan. Mechanism of floor heave and reinforced support techniques for gob-side roof cutting entry in deep mine[J]. Coal Engineering, 2022, 54(5): 32-39.
- [12] 华心祝, 杨明, 刘钦节, 等. 深井沿空留巷底鼓演化机理模型试验研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2018, 35(1): 1-9.
HUA Xinzhu, YANG Ming, LIU Qinjie, et al. Model test on evolution mechanism of floor heave in gob-side retaining entry of deep mine[J]. Journal of Mining and Safety Engineering, 2018, 35(1): 1-9.
- [13] 薛卫峰, 侯恩科, 王苏健. 无煤柱切顶沿空留巷底板破坏规律[J]. 西安科技大学学报, 2022, 42(6): 1133-1139.
XUE Weifeng, HOU Enke, WANG Sujian. Floor failure law of gob-side entry retaining with roof cutting and non-pillar mining[J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2022, 42(6): 1133-1139.
- [14] 卓莉, 何江达, 谢红强, 等. 基于Hoek-Brown准则确定岩石材料强度参数的新方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(S1): 2773-2782.
ZHUO Li, HE Jiangda, XIE Hongqiang, et al. Study of new method to determine strength parameters of rock material based on Hoek-Brown criterion[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(S1): 2773-2782.
- [15] 于远祥, 廖安全. 中深埋缓倾斜梯形切眼围岩变形规律及支护技术[J]. 西安科技大学学报, 2023, 43(6): 1137-1148.
YU Yuanxiang, LIAO Anquan. Surrounding rock deformation law and support technology of moderately deep buried gently inclined trapezoidal cut[J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2023, 43(6): 1137-1148.
- [16] 于远祥, 马天佑, 唐丽云, 等. 应力-扰动-渗流耦合下深埋隧洞锚固围岩变形规律反演分析及应用[J/OL]. 铁道标准设计. <https://doi.org/10.13238/j.issn.1004-2954.202410160007>.
YU Yuanxiang, MA Tianyou, TANG Liyun, et al. Inversion analysis and application of the deformation law of anchored surrounding rock in deep-buried tunnels under stress-displacement-seepage coupling[J/OL]. Railway Standard Design. <https://doi.org/10.13238/j.issn.1004-2954.202410160007>.
- [17] 王珂, 盛金昌, 郜会彩, 等. 应力-渗流侵蚀耦合作用下粗糙裂隙渗流特性研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(S1): 30-40.
WANG Ke, SHENG Jinchang, GAO Huicai, et al. Study on seepage characteristics of rough crack under coupling of stress-seepage erosion[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, 41(S1): 30-40.
- [18] 许玉军, 马立强, 王磊, 等. 基于FLAC^{3D}-COMSOL耦合的采动覆岩渗流演化及展布仿真实验[J]. 实验技术与管理, 2025, 42(1): 123-132.
XU Yujun, MA Liqiang, WANG Lei, et al. Simulation

- experiment on mining-induced permeability evaluation and distribution in overlying strata based on FLAC^{3D}-COMSOL coupling [J]. *Experimental Technology and Management*, 2025, 42(1):123-132.
- [19] 于远祥,贾少彬. 施工扰动下含水锚固围岩分区破裂演化规律研究[J]. *工程力学*, 2025, 42(10):100-113.
YU Yuanxiang, JIA Shaobin. Study on the law of zonal disintegration evolution of water-bearing anchored surrounding rock zone under construction disturbance[J]. *Engineering Mechanics*, 2025, 42(10):100-113.
- [20] 沈明荣,陈建峰. 岩体力学[M]. 上海:同济大学出版社, 2015.
- [21] 于远祥,沈鹏,张永亮,等. 动静组合荷载下隧道锚固围岩累积损伤效应与支护优化[J]. *西安科技大学学报*, 2024, 44(6):1095-1106.
YU Yuanxiang, SHEN Peng, ZHANG Yongliang, et al. Cumulative damage effect and support optimization of tunnel anchored surrounding rock under coupled dynamic-static loads[J]. *Journal of Xi'an University of Science and Technology*, 2024, 44(6):1095-1106.
- [22] 姚强岭. 富水巷道顶板强度弱化机理及其控制研究[D]. 徐州:中国矿业大学, 2011.
YAO Qiangling. Researches on strength weakening mechanism and control of water-enriched roofs of roadway [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2011.
- [23] 张杨,诸葛长华. 深井窄煤柱沿空掘巷非对称支护技术应用研究[J]. *矿业安全与环保*, 2021, 48(1):64-68,74.
ZHANG Yang, ZHUGE Changhua. Research on application of asymmetric supporting technology of gob-side entry driving of narrow coal pillar in deep well[J]. *Mining Safety & Environmental Protection*, 2021, 48(1):64-68,74.
- [24] 冯友良. 综放沿空巷道非对称变形破坏主控因素与支-卸协同控制[J]. *中国矿业*, 2022, 31(11):95-103,128.
FENG Youliang. Support-pressure relief coordination control and asymmetric deformation and failure key control factors of gob-side entry in fully mechanized caving face[J]. *China Mining Magazine*, 2022, 31(11):95-103,128.
- [25] 王昊,张飞,范张磊,等. 沿空留巷非对称底鼓机理与控制技术研究[J]. *矿业研究与开发*, 2022, 42(10):95-100.
WANG Hao, ZHANG Fei, FAN Zhanglei, et al. Research on the mechanism and control technology of asymmetric floor heave in gob-side entry retaining[J]. *Mining Research and Development*, 2022, 42(10):95-100.
- [26] 黄琪嵩,许波,冯俊军,等. 考虑顶板断裂动载作用的采场底板破坏深度研究[J]. *煤田地质与勘探*, 2024, 52(12):13-24.
HUANG Qisong, XU Bo, FENG Junjun, et al. Failure depths of stope floors under dynamic loading induced by roof breaking[J]. *Coal Geology & Exploration*, 2024, 52(12):13-24.
- [27] 张琪. 特厚煤层动压沿空巷道非对称底鼓机理及控制[J]. *煤炭工程*, 2025, 57(2):44-53.
ZHANG Qi. Mechanism and control of asymmetric floor heave in gob-side entry under dynamic pressure in ultra-thick coal seams[J]. *Coal Engineering*, 2025, 57(2):44-53.
- [28] 黄雨童,臧传伟,白雍瑞,等. 回采巷道非对称底鼓机制与切槽卸压控制技术[J]. *工矿自动化*, 2025, 51(6):141-149.
HUANG Yutong, ZANG Chuanwei, BAI Yongrui, et al. Asymmetric floor heave mechanism and groove cutting pressure relief control technology in mining roadways [J]. *Journal of Mine Automation*, 2025, 51(6):141-149.
- [29] 侯朝炯,马念杰. 煤层巷道两帮煤体应力和极限平衡区的探讨[J]. *煤炭学报*, 1989, 14(4):21-29.
HOU Chaojiong, MA Nianjie. Stress in in-seam roadway sides and limit equilibrium zone [J]. *Journal of China Coal Society*, 1989, 14(4):21-29.
- [30] 陈建君. 厚硬顶板特厚煤层孤岛煤柱应力集中程度及错层防冲研究[D]. 徐州:中国矿业大学, 2016.
CHEN Jianjun. Stress concentration degree of island pillar with hard and thick roof in extremely thick coal seam and rock-burst prevention by staggering floor layout [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2016.
- [31] 张金才,张玉卓,刘天泉. 岩体渗流与煤层底板突水[M]. 北京:地质出版社, 1997.

(责任编辑:刘洁)