

DOI: 10.16285/j.rsm.2021.0652

深部开采底板破坏与基本顶岩梁初次垮断的 联动效应

李春元^{1,2}, 左建平², 张 勇³

(1. 煤炭科学研究总院 深部开采与冲击地压防治研究院, 北京 100013; 2. 中国矿业大学(北京) 力学与建筑工程学院, 北京 100083;
3. 中国矿业大学(北京) 能源与矿业学院, 北京 100083)

摘 要: 深部承压水上开采基本顶初次垮断作为一种剧烈的矿压显现, 往往造成底板大范围失稳破坏而诱发突水事故。为研究深部开采底板与基本顶初次垮断的联动破坏效应, 应用相似材料试验分析了深部开采顶底板的初次断裂破坏特征, 建立了基本顶岩梁初次垮断前后的顶板结构模型及底板力学模型, 从应力增量角度研究了深部开采底板压剪、卸荷破坏与基本顶岩梁初次垮断的联动效应, 应用离散元软件模拟了不同采深下基本顶初次垮断前后底板应力及变形的联动变化效应, 并提出了预裂基本顶消除跨中触矸效应、提高支架工作阻力降低顶板垮断载荷、降低底板应力卸荷起点与卸荷幅度等弱化顶底板联动效应的深部开采围岩控制技术。结果表明: 深部开采基本顶初次垮断后, 跨中触矸的采空区中部底板存在一压应力增高区域, 其位移由垮断前向上鼓起转变为向下压缩; 底板压力拱后拱脚位置由切眼煤壁端变换为触矸区域, 底板压力拱由极限跨距的单一拱结构变换为两宽度约为极限跨距一半的双拱结构; 采深越大, 触矸区域底板水平应力增量越高, 且垂直应力增量的影响深度高于水平应力; 随最大应力变化量增大, 底板最大变形量近似非线性指数增长, 且垂直方向非线性增加最甚。

关 键 词: 底板破坏; 基本顶岩梁; 初次垮断; 深部开采; 应力增量

中图分类号: TU452

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2021)12-3301-14

The linkage effect between floor failure and first weighting of the main roof in deep longwall mining

LI Chun-yuan^{1,2}, ZUO Jian-ping², ZHANG Yong³

(1. Deep Mining and Rock Burst Research Institute, China Coal Research Institute, Beijing 100013, China;

2. School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology(Beijing), Beijing 100083, China;

3. School of Energy and Mining Engineering, China University of Mining and Technology(Beijing), Beijing 100083, China)

Abstract: The first weighting of main roof above confined water in deep longwall face is a severe phenomenon of underground pressure, which often causes the large-scale failure at the floor area and water inrush accidents. To study the linkage effect between the floor failure and first weighting of the main roof in deep longwall mining, the fracture and failure characteristics of roof and floor during the first weighting in deep mining were analyzed by the similar material simulation test. The breakage model of the main roof and the mechanical model of floor during the first weighting were established. From the perspective of stress increment, the linkage effect between the compression failure and unloading failure at the floor area and the first breakage of the main roof was obtained. Linkage changes of the stresses and deformation at the floor area during the first weighting in different mining depths were simulated by using the discrete element software. Then the weakened control technologies of roof and floor in deep mining were provided, which mainly include the pre-split main roof for eliminating the mid-span gangue contact effect, enhancing the working resistance of supports for reducing the dynamic loads of main roof breakage, and reducing the unloading starting point and unloading level of stresses at the floor area. The results show that there is a zone of the increased compressive stresses at the floor area of contacting gangues in the middle of main roof after the first breakage of main roof in deep mining. Its displacement direction changes to downward compression after the first weighting from the upward heave before first weighting. It is also found that the position of the

收稿日期: 2021-04-29

修回日期: 2021-06-18

基金项目: 国家自然科学基金(No.51904303); 中国煤炭科工集团有限公司科技创新创业资金专项项目(No.2020-2-ZD001)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China(51904303) and the Special Project of Science and Technology Innovation and Venture Capital for China Coal Technology & Engineering Group(2020-2-ZD001).

第一作者简介: 李春元, 男, 1986 年生, 博士(后), 主要从事深部开采岩石力学及深地灾害防控方面的研究工作。E-mail: lcy6055@163.com

back foot changes to the contacting zone from the floor area in front of coal rib, the pressure arch at floor area changes from one single arch structure with the width of the ultimate span to two arches structure whose width are both about half of the ultimate span. The deeper the mining depth, the higher the increment of horizontal stresses at floor area of contacting gangues zone are, and the influence depth of vertical stresses increment are higher than that of horizontal stresses. With the increase of the maximum stress variation, the maximum deformation at floor area approximately increases exponentially, and its non-linear increases are the most serious on the vertical direction.

Keywords: floor failure; the beam of main roof; the first weighting; deep longwall mining; stress increment

1 引言

长期以来,底板突水一直威胁着我国华北型煤田 55%以上矿井,并成为制约矿井安全开采的主要灾害之一^[1]。随埋深增加,岩体的赋存环境由低地应力、低岩溶水压向高地应力、高岩溶水压转变,岩体内节理裂隙结构特征由简单向复杂转变,加上煤层大规模开采等强烈的开采扰动使得深部高应力及高储能岩体产生了强压剪及强卸荷力学行为,并驱动着煤岩体内原生节理裂隙的扩展、破裂及沟通,从而导致底板突水灾害愈发频繁,严重阻碍了深部煤炭的安全高效绿色开采^[2-3]。

而根据《煤矿水害事故典型案例汇编》,在采场底板突水的 25 例案例中,有多达 12 次发生在初次来压时期,占比达 48%^[4];且采场基本顶初次来压作为一种矿压显现现象,其剧烈程度往往最强烈、最难以控制,其对采动围岩的破坏程度远强于周期来压^[5],故初次来压期间顶板的急剧下沉与底板的鼓起、突水必然存在着一定联动关系,基本顶初次垮断诱发采场底板的联动破坏效应不可忽视。

当前,为研究底板的破坏特征及突水机制,专家学者多考虑支承压力从矿山压力角度建立底板应力演化计算模型,多以静载荷为主研究了底板的突水机制、破坏深度、渗透特征或突水危险性,如施龙青等^[6]基于“下三带”提出了底板破坏的“下四带”理论;Wu 等^[7]基于 GIS 指标采用脆弱性指数法对底板突水进行了预测;宋文成^[8]、孟祥瑞^[9]等结合弹性力学理论建立了底板应力计算模型,获得了采动底板的应力分布及破坏特征;Wang 等^[10]结合现场实测研究了采场底板岩层的破裂过程及破裂行为的参数效应;Meng^[11]、Mao^[12]等通过室内试验及数值计算分析了应力与渗透的动态变化关系;鲁海峰等^[13]应用层状底板圆弧滑动法求解了底板的破坏深度,并为承压水上安全开采提供了指导借鉴及控制技术。但以上研究多忽略了基本顶初次垮断的结构特征对底板破坏的影响,未能明确底板破坏与基本顶初次垮断的联动效应;尤其深部煤层

底板围岩应力、变形及突水频率均发生了显著变化,并成为困扰深部矿井安全高效生产的难题。

为此,本文结合相似模拟试验获得了深部开采基本顶初次垮断的结构特征,采用弹塑性理论研究了深部开采底板破坏与基本顶初次垮断的联动效应,应用离散元软件计算了不同采深下基本顶初次垮断后底板岩体应力及变形的联动效应,提出了顶底板联动破坏控制技术,从而为实现深部煤矿安全高效开采提供支撑。

2 深部开采顶底板初次破坏特征

为分析深部煤层开采后底板破坏与基本顶初次垮断的联动效应,以赵固一矿西二盘区 12041 工作面地质原型开展了二维相似材料模拟试验。

2.1 工程地质及试验设计

赵固一矿西二盘区采用走向长壁倾斜分层综合机械化开采近水平二₁煤层顶分层,平均煤厚为 6.2 m,采高为 3.5 m,埋深约 700 m,基本顶厚度约 75 m,全部垮落法处理采空区。底板 L₈ 灰岩为承压含水层,水压 p 高至 6.0 MPa,距煤层底面平均约 28.7 m;根据西二盘区综合柱状图、现场顶底板钻孔实际及文献^[14-15]结果,二₁煤层及其顶底板物理力学参数与岩性特征见表 1。

结合试验架尺寸(长×宽×高 = 2.47 m×0.40 m×1.50 m)及工程地质条件,根据相似原理,取几何相似常数 $C_l = 100$,覆岩自重以外载荷形式施加至模型顶部并符合相似准则;根据现场日平均进尺约 4.8 m,取时间相似常数 $C_t = 10$,则模型每 2.4 h 开挖煤层 4.8 cm;结合石灰、石膏、细砂、石灰、水及云母等试验材料的性质,取重度相似常数 $C_\gamma = 1.49$,以此计算各岩层的相似材料力学参数及配比。为使模型岩层与煤系地层层理发育相似,根据表 1 岩层层理发育及厚度确定模型分层数,再将混合均匀的相似材料均匀铺至模型,层间添加云母粉使岩层层理分明。

为采集基本顶垮断后底板应力变化,在距采场底板 2.7、10.7、15.3、21.8 cm 处布置了 L_1 、 L_2 、 L_3 、 L_4 四条测线,如图 1 所示。每条测线铺设了 13

表 1 赵固一矿煤层顶底板力学参数及岩性特征^[14-15]

Table 1 The mechanical parameters and lithologic characters of roof and floor at No. 1 coal mine in Zhaogu^[14-15]

岩层名称	厚度 /m	重度 /(kN·m ⁻³)	内摩擦角 /(°)	弹性模量 /GPa	抗拉强度 /MPa	泊松比	岩性描述
松散黏土	567.8	21	25		0.16	0.30	新近系及第四系松散层, 棕黄色, 含粗砂, 偶见砾石
中砂岩	6.5	28	31	17.0	5.10	0.24	分层厚, 裂隙发育, 层间夹泥岩
砂质泥岩	56.4	26	36	14.1	3.45	0.21	缓坡状层理, 层间夹泥质, 破碎
中粒砂岩	8.4	28	30	8.8	6.10	0.20	以石英为主, 裂隙和高角度节理发育, 完整性差
砂质泥岩	1.4	27	38	4.8	1.02	0.19	水平层理, 含云母及黄铁矿结核, 局部夹砂岩层
泥岩	0.5	27	38	4.8	1.02	0.19	黑色, 含植物化石及炭质
二 ₁ 煤	6.2	14	28	1.9	0.93	0.24	结构简单, 块状, 内生裂隙
砂质泥岩	13.8	26	36	14.1	3.45	0.21	灰黑色, 缓波状层理, 节理较发育
L ₉ 灰岩	1.9	26	42	39.2	11.80	0.29	深灰色, 隐晶质, 具裂隙
砂质泥岩	11.1	26	36	14.1	3.45	0.21	含薄层泥岩, 块状结构, 裂隙发育
L ₈ 灰岩	8.5	26	42	39.2	11.80	0.29	灰色, 中厚层状, 闭合裂隙发育, 局部连通性好

个高灵敏应变片, 距切眼 35 cm 处开始铺设, 间距 13 cm。沿模型正面布置了位移基点并将底板刷白, 在开挖侧正前 2 m 处固定 1 台分辨率为 2 592 像素×1 944 像素的 MV-VD500SM/SC 型工业数字摄像机, 并调整焦距以采集不同开采时刻顶底板高质量图像。

由于采用几何相似后, 模型高度仍未达到 700 m 埋深要求, 在试验台顶部布置了 2 个 20 t 和 5 个 10 t 量程的液压缸 (如图 1 所示), 以实现开挖前在模型顶部对顶板覆岩载荷的两级加载补偿。在底板均匀布置 5 个 CP-700 型液压手动泵, 以实现开采前底板承压水压力的加载补偿; 每个手动泵的加载载荷 F_p 可根据水压 p 及施加载荷总作用面积 S 计算, $F_p = pS / (5C_1C_2) = 7.95 \text{ kN}$, 其中 $S = 2.47 \times 0.40 = 0.988 \text{ m}^2$ 。

开采前, 将应变片初始读数调 0; 开采时, 模型边界留设 25 cm 边界煤柱以减少边界条件影响, 自模型右侧向左侧每 5 cm 开采一循环, 并不间断采集各监测设备数据。

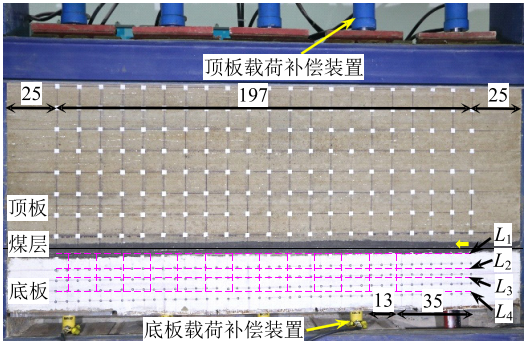


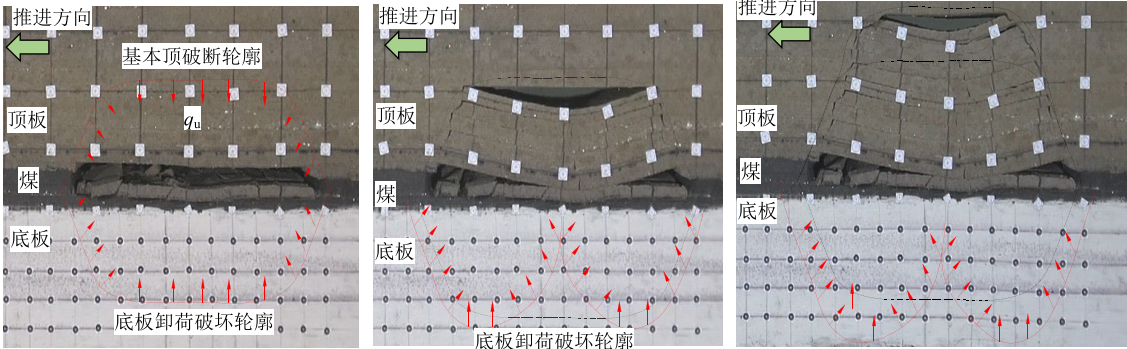
图 1 模型测点及载荷补偿装置布置图 (单位: cm)

Fig.1 The arrangement of measuring points and loads compensation devices in the model(unit: cm)

2.2 基本顶初次垮断顶底板变形破坏特征

提取了基本顶初次垮断前后, 采动围岩的形态变化图如图 2 所示。

根据图 2, 采场推进 60 m 时, 基本顶初次垮断, 基本与 12041 工作面实际初次来压步距 62 m 一致。且基本顶垮断后, 随时间延续, 顶板垮断将不断向深部岩层延展, 如图 2(c)所示, 并使得基本顶垮断



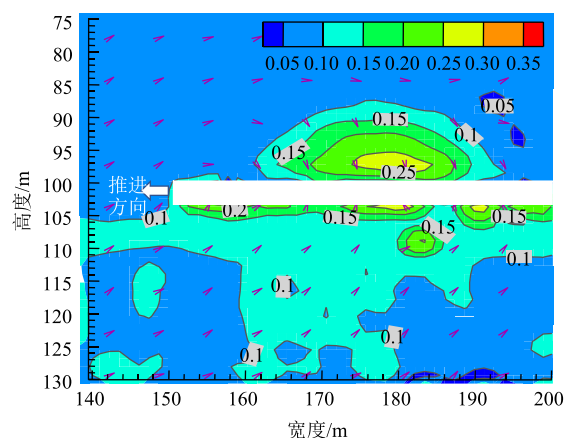
(a) 垮断前—采场推进 55 m (b) 垮断时—采场推进 60 m (c) 垮断后—采场推进 60 m

图 2 基本顶初次垮断前后顶底板形态变化

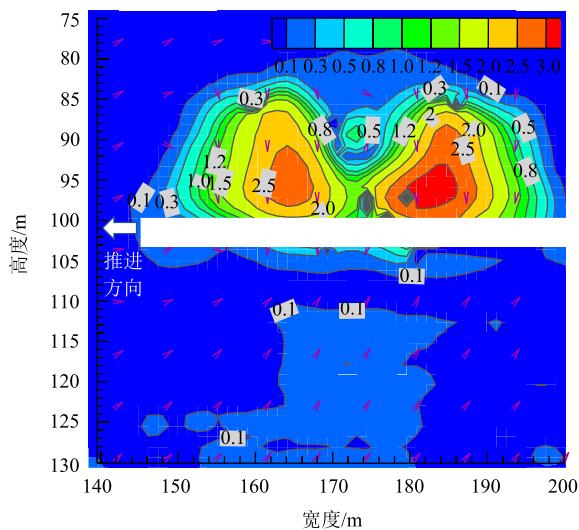
Fig.2 The shape change of roof and floor during the first weighting of the main roof

的载荷不断作用于底板。而基本顶初次垮断后,肉眼未能观测到底板产生明显的破裂裂隙,认为其与二维相似模拟无侧面加载约束有关,基本顶失稳产生的动载荷向侧面释放,作用于底板的动载荷降低所致。

结合基本顶垮断前后采动围岩破坏图像,应用 DaVis 软件以相邻图像互相对比提取像素矩阵获得了位移变化 dat 数据^[16],再采用 tecplot 软件将其转换为位移图像,如图 3 所示。图中,受模型长度及工业相机视野影响,右侧初采部分未能全部显示。



(a) 基本顶垮断前



(b) 基本顶垮断后

图 3 基本顶初次垮断前后顶底板位移变化

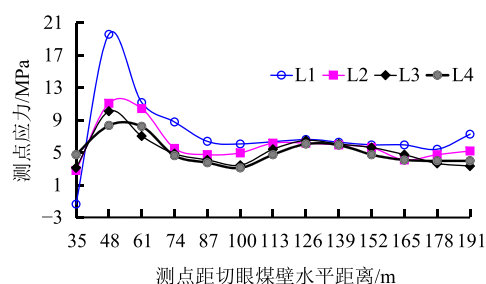
Fig.3 The displacement variation of roof and floor during the first weighting of the main roof

根据图 3 可知,基本顶垮断前,基本顶位移向下,并在跨中达到最大,约 0.3 m;底板位移向上鼓起,并在采空区中部底板表面达到最大值,约 0.25 m,在底板深部则在 0.15 m 以下。而基本顶垮断后,在基本顶垮断触矸的采空区中部区域,出现

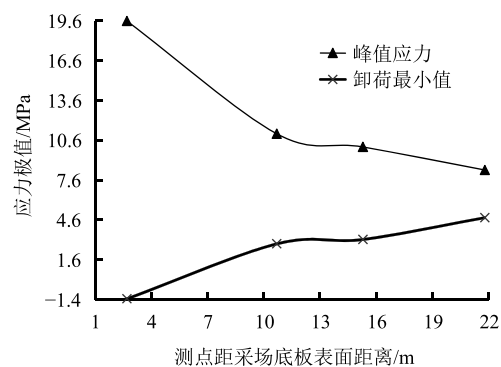
一底板位移明显增加区域,其底板表面最大位移增加至 0.5 m,但其位移表现为向下压缩,较垮断前反向增加约 2 倍;且采空区中部底板深部区域位移也增加至约 0.3 m,其位移方向为向底板临空面鼓起。同时,在煤壁端超前约 10 m 范围的底板位移也表现为向临空面方向鼓起,但基本顶垮断后位移方向的角度较垮断前减小,故基本顶垮断产生的动载荷亦对煤壁端底板产生了向下压缩变形作用。因此,基本顶初次垮断后,采场及采空区底板产生了变形破坏,基本顶的初次垮断使得底板产生了联动变形破坏效应。

2.3 基本顶初次垮断底板应力变化特征

提取了基本顶初次垮断后底板应变片监测数据,计算获得了不同测线测点的应力变化,如图 4 所示。



(a) 不同测线应力



(b) 各测线应力极值

图 4 基本顶初次垮断后底板测点应力变化曲线

Fig.4 The stress curves of the measuring points at floor area after the first weighting of the main roof

根据图 4 可知,基本顶初次垮断后,测点距煤壁水平距离 35 m 时,采空区底板各测线测点应力均卸荷至最小值;而距切眼水平距离 48 m 的采空区中部底板区域,各测线均出现了压应力峰值;随测点距采场煤壁距离增加,其应力趋向原岩应力。且在基本顶垮断的动载荷侧向释放无约束下,底板浅部 L_1 测线的峰值应力仍达 19.59 MPa,约为原岩

应力均值 6.26 MPa 的 3.13 倍；向底板深部，各测线峰值应力逐渐降低如图 4(b)所示，如 L_4 测线的峰值应力仅 8.37 MPa，与 L_1 测线相比降低了 11.22 MPa，降低约 57.27%。同时，底板应力卸荷后，随测点距底板表面距离增加，其应力最小值逐渐增大； L_1 测线的卸荷最小值为 -1.33 MPa，已卸荷至拉应力，其余测线则仍为压应力，卸荷程度较低。

因此，基本顶初次垮断后，在跨中破断触矸作用下，采空区中部底板出现了应力集中，基本顶垮断不仅对煤壁端底板造成了扰动，在跨中触矸区域也导致底板产生了联动破坏。但由于测点间距 13 cm 过大，且试验前，基本顶初次垮断位置无法精准预测，使得试验时煤壁端底板的峰值应力及底板应力卸荷轮廓未能监测获取，并造成测线峰值应力处于基本顶垮断的触矸区域，从而产生一定偏差。

3 深部开采底板破坏与基本顶岩梁初次垮断的联动效应

3.1 基本顶岩梁初次垮断的结构特征

根据图 2，煤层开采后，基本顶离层下沉变形，在基本顶自重及其上覆岩层载荷 $\gamma(H-h_m-h_i)$ 作用下，基本顶可视为两端固支的岩梁^[17]，其中 γ 为覆岩体积力， H 为煤层埋深， h_m 为基本顶厚度， h_i 为直接顶厚度。随回采推进，跨距增加，基本顶岩梁结构载荷增大，其力学状态由弹性逐渐过渡至弹塑性，其破断模型如图 5(a)所示，梁上载荷近似均匀分布。

根据结构力学理论^[18]，梁 A 、 B 端极限弯矩值较小，如图 5(b)所示，首先形成塑性铰，且塑性铰产生相对转动，转向与其极限弯矩一致，并使基本顶岩梁产生与岩层破断角度基本相同的破断线，但梁上其他位置仍处于弹性或弹塑性状态。随回采继续推进，梁 A 、 B 端弯矩不变，但其塑性铰仍存在，而梁上均布载荷逐渐增加至极限值 q_u 时，跨中 C 截面弯矩将增加至极限弯矩 M_u ，并产生塑性铰，破断线沿跨中同步形成，基本顶岩梁则达到塑性极限并产生初次垮断，垮断后模型及破断结构如图 5(c)、5(d)所示。

若忽略基本顶岩梁的变形和内力，以基本顶岩梁的瞬时破断为研究对象，取 AC 段分析其平衡条件，可计算基本顶岩梁的极限跨距 l ^[18]：

$$l = \sqrt{\frac{16M_u}{q_u}} \quad (1)$$

式中： M_u 可由弹塑性力学计算^[19]， $M_u = \sigma_s b_u h_u^2$ ， σ_s

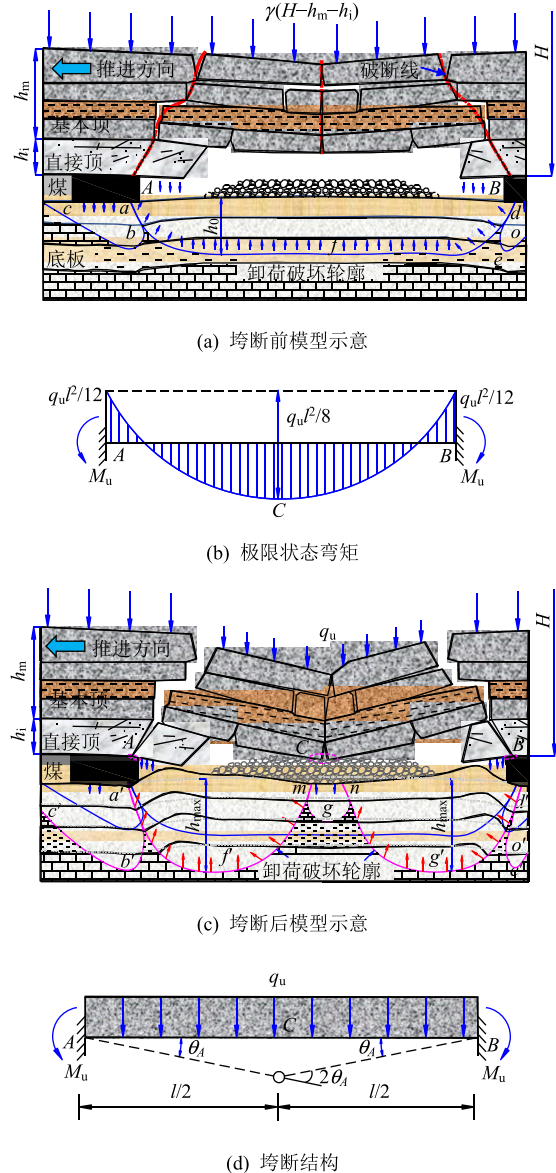


图 5 基本顶岩梁初次垮断结构模型

Fig.5 The breakage model of the main roof during the first weighting

为基本顶岩梁截面正应力的屈服极限， b_u 为岩梁截面宽度， h_u 为基本顶岩梁厚度的一半。

而受采出空间影响，基本顶岩梁结构垮断形成的动载荷，将对采场围岩产生扰动而形成剧烈的初次来压，梁 A 、 B 端则对切眼及超前煤壁端下位煤岩体产生挤压冲击作用使底板应力变化；在跨中 C 端则以回转角度 θ_l （如图 5(d)所示）下落触矸，触矸区域距煤壁的水平距离约为 $l/2$ ，从而由矸石垫层将下落的动载荷传递至底板。因此，基本顶岩梁结构的初次垮断，使得岩梁 A 、 B 、 C 端的采场及采空区底板产生了联动破坏效应。

3.2 底板破坏与基本顶初次垮断的联动效应

结合压力拱理论^[17]，由于基本顶岩梁的初次垮断作用，底板压力拱前后拱脚区域应力增高，两拱

脚间卸荷, 压力拱拱脚变换, 从而造成底板产生了相应的压剪与卸荷破坏联动效应。

3.2.1 底板压剪破坏联动效应

根据支承压力分布特征及其对底板作用, 基本顶初次垮断前, 沿工作面走向可将煤壁端及超前区域载荷分别简化为三角形、梯形线性分布^[20], 如图 6(a)所示。

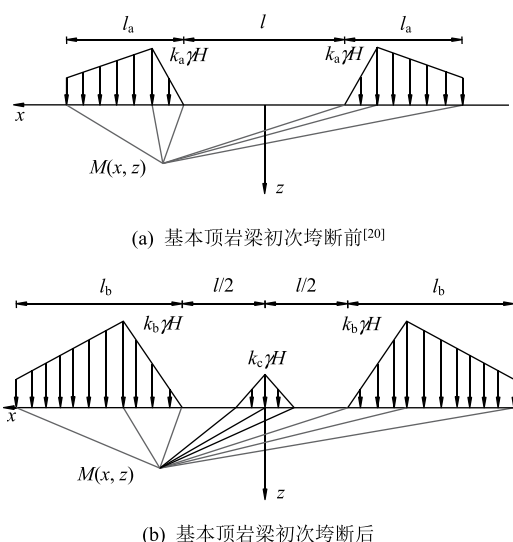


图 6 基本顶岩梁垮断前后底板力学模型

Fig.6 The mechanical model of floor during the first weighting of the main roof

在底板半无限平面上, 其前后拱脚分别位于图 5(a)中梁端 A、B 附近的切眼煤壁及超前煤壁端部, 且两者的支承压力峰值基本相等, 为 $k_a \gamma H$, 其影响距离均为 l_a , 其中 k_a 为应力集中系数; 据此可计算在压力拱前后拱脚任一点 $M(x, z)$ 的水平及垂直应力分量 σ_{xa} 、 σ_{za} , 其值可基于应力叠加原理, 将各线性载荷作用下的应力分量对应叠加, 由此形成了底板应力增高区, 如图 5(a)中蓝色曲线 abc 及 deo 所包围区域。

而基本顶岩梁初次垮断后, 梁 A、B 端破断失稳及 C 端下落触矸形成的动载荷将分别通过切眼及超前煤壁端部作用于底板。在梁 A、B 端动载荷与支承压力作用的载荷叠加, 并导致支承压力峰值增加为 $k_b \gamma H$, 其影响距离均为 l_b , k_b 为动载荷与支承压力作用载荷叠加形成的应力集中系数; 在梁 C 端, 触矸形成的动载荷亦对底板作用形成水平及垂直应力分量 σ_{xc} 、 σ_{zc} , 设触矸区域动载荷为由触矸点向两侧线性降低至 0, 触矸载荷应力峰值为 $k_c \gamma H$, k_c 为触矸形成的动载荷应力集中系数。结合底板力学计算模型, 如图 6(b)所示, 由于模型中增加了触矸区域线性载荷的应力分量作用, 且超前及切眼煤壁端

线性载荷应力分量增高, 故超前及切眼煤壁端底板任一点 $M(x, z)$ 的水平及垂直应力分量增加至 σ_{xb} 、 σ_{zb} , 其与基本顶岩梁初次失稳前相比将形成水平应力增量 $\Delta\sigma_x$ 及垂直应力增量 $\Delta\sigma_z$, 即

$$\Delta\sigma_x = \sigma_{xb} - \sigma_{xa}, \Delta\sigma_z = \sigma_{zb} - \sigma_{za} \quad (2)$$

因此, 基本顶岩梁初次垮断后, 基本顶岩梁触矸区域底板形成了一应力增高区 (如图 5(c)曲线 gmn 所包围区域), 而底板压力拱前拱脚位置基本不变, 但拱脚处应力显著增高, 底板应力增高区范围扩大至图 5(c)中的粉红色曲线 $a'b'c'$ 及 $d'e'o'$ 所包围的区域。而后拱脚位置由切眼煤壁端部迅速变换为岩梁垮断后的触矸区域, 底板压力拱由图 5(a)中宽为 l 的单一拱结构变换为两个宽度均约为 $l/2$ 的双拱结构, 如图 5(c)所示。即梁 A 端仍为前拱脚, 但动载荷叠加导致压应力峰值增大; 梁 C 端则变为后拱脚, 梁的下落触矸形成对底板的再次压剪破坏效应。

因此, 基本顶垮断形成的动载荷, 使底板压力拱前后拱脚区域的压应力及应力增高区范围显著增加。结合 Mohr-Coulomb 强度准则, 则煤壁端部及触矸区底板的压缩变形加剧, 其压剪破坏与基本顶岩梁垮断的联动效应增强。在底板应力传播衰减规律一致情况下, 前拱脚应力将向底板以深扰动扩展。而变换后的后拱脚区域, σ_{zg} 将对底板浅部已经历压剪和临空面卸荷破坏的岩体产生再次压剪破坏。其限制了临空区域底板岩体继续向采空区底板中部的挤压变形, 转由 σ_{zg} 不断挤压底板岩体向煤壁端移动变形, 如图 5(c)所示, 使该区域岩体形成了更为剧烈的挤压流动效应。

同时, 随采深增加, 各线性载荷作用下的应力分量增加, 压力拱前后拱脚应力峰值增加, 应力增高区范围扩大, 将进一步造成压力拱的扰动深度增加, 底板压缩变形破坏程度加剧。故采深越大, 基本顶初次垮断导致底板的联动压剪破坏效应越强。

3.2.2 底板卸荷破坏联动效应

根据前述各应力分量的叠加原理, 在底板压力拱内侧任一点的水平及垂直应力分量将由基本顶垮断前的 σ_{xau} 、 σ_{zau} 增加为垮断后的 σ_{xbu} 、 σ_{zbu} 。但由于压力拱内侧为处于临空面下方的采空区或采场底板岩体, 其由煤层开采前承受向下的三向压应力状态转变为两向受压一向应力不断向临空面卸荷的受力状态, 位移由向下压缩变形转变为向临空面卸荷鼓起, 并形成了一定的卸荷区。为保持底板岩体结构平衡, 卸荷将不断向深部传递扰动, 增高后的应力分量 σ_{xbu} 、 σ_{zbu} 继续卸荷, 直至底板岩体不再

卸荷，应力分量稳定至 σ_{xbf} 、 σ_{zbf} ，并形成了底板深部岩体的应力卸荷再平衡效应。而卸荷作用相当于在增高后的应力场中施加一个反向的拉应力^[21]；故基本顶岩梁垮断后，在前后拱脚增高应力的挤压传递、动载荷及支承压力应力分量的叠加作用下，转换为双拱结构的底板压力拱内侧岩体的水平应力及垂直应力卸荷起点分别增加至 σ_{xbu} 、 σ_{zbu} ，卸荷稳定状态为 σ_{xbf} 、 σ_{zbf} ；结合卸荷应力及卸荷量定义^[21]，则压力拱内侧岩体水平应力及垂直应力的卸荷应力、卸荷量分别为 $\Delta\sigma_{\text{xu}}$ 及 $\Delta\sigma_{\text{zu}}$ 、 ξ_x 及 ξ_z ，即

$$\Delta\sigma_{\text{xu}} = \sigma_{\text{xbu}} - \sigma_{\text{xaf}}, \Delta\sigma_{\text{zu}} = \sigma_{\text{zbu}} - \sigma_{\text{zbf}} \quad (3)$$

$$\xi_x = \Delta\sigma_{\text{xu}} / \sigma_{\text{xbu}}, \xi_z = \Delta\sigma_{\text{zu}} / \sigma_{\text{zbu}} \quad (4)$$

底板裂隙卸荷的扩展破坏条件^[22]：

$$\xi_z \cos^2 \alpha > \frac{1}{2} \frac{\sigma_{\text{xbu}}}{\sigma_{\text{zbu}}} (1 - 2\xi_x) \sin^2 \alpha + \frac{1}{2} \cos^2 \alpha \quad (5)$$

式中： α 为裂隙面与 σ_{xu} 的夹角。

在煤系地层小角度层理裂隙发育一定情况下，即 $0^\circ \leq \alpha < 90^\circ$ 并为定值时，式 (5) 可变换为

$$\xi_z > \frac{1}{2} \frac{\sigma_{\text{xbu}}}{\sigma_{\text{zbu}}} (1 - 2\xi_x) \tan^2 \alpha + \frac{1}{2} \quad (6)$$

根据式 (6)，由于基本顶岩梁的垮断扰动，底板卸荷区水平应力及垂直应力卸荷起点增加，导致其卸荷应力及卸荷量增加，从而更易满足底板裂隙的卸荷破坏；且基本顶初次垮断的动载荷越高，越利于底板岩体卸荷破坏。由于基本顶失稳导致增高的各分段线性载荷传播距离向底板深部延伸，且靠近煤壁端的应力增高水平远高于触矸区域。在两煤壁端底板共同挤压作用下，底板卸荷破坏区范围由图 5(a) 中曲线 $a'fd$ 包围区域扩大至图 5(c) 中曲线 $a'f'm$ 及 $d'g'n$ 所包围区域。底板卸荷破裂深度将由基本顶垮断前的 h_0 增加至最大值 h_{max} ，如图 5(c) 所示。靠近煤壁一侧，底板的卸荷变形鼓起亦在煤壁侧达到最大，呈非对称鼓起特征。同时，由于基本顶垮断的触矸区域为某一范围，图 5(c) 中曲线 $a'f'm$ 及 $d'g'n$ 可变异，两卸荷破坏轮廓在触矸区域底板深部可交叉，并导致其卸荷位移产生一定变化（如图 3 触矸区域底板深部含一位移较大区域），但其受基本顶垮断触矸形成的双压力拱结构不会改变。

而随采深增加，在底板卸荷区同一深度处，压力拱前后拱脚应力峰值增加使得各线性载荷作用下的应力分量增高，在应力卸荷传播衰减规律相同时，底板卸荷应力、卸荷量相应增加，则底板卸荷鼓起

量增大，底板卸荷破裂深度增加，并利于底板深部裂隙的扩展贯通。因此，采深越大，基本顶初次垮断亦将导致底板卸荷破坏的联动效应增强。

同时，基本顶岩梁初次垮断的回转下落高度 h_s 与直接顶厚度 h_i 密切相关，两者关系为^[17]

$$h_s = M - h_i(k_p - 1) \quad (7)$$

式中： M 为煤层厚度； k_p 为碎胀系数。

因此，在 M 及 k_p 一定情况下， h_i 减小， h_s 增加。且基本顶岩梁跨中直接顶垮落的矸石垫层厚度减小，则在基本顶自重及其覆岩载荷与重力加速度共同作用下，基本顶岩梁初次垮断回转失稳对跨中底板的冲击强度增加，底板破坏与基本顶岩梁初次垮断的联动效应将增强；反之，则联动效应减弱。

4 不同采深下采场顶底板初次断裂破坏的联动效应

为进一步研究深部开采底板破坏与基本顶岩梁初次垮断的联动效应，结合赵固一矿 12041 工作面工程地质建立了三维离散元数值程序（即 3 dimensional distinct element code, 简称 3DEC）模型，参照表 1 岩层的岩性与节理裂隙发育特征及现场顶底板钻孔实际，确定块体尺寸，应用 Hook-Brown 强度准则及强度折减系数弱化模型内块体及节理的力学参数，随机生成模型次生节理。受计算机内存及运算能力制约，并结合前述二维相似模拟试验，忽略工作面倾向因素影响，模型几何尺寸为工作面倾向宽 1.5 m，推进长度 160 m，高度 100 m；在模型顶部分别施加 $H = 400$ 、700、1 000、1 300、1 600 m 5 种采深的垂直应力以模拟不同的上覆岩层载荷 σ_z ， $\sigma_z = \gamma(H - h_m - h_i)$ ， $\gamma = 27 \text{ kN/m}^3$ ，侧边界水平应力 σ_x 、 σ_y 按静水压力计算，即 $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z$ ，固定底边界，如图 7 所示。采动围岩破坏准则应用 Mohr-Coulomb 强度理论。

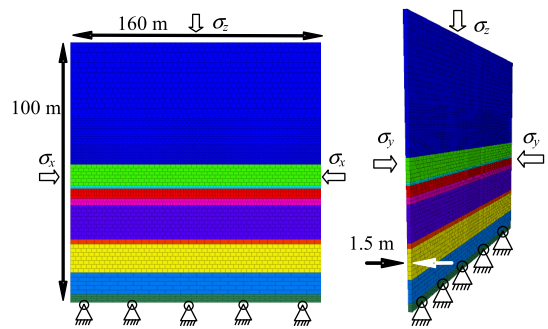


图 7 3DEC 模型几何尺寸及边界条件示意图
Fig.7 The geometric dimensioning and boundary conditions of the 3DEC model

在模型内超前煤壁 2 m、距煤壁水平距离 4 m 的采场底板及基本顶初次垮断的跨中触矸区域底板分别设置了测线以监测基本顶初次垮断前后超前底板、采场底板及触矸区域底板的应力及位移联动变化效应。为提高运算效率,煤层开采时每一循环进尺设为 4 m,循环开采运算并确保基本顶岩梁结构初次垮断的推进距离基本一致,再提取并统计不同采深下基本顶岩梁初次垮断前后底板监测数据的联动变化。

4.1 不同采深下底板应力联动变化效应

为清晰直观地对比不同采深下底板应力分布的联动差异,提取了 $H=400$ m 及 700 m 时基本顶岩梁初次垮断时底板主应力张量特征,如图 8 所示。

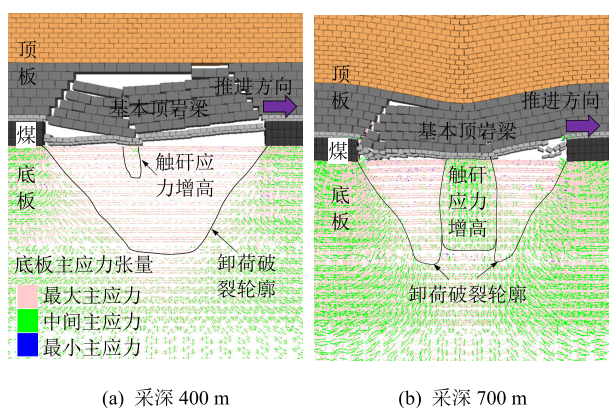


图 8 不同采深下基本顶垮断时底板主应力张量特征
Fig.8 Tensor characteristics of principal stresses at floor area during the main roof breakage in different working face depths

根据图 8 可知,不同采深时,基本顶岩梁初次垮断时,在跨中均触矸形成了底板应力增高区域,其中以中间主应力张量的增加最为显著。采深 400 m 时,触矸区域仅形成较小的中间主应力增高区域,其也未能导致底板卸荷破坏轮廓的变化;且最小主应力张量表现不明显,仅在底板浅部区域呈零星点状分布。而在采深 700 m 时,基本顶岩梁初次垮断的触矸区域,中间主应力张量显著增加,其导致底板卸荷破坏形成了两个近似的拱状轮廓,并与前述分析一致,且在底板深部有联通趋势;同时,其底板深部中间主应力张量向底板浅部挤压流动的方向特征及底板最大主应力张量的分布密度即张量值远高于采深 400 m。结合前述知,基本顶岩梁初次垮断的动载荷作用于煤壁及触矸区域底板,并导致底板垂直及水平应力增高;而由于已采出空间底板的卸荷作用,使得最小主应力为底板向采出空间方向卸荷的岩体应力;故图 8 中最大主应力及中间主应

力分别为垂直压应力及水平挤压应力,最小主应力则多为拉应力且张量特征不明显。因此,随采深增加,基本顶岩梁初次垮断的动载荷联动作用使得底板煤壁端及触矸区域产生了应力增高效应,导致底板卸荷破坏轮廓变化,并加剧了底板的卸荷破坏;而若底板卸荷破坏轮廓与承压水导升带接壤或重叠,则由于基本顶岩梁的初次垮断将诱发底板突水。

同时,统计了不同采深下基本顶岩梁初次垮断前后超前底板、采场底板及触矸区域底板各测线的压应力增量及卸荷应力联动变化规律,如图 9~11 所示。其中,图 9 中压应力增量为根据式(2)计算的由煤岩体所经历的压应力峰值与原岩应力的差值。图 10 中卸荷应力为根据式(3)计算的煤岩体所经历的压应力峰值与卸荷至最小值的差值。图 11 中,压应力增量则为触矸荷载作用导致煤岩体所经历快速增高的压应力峰值与其卸荷至最小值的差值。

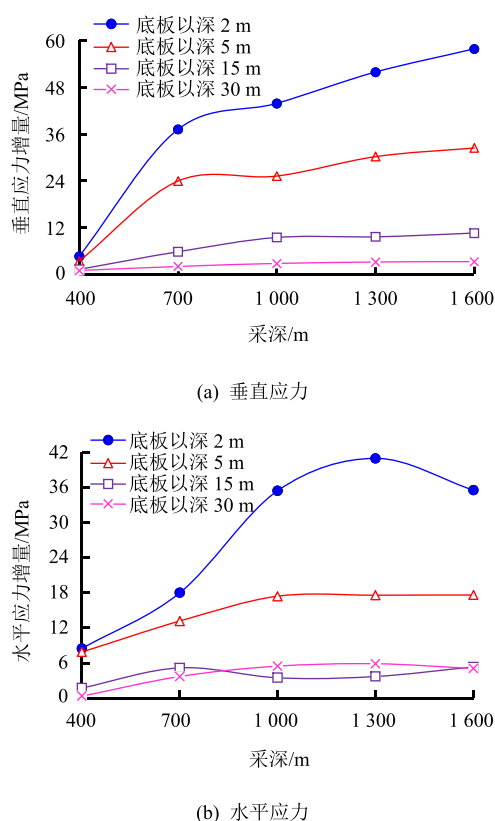
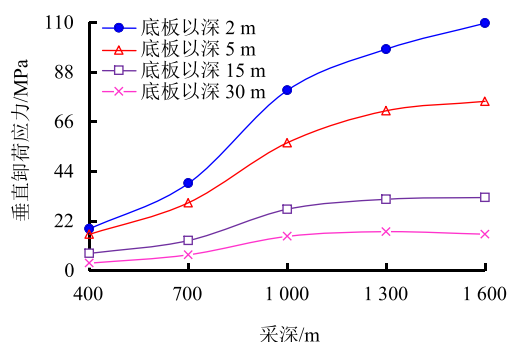
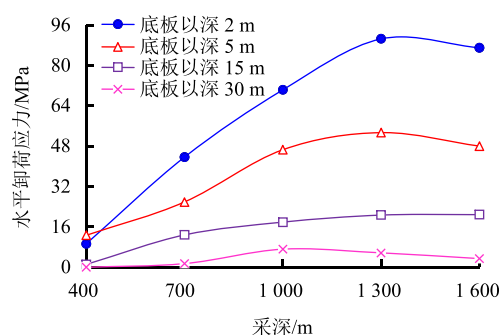


图 9 基本顶垮断作用下超前底板压应力增量联动变化
Fig.9 Linkage changes of stress increments at the floor area in the front of working face under main roof breakage

根据图 9 可知,基本顶岩梁初次垮断后,随采深增大,煤壁端超前底板区域的垂直应力增量 $\Delta\sigma_z$ 逐渐增高。在底板以深 2 m 处,采深 400 m 时 $\Delta\sigma_z=4.63$ MPa;而采深 700、1 600 m 时 $\Delta\sigma_z$ 则分别增加



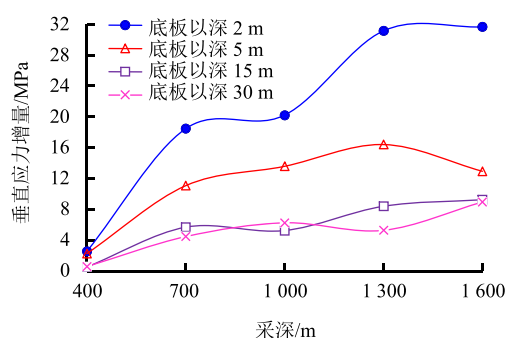
(a) 垂直应力



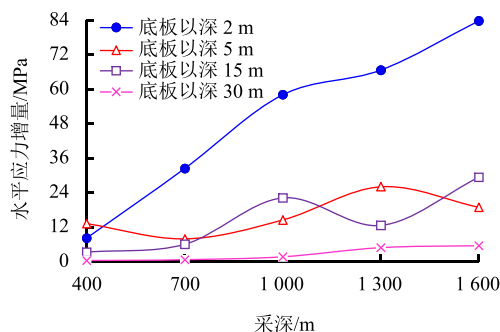
(b) 水平应力

图 10 基本顶垮断作用下采场底板卸荷应力联动变化规律

Fig.10 Linkage changes of unloading stresses at the floor area of working face under main roof breakage



(a) 垂直应力



(b) 水平应力

图 11 基本顶垮断作用下触研区底板压应力增量联动变化

Fig.11 Linkage changes of stress increments at the floor area of contacting gangues zone under main roof breakage

至 37.19、57.81 MPa，与采深 400 m 相比，采深增加 0.75、3 倍， $\Delta\sigma_z$ 却增加了 7.03、11.49 倍。采深 700 m 以浅 $\Delta\sigma_z$ 近似线性增加，采深 700 m 以深时 $\Delta\sigma_z$ 增加呈非线性。同时，采深 400 m 时，底板以深 2、5 m 处 $\Delta\sigma_z$ 相差仅 1.20 MPa，而采深 700 m 及 1 000 m 时，其相差分别达 13.25、18.64 MPa，故采深越大，底板浅部与深部区域 $\Delta\sigma_z$ 的差值越大。而水平应力增量 $\Delta\sigma_x$ 在底板超前区域有一定起伏，主要由于梁端垮断的动载荷作用分别向采场侧及超前以里区域挤压煤壁端部底板岩体， $\Delta\sigma_x$ 变化不稳定（如图 9、11 中水平应力增量及图 10 中水平卸荷应力的局部降低，进一步导致梁端水平挤压变形或移动的不稳定，下文不再赘述），但总体仍随采深增大， $\Delta\sigma_x$ 增加。 $\Delta\sigma_z$ 与 $\Delta\sigma_x$ 相比，在底板以深 2 m，采深 400 m 时， $\Delta\sigma_x$ 较 $\Delta\sigma_z$ 高 3.83 MPa；采深 700 m 以深时，则 $\Delta\sigma_z$ 高于 $\Delta\sigma_x$ ；当采深 1 600 m 时，两者相差最大达 22.33 MPa。因此，采深越大，基本顶岩梁初次垮断对超前底板区域 $\Delta\sigma_z$ 的影响越大，底板超前破坏与基本顶初次垮断的压剪联动程度进一步增强。

由图 10 可知，基本顶岩梁初次垮断后，在采场底板区域垂直卸荷应力 $\Delta\sigma_{zu}$ 及水平卸荷应力 $\Delta\sigma_{xu}$ 随采深增大而增加。当采深 400 m 时，底板以深 2 m 处 $\Delta\sigma_{zu}$ 及 $\Delta\sigma_{xu}$ 分别为 16.07、12.75 MPa；而采深 700、1 000 m 时则分别增加至 30.03 MPa 及 25.88 MPa、56.64 MPa 及 46.62 MPa，采深较 400 m 分别增加了 0.75、1.5 倍， $\Delta\sigma_{zu}$ 及 $\Delta\sigma_{xu}$ 却分别增加了 0.87 倍及 1.03 倍、2.52 倍及 2.66 倍，故卸荷应力的增加速率远高于采深的增高程度；且采深 700 m 以浅 $\Delta\sigma_{zu}$ 及 $\Delta\sigma_{xu}$ 增加缓慢，采深 700 m 以深其增速变快。同时，采深越大，底板不同深度区域的 $\Delta\sigma_{zu}$ 及 $\Delta\sigma_{xu}$ 差值越大，如采深 400 m 时底板以深 2 m 与 5 m 处 $\Delta\sigma_{zu}$ 的差值为 4.67 MPa， $\Delta\sigma_{xu}$ 的差值为 7.07 MPa，而采深 700 m 则分别增加至 11.05、17.15 MPa，即越向底板浅部，采深对底板卸荷应力的影响越甚。且 $\Delta\sigma_{zu}$ 与 $\Delta\sigma_{xu}$ 相比， $\Delta\sigma_{xu}$ 向底板深部的降低值更大，降低速率更快；向底板深部的差异性越小，则 $\Delta\sigma_{zu}$ 对底板卸荷破坏联动的影响深度更深。

根据图 11 可知，基本顶岩梁初次垮断后，由于跨中的触研作用，底板触研区域压应力产生了不同程度的变化，并以应力增加为主。而受压应力方向变化及岩体间挤压流动作用，触研后形成的垂直应力增量 $\Delta\sigma_{zg}$ 及水平应力增量 $\Delta\sigma_{xg}$ 略有起伏，但仍基本符合随采深增大而增加的规律。同时，在触研区

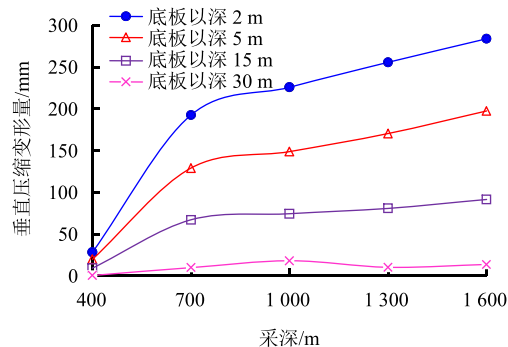
域的底板 15 m 以浅, 不同采深的 $\Delta\sigma_{xg}$ 均高于 $\Delta\sigma_{zg}$ 。如在底板以浅 15 m 处, $H = 400$ m 时, $\Delta\sigma_{xg}$ 最小, 为 3.27 MPa, 此时 $\Delta\sigma_{zg}$ 仅为 0.52 MPa, 相差 2.75 MPa; $H = 1\,600$ m 时, $\Delta\sigma_{xg}$ 最大, 为 29.36 MPa, $\Delta\sigma_{zg}$ 为 9.25 MPa, 两者相差达 20.11 MPa。故采深越大, 基本顶岩梁初次垮断后触矸区域底板的水平应力增量越高, $\Delta\sigma_{xg}$ 对底板的挤压流动作用高于 $\Delta\sigma_{zg}$ 的压剪破坏作用, 在采空区底板则表现为触矸区域底板岩体不断挤压卸荷区底板岩体向近煤壁方向移动变形, 并与图 6 及前述分析一致。而向底板深部, 随距底板表面距离增加, 围压的限制作用增加, 以触矸形成的垂直应力传播为主, $\Delta\sigma_{xg}$ 减小, $\Delta\sigma_{zg}$ 增高, 但采深增加, 底板 $\Delta\sigma_{xg}$ 小于 $\Delta\sigma_{zg}$ 的临界转换深度降低。如采深 400、700 m 及 1 000 m 时, $\Delta\sigma_{zg} > \Delta\sigma_{xg}$ 均在底板以深 30 m 处; 而采深 1 300 m 及 1 600 m 时其分别位于底板以深 25、20 m 处。故采深增加, 基本顶岩梁初次垮断对触矸区域底板垂直应力增量的影响深度逐渐高于水平应力。结合式 (6) 可知, 由此将进一步使得满足底板卸荷破坏的深度范围增加, 并加剧了底板的联动破坏效应。

与相似模拟相比, 图 11 中采深 700 m 时底板以深 2 m 触矸垂直压应力增量峰值为 18.47 MPa, 图 4 测线 L_1 处于底板以深 2.7 m 的触矸区域压应力增量峰值为 19.59 MPa, 两者差值仅为 1.12 MPa, 进一步证明了基本顶初次垮断对底板破坏的触矸效应。而受相似模拟应变片布置影响未能监测到超前底板压应力增量峰值及卸荷应力峰值, 但采深 700 m 时图 9、10 中应力变化量峰值均略高于相似模拟, 主要因数值模拟避免了相似模拟无侧面围压加载约束的弊端, 两者既相互验证, 又实现了数值模拟对相似模拟的有效补充。

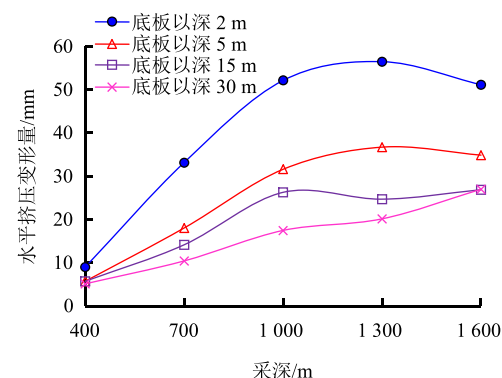
4.2 不同采深下底板位移联动变化效应

统计了不同采深下基本顶初次垮断前后超前底板、采场底板及触矸区域底板各测线的联动压缩变形及卸荷鼓起变化规律, 如图 12~14 所示。图 12 中压缩变形量为基本顶初次垮断后底板的峰值压缩变形量。图 13 中卸荷变形量为峰值压缩变形量与卸荷稳定变形量之差的绝对值。图 14 中触矸区压缩变形量为触矸后压缩变形量与其卸荷稳定变形量之差的绝对值 (受挤压流动影响, 水平位移方向不稳定)。

由图 12 可知, 当采深 400 m 时, 底板的垂直压缩变形量及水平挤压变形量均最小, 在底板以深 30 m 处其值分别为 0.70、5.16 mm; 而采深增加至 700、1 600 m 时, 其值分别为 9.98 mm 及 10.44 mm、

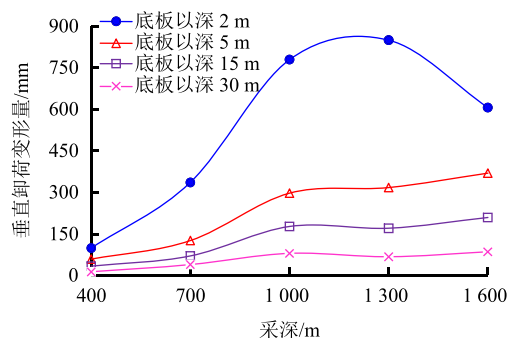


(a) 垂直压缩变形量

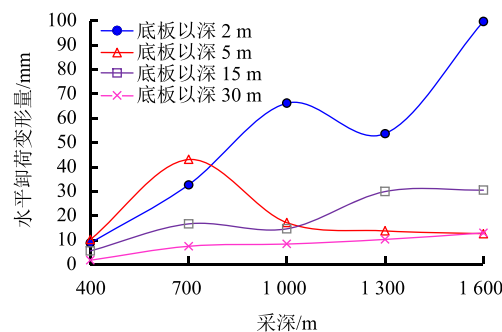


(b) 水平挤压变形量

图 12 基本顶垮断作用下超前底板联动压缩变形规律
Fig.12 Linkage compressive deformation curves at the floor area in the front of working face under main roof breakage



(a) 垂直卸荷变形量



(b) 水平卸荷变形量

图 13 基本顶垮断作用下采场底板联动卸荷鼓起变形规律
Fig.13 Linkage deformation curves of unloading heave at the floor area of working face under main roof breakage

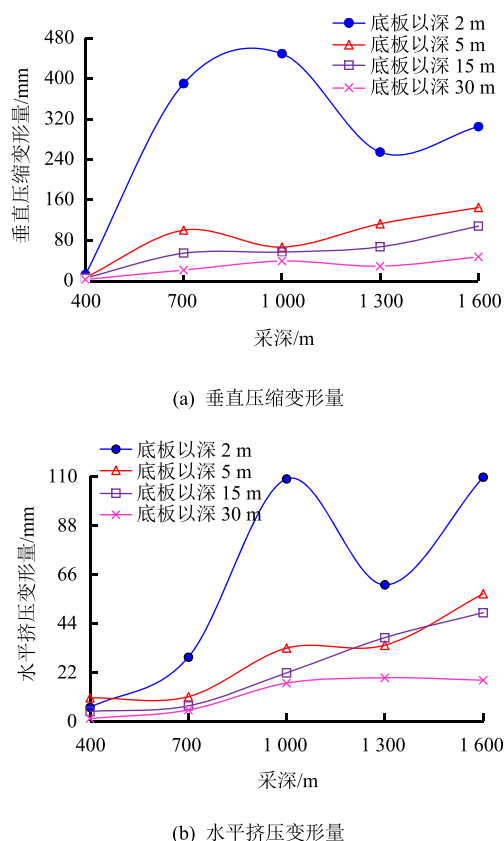


图 14 基本顶垮断作用下触矸区域底板联动压缩变形规律
Fig.14 Linkage compressive deformation curves at the floor area of contacting gangues zone under main roof breakage

13.6 mm 及 27.00 mm, 较采深 400 m 分别增加了 0.75、1.5 倍, 垂直及水平压缩变形量却分别增加了 13.26 倍及 1.02 倍、18.43 倍及 4.23 倍。在底板以深 2 m 处, 超前底板的垂直压缩变形量及水平挤压变形量均达到最大值, 但采深 400 m 时两者分别为 28.32、9.02 mm; 采深 700 m 时分别为 192.55、33.18 mm, 采深 1 600 m 时则分别增加至 284.10、51.17 mm, 分别较采深 400 m 时增加了 5.80 倍及 2.68 倍、9.03 倍及 4.67 倍。故基本顶岩梁初次垮断后, 在超前底板压应力作用下, 采深越大, 底板的压缩变形量越高; 且在近梁端的超前底板深部区域, 垂直压缩变形量的增加程度远高于水平挤压变形量。

根据图 13 可知, 由于基本顶岩梁的初次垮断作用, 采场底板的垂直卸荷变形量随采深增大而增加, 如在底板以深 2 m 处, 采深 400 m 时垂直卸荷变形量仅 99.45 mm; 而采深 1 300 m 达到了最大值 850.36 mm, 且在底板浅部区域不同采深间垂直卸荷变形量差异最大; 采深 700 m 以浅近似线性增加, 采深 700 m 以深增加速率骤然增加再趋于平缓, 卸荷变形的非线性增加特征明显。同时, 受局部监

测块体转动变形影响, 采深 1 600 m 时其垂直压缩变形量小幅降低至 606.87 mm, 但在底板 5 m 以深区域垂直卸荷变量仍为采深 1 600 m 时达最大值。而水平卸荷变形量受卸荷块体间挤压及移动方向的变化起伏明显, 但总体仍随采深增大而增加, 如在底板以深 2 m 处, 采深 400 m 时水平卸荷变形量仅 8.83 mm, 而采深 700、1 000 m 及 1 600 m 时则分别增加至 32.65、66.24、99.74 mm, 分别较采深 400 m 增加了约 2.70、6.50、10.30 倍。

由图 14 可知, 在基本顶岩梁初次垮断作用下, 采深 400 m 时其垂直压缩及水平挤压变形量仍为最小, 分别为 12.54、6.26 mm; 采深增加至 1 000 m 时其垂直压缩变形量最大达 449.39 mm; 采深 1 600 m 时, 水平挤压变形量达到最大值, 为 109.56 mm, 触矸区域底板的压缩变形量在底板以深 2 m 处由于岩块间的挤压及移动影响虽变化不稳定, 但仍远高于采深 400 m。且在底板 5 m 以深区域, 触矸区底板的垂直压缩及水平挤压变形量均随采深增大而增加。如在底板以深 15 m 处, 采深 400 m 时底板的垂直压缩及水平挤压变形量分别为 5.56、4.45 mm; 采深 700 m 时两者则分别增加至 54.69、6.94 mm; 采深增加至 1 600 m 时两者分别增加至 108.13、48.72 mm, 分别较采深 400 m 时增加了 8.84 倍及 0.56 倍、18.45 倍及 9.95 倍。故随采深增加, 触矸区域底板变形量增加, 且采深越大, 底板垂直压缩变形量增加程度高于水平挤压变形量的特征越明显。

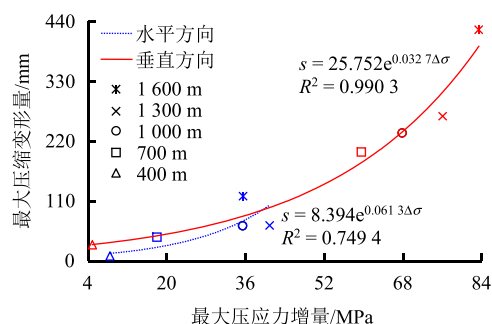
根据基本顶初次垮断前后不同采深底板各测线的最大应力变化量 $\Delta\sigma$ 及最大变形量 s 数据, 拟合了不同区域底板的最大应力-变形曲线, 如图 15 所示。

根据图 15 所示, 随最大应力变化量增大, 底板不同区域岩体的最大变形量均增加, 采深 700 m 以浅时拟合曲线近似线性, 采深 700 m 以深增加速率突增, 其中在垂直方向非线性增加特征最明显, 且其最大应力-变形曲线均近似符合指数式增长规律, 即

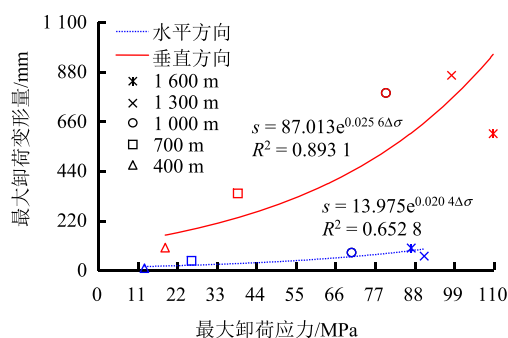
$$s = C e^{D(\Delta\sigma)} \quad (8)$$

式中: C 、 D 为拟合常数。

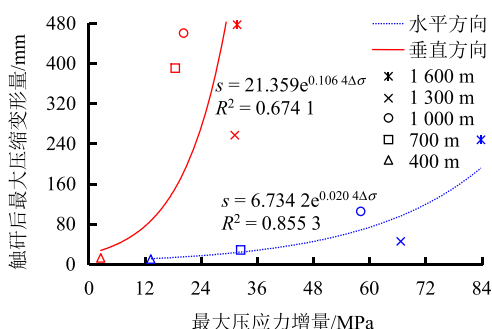
在底板垂直方向, 其最大应力变化及最大变形量均远高于水平方向, 超前及采场底板拟合曲线的拟合优度均高于水平方向, 而触矸端由于采空区矸石块体不规则分布影响, 其水平方向拟合优度高于垂直方向; 其中超前底板垂直方向拟合优度最高达



(a) 超前底板



(b) 采场底板



(c) 触矸区域底板

图 15 基本顶垮断作用下底板最大应力-变形联动特征
Fig.15 Linkage curves of the largest stress-deformation at the different areas of floor under main roof breakage

0.990 3, 而采场底板水平方向拟合优度最小也为 0.652 8, 拟合数据的离散性小。故基本顶岩梁初次垮断后, 通过梁端动载荷的传递作用, 深部开采底板的最大应力及最大变形量呈现了非线性突增。

基本顶初次垮断后, 底板的最大应力变化量及最大位移变化量均处于卸荷区域的采场底板, 与压应力增量相比, 卸荷应力更高, 垂直卸荷应力最高达 109.76 MPa, 较最大压应力增量 83.79 MPa 高 25.97 MPa, 增高约 30.99%; 且卸荷变形量最大达 865.49 mm, 较最大压缩变形量高 388.15 mm, 增高约 81.32%, 故在基本顶初次垮断的梁端垂直压缩限制及水平挤压下, 采场底板的卸荷变形破坏高于超

前及触矸区域的压缩变形破坏。且不同区域底板岩体的最大应力变化量及最大变形量均在底板 5 m 以浅。采深 1 000 m 时采场底板表面的最大垂直变形量高达 788.05 mm, 较采深 400 m 的 101.72 mm 增高了约 6.75 倍, 故采深 700 m 以深时底板的最大变形量在底板浅部更突出, 深部岩体的高应力及基本顶岩梁初次垮断的动载荷传递作用使得深部开采底板的联动变形破坏效应更明显。

5 深部开采顶底板联动破坏控制

结合前述, 可应用以消除或减弱顶底板联动效应为主的深部开采围岩控制技术, 降低顶底板的联动程度及应力与变形的非线性突增, 从而控制底板联动破坏, 以保证深部采场安全初采。

5.1 预裂基本顶消除跨中触矸效应

由于赵固一矿西二盘区 12041 工作面初采阶段未对基本顶预裂以强制放顶。初次来压后, 采场内可听到基本顶破断垮落的连续剧烈声响, 采场矿压显现非常剧烈, 采场底板突水峰值达 486 m³/h, 而同为西二盘区的 12031 工作面, 初采前在切眼内进行了顶板爆破预裂, 人为降低了基本顶的初次垮断步距, 消除了跨中触矸的动载荷作用, 初采阶段有效避免了基本顶岩梁的剧烈垮断及底板突水事故。

根据式 (1) 可计算基本顶的初次来压步距, 采场推进至跨中前对基本顶预裂, 其不但消除了基本顶岩梁垮断的跨中触矸效应, 减弱触矸对采场底板的破坏, 也降低了基本顶的初次来压步距及动载荷强度, 从而减弱顶底板的联动破坏效应。

5.2 提高支架工作阻力降低顶板垮断动载荷

由于基本顶初次垮断的动载荷强度高, 对采场围岩及支架的冲击破坏能量高。12041 工作面采用 ZF8600/19/38 型液压支架支护采场顶板, 其额定初撑力仅为 8 600 kN, 其支架工作阻力难以抵抗基本顶梁端动载荷的强烈冲击造成底板破坏加剧。但后期 12031、12051 工作面回采时, 支架变更为 ZF10000/20/38 型, 额定初撑力仅提高 16.28%, 基本顶初次垮断的强度大幅减弱且初采后采场来压次数也大幅减少。在井田西北翼采场支架改为 ZF18000/21/38D, 额定初撑力大幅提高至 18 000 kN, 较 12041 工作面提高了 1.09 倍。采用至今, 无剧烈冲击现象, 显著提高了防御基本顶垮断的能力, 底板变形破坏程度降低, 并避免了底板突水事故。

5.3 降低底板应力卸荷起点与卸荷幅度

根据式 (6), 采场底板岩体的卸荷破坏条件取决于其应力卸荷起点、卸荷应力及卸荷量, 在降低

垮断动载荷的同时,应采取以削弱采动应力集中降低应力卸荷起点的回采方案,如提高采场端头的支护强度,采用无煤柱开采、窄煤柱护巷或切顶卸压技术,调整工作面接替顺序避免孤岛工作面开采等。回采时,控制回采速度,利用深部采场基本顶的及时垮落充填开采空间以降低底板卸荷幅度及底鼓量并加快底板应力的恢复,以降低深部开采底板的应力卸荷量,提高底板岩体卸荷破坏的下限标准,从而削弱基本顶岩梁初次垮断的卸荷联动效应。

6 结 论

(1) 基本顶初次垮断后, 采空区中部跨中触矸底板处存在一压应力增高区, 位移由垮断前向上鼓起转变为向下压缩, 而煤壁端底板压缩变形加剧。

(2) 基本顶初次垮断后, 底板压力拱前拱脚垂直及水平应力分量增高; 而后拱脚位置由切眼煤壁端变换为触矸区域, 底板压力拱由极限跨距的单一拱结构变换为两宽度约为极限跨距一半的双拱结构, 且触矸区域底板应力分量增加; 在前后拱脚高应力挤压、动载荷及支承压力叠加作用下, 底板压力拱内侧岩体的卸荷应力增高。

(3) 采深增大, 煤壁端超前底板及触矸区域底板压应力增量与压缩变形量增高, 采场底板卸荷应力与卸荷变形量同步增加, 且卸荷应力(或卸荷变形量)高于压应力增量(或压缩变形量); 采深越大, 触矸区域底板水平应力增量越高, 且垂直应力增量的影响深度高于水平应力; 随最大应力变化量增大, 底板最大变形量近似非线性指数增长, 且垂直方向非线性增加最甚。

(4) 提出了预裂基本顶消除跨中触矸效应、提高支架工作阻力降低顶板垮断动载荷、降低底板应力卸荷起点与卸荷幅度等深部开采顶底板联动破坏控制技术, 现场应用有效避免了底板突水。

参考文献

- ## 6 结 论
- (1) 基本顶初次垮断后, 采空区中部跨中触研底板处存在一压应力增高区, 位移由垮断前向上鼓起转变为向下压缩, 而煤壁端底板压缩变形加剧。
- (2) 基本顶初次垮断后, 底板压力拱前拱脚垂直及水平应力分量增高; 而后拱脚位置由切眼煤壁端变换为触研区域, 底板压力拱由极限跨距的单一拱结构变换为两宽度约为极限跨距一半的双拱结构, 且触研区域底板应力分量增加; 在前后拱脚高应力挤压、动载荷及支承压力叠加作用下, 底板压力拱内侧岩体的卸荷应力增高。
- (3) 采深增大, 煤壁端超前底板及触研区域底板压应力增量与压缩变形量增高, 采场底板卸荷应力与卸荷变形量同步增加, 且卸荷应力(或卸荷变形量)高于压应力增量(或压缩变形量); 采深越大, 触研区域底板水平应力增量越高, 且垂直应力增量的影响深度高于水平应力; 随最大应力变化量增大, 底板最大变形量近似非线性指数增长, 且垂直方向非线性增加最甚。
- (4) 提出了预裂基本顶消除跨中触研效应、提高支架工作阻力降低顶板垮断动载荷、降低底板应力卸荷起点与卸荷幅度等深部开采顶底板联动破坏控制技术, 现场应用有效避免了底板突水。
- ## 参 考 文 献
- [1] 许延春, 黄磊, 俞洪庆, 等. 基于注浆钻孔数据集的注浆工作面底板突水危险性评价体系[J]. 煤炭学报, 2020, 45(3): 1150-1159.
- XU Yan-chun, HUANG Lei, YU Hong-qing, et al. Evaluation system for floor water inrush risk in grout-reinforced working faces based on grouting boreholes dataset[J]. **Journal of China Coal Society**, 45(3): 1150-1159.
- [2] 谢和平. “深部岩体力学与开采理论”研究构想与预期成果展望[J]. 工程科学与技术, 2017, 49(2): 1-16.
- XIE He-ping. Research framework and anticipated results of deep rock mechanics and mining theory[J]. **Advanced Engineering Sciences**, 2017, 49(2): 1-16.
- [3] 谢和平, 高峰, 鞠杨. 深部岩体力学研究探索[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 35(11): 2161-2178.
- XIE He-ping, GAO Feng, JU Yang. Research and development of rock mechanics in deep ground engineering[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2015, 35(11): 2161-2178.
- [4] 钱鸣高, 缪协兴, 许家林, 等. 岩层控制的关键层理论[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2000: 72-256.
- QIAN Ming-gao, MIU Xie-xing, XU Jia-lin, et al. Key strata theory in ground control[M]. Xuzhou: China University of Mining & Technology Press, 2000: 72-256.
- [5] 黄庆享. 采场老顶初次来压的结构分析[J]. 岩石力学与工程学报, 1998, 17(5): 521-526.
- HUANG Qing-xiang. Structural analysis of main roof stability during first weighting in longwall face[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 1998, 17(5): 521-526.
- [6] 施龙青, 韩进. 底板突水机理及预测预报[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2004.
- SHI Long-qing, HAN Jin. Floor water-inrush mechanism and prediction[M]. Xuzhou: China University of Mining & Technology Press, 2004.
- [7] WU Qiang, LIU Yuang-zhang, LIU Dong-hai, et al. Prediction of floor water inrush: the application of GIS-Based AHP vulnerable index method to Donghuantuo coal mine, China[J]. **Rock Mechanics and Rock Engineering**, 2011, 44: 591-600.
- [8] 宋文成, 梁正召. 承压水上开采倾斜底板破坏特征与突水危险性分析[J]. 岩土力学, 2020, 41(2): 624-634.
- SONG Wen-cheng, LIANG Zheng-zhao. Investigation on failure characteristics and water inrush risk of inclined floor mining above confined aquifer[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(2): 624-634.
- [9] 孟祥瑞, 徐铖辉, 高召宁, 等. 采场底板应力分布及破坏机制[J]. 煤炭学报, 2010, 35(11): 1832-1836.
- MENG Xiang-rui, XU Cheng-hui, GAO Zhao-ning, et al. Stress distribution and damage mechanism of mining floor[J]. **Journal of China Coal Society**, 2010, 35(11): 1832-1836.
- [10] WANG Jin-an, PARK Hyeong-dong. Coal mining above a confined aquifer[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 2003, 40(4): 537-551.
- [11] MENG Zhao-ping, SHI Xiu-chang, LI Guo-qing. Deformation, failure and permeability of coal-bearing strata during longwall mining[J]. **Engineering Geology**, 2016, 208:

69-80.

- [12] MAO De-qiang, LIU Zai-bin, WANG Wen-ke, et al. An application of hydraulic tomography to a deep coal mine: combining traditional pumping tests with water inrush incidents[J]. **Journal of Hydrology**, 2018, 567: 1-11.
- [13] 鲁海峰, 孟祥帅, 颜伟, 等. 采煤工作面层状结构底板采动稳定及破坏深度的圆弧滑动解[J]. **岩土力学**, 2020, 41(1): 166-174.
- LU Hai-feng, MENG Xiang-shuai, YAN Wei, et al. Circular sliding solution of mining stability and failure depth of floor layered structure on coal face[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(1): 166-174.
- [14] 李春元. 深部强扰动底板裂隙岩体破裂机制及模型研究[D]. 北京: 中国矿业大学(北京), 2018: 1-120.
- LI Chun-yuan. Fracture mechanism and its model of floor rock mass under strong disturbance in deep coal mining[D]. Beijing: China University of Mining & Technology (Beijing), 2018: 1-120.
- [15] 李振华. 薄基岩突水威胁煤层围岩破坏机理及应用研究[D]. 北京: 中国矿业大学(北京), 2010.
- LI Zhen-hua. Research on failure mechanism and application of surrounding rock about thin bedrock coal seam with threat of water inrush[D]. Beijing: China University of Mining & Technology (Beijing), 2010.
- [16] LAVISION GMBH. Product-manual for DaVis 8.3[M]. Göttingen, Germany: LaVision GmbH, 2015.
- [17] 钱鸣高, 石平五, 许家林. 矿山压力与岩层控制[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2010: 65-99.
- QIAN Ming-gao, SHI Ping-wu, XU Jia-lin. Mining pressure and strata control[M]. Xuzhou: China University of Mining & Technology Press, 2010: 65-99.
- [18] 单建, 吕令毅. 结构力学[M]. 南京: 东南大学出版社, 2004: 359-368.
- SHAN Jian, LÜ Ling-yi. Structural mechanics[M]. Nanjing: Southeast University Press, 2004: 359-368.
- [19] 徐秉业, 刘信声. 应用弹塑性力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1995: 409-467.
- XU Bing-ye, LIU Xin-sheng. Applied elastoplastic mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1995: 409-467.
- [20] 宋文成, 梁正召, 赵春波. 承压水上开采沿工作面倾向底板力学破坏特征[J]. **岩石力学与工程学报**, 2018, 37(9): 2131-2143.
- SONG Wen-cheng, LIANG Zheng-zhao, ZHAO Chun-bo. Mechanical failure characteristics of mining floor along working face inclination above confined water[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(9): 2131-2143.
- [21] 李建林, 王乐华, 等. 卸荷岩体力学原理与应用[M]. 北京: 科学出版社, 2016: 58-456.
- LI Jian-lin, WANG Yue-hua, et al. Theory of unloading rock mass mechanics and its engineering practice[M]. Beijing: Science Press, 2016: 58-456.
- [22] 李春元, 张勇, 彭帅, 等. 深部开采底板岩体卸荷损伤的强扰动危险性分析[J]. **岩土力学**, 2018, 39(11): 3957-3968.
- LI Chun-yuan, ZHANG Yong, PENG Shuai, et al. Strong disturbance hazard analysis of unloading damage for floor rock mass in deep coal mining[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2018, 39(11): 3957-3968.

上接第 3300 页

- [16] MARTNEZ-NISTAL A, VENIALE F, SETTI M, et al. A scanning electron microscopy image processing method for quantifying fabric orientation of clay geomaterials[J]. **Applied Clay Science**, 1999, 14(4): 235-243.
- [17] SUTTLE M D, GENG M J, RUSSELL S S. Shock fabrics in fine-grained micrometeorites[J]. **Meteoritics & Planetary Science**, 2017, 52(10): 2258-2274.
- [18] LIU Xin-yu, ZHANG Xian-wei, KONG Ling-wei, et al. Mechanical response of granite residual soil subjected to impact loading[J]. **International Journal of Geomechanics**, 2021, 21(6): 04021092.
- [19] BURLAND J B. On the compressibility and shear strength of natural clays[J]. **Géotechnique**, 1990, 40(3): 329-378.
- [20] ZHANG Xian-wei, LIU Xin-yu, CHEN Cheng, et al. Engineering geology of residual soil derived from mudstone in Zimbabwe[J]. **Engineering Geology**, 2020, 277: 105785.
- [21] POWERS M C. A new roundness scale for sedimentary particles[J]. **Journal of Sedimentary Research**, 1953, 23(2): 117-119.
- [22] ROCCHI I, COOP M R. The effects of weathering on the physical and mechanical properties of a granitic saprolite[J]. **Géotechnique**, 2015, 65(6): 482-493.
- [23] BARTON C M. Micromorphological soil-investigation work of Dr. D.-Lafeber[C]//Soil Microscopy Proceedings of the International Working Meeting on Soil Micromorphology. Kingston: [s. n.], 1974.