

特厚煤层底板断层破坏与顶板垮断联动效应的CFDEM模拟研究

李 浩¹, 唐世斌², 康志勤¹, 杨 栋¹, 马立强³

(1. 太原理工大学 原位改性采矿教育部重点实验室, 山西 太原 030000; 2. 大连理工大学 土木工程学院 岩石破裂与失稳研究所, 辽宁 大连 116024;
3. 中国矿业大学 矿业工程学院, 江苏 徐州 211116)

摘要: 特厚煤层采场空间大、覆岩扰动范围广, 顶板垮断产生的强扰动加卸荷载易导致底板断层破坏加剧。通过数值模拟研究特厚煤层底板断层突水与顶板垮断联动效应机理规律是开展水害防治的基础, 关键在于掌握加卸载下岩体渐进破坏与裂隙流耦合特征。构建加卸载下拉、剪损伤演化方程, 结合有效偏/球应力为基本变量的屈服准则与塑性势函数, 得到完整岩块的塑性损伤本构; 建立拉/剪、混合型加卸载过程中塑性位移与强度劣化关系, 以平方拉剪应力与B-K准则为初始、完全断裂准则, 形成非贯通裂隙断裂本构; 提出岩块分离、压缩、剪切判据, 结合实验数据建立离散块体间挤压、剪切摩擦本构与剪胀方程。基于质量/动量守恒、状态方程, 并结合流体体积与浸没边界方法, 形成裂隙岩体气-水二相流模拟理论。由此形成CFDEM数值计算程序, 并将加卸载下塑性损伤、断裂、挤压/摩擦、流体属性分别赋予实体单元(岩块)、黏聚力单元(非贯通裂隙)、接触对(贯通裂隙)、欧拉单元(水和气)。根据宁武煤田北部矿区工程地质条件, 建立特厚煤层底板断层突水与顶板垮断联动效应数值计算模型。结果表明: ① CFDEM耦合程序及相应的理论模型可数值实现特厚煤层覆岩及底板断层从(准)连续体到离散体转化, 以及地下水在裂隙中运移; ② 模拟条件下特厚煤层含断层底板的采动裂隙包络线呈W形, 最深处超过55 m位于断层及其上盘, 最浅处23 m位于断层下盘, 而无构造底板处的破坏深度为24~36 m, 已导通奥灰含水层; ③ 特厚煤层底板普遍出现二次破坏现象。表现为无构造底板在超前工作面处破坏深度为24.0~29.3 m, 但在采空区内普遍增加至31.5~36.0 m; 断层及其上盘在超前工作面处裂隙总开度为0.34~0.86 m, 但在采空区内迅速增加至3.6 m, 形成突水优势通道。④ 底板断层突水与顶板垮断联动效应的根源在于覆岩高位关键岩层垮断失稳、砌体梁下沉与二次断裂, 并导致底板二次破坏, 突水风险加剧。

关键词: 特厚煤层; 底板断层突水; 顶底板联动效应; CFDEM程序; 微震实验

中图分类号: TD745 文献标志码: A 文章编号: 0253-9993(2024)06-2615-15

CFDEM simulation on the linkage effect between floor faults failure and roof collapse in ultra-thick coal seam

LI Hao¹, TANG Shibin², KANG Zhiqin¹, YANG Dong¹, MA Liqiang³

收稿日期: 2023-07-21 修回日期: 2024-03-02 责任编辑: 王晓珍 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2023.0887

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(42102310); 山西省基础研究计划资助项目(20210302123106); 陕西省煤矿水害防治技术重点实验室开放基金资助项目(2021SKMS03)

作者简介: 李 浩(1991—), 男, 山西离石人, 副研究员, 博士研究生。E-mail: haolityut@163.com

引用格式: 李浩, 唐世斌, 康志勤, 等. 特厚煤层底板断层破坏与顶板垮断联动效应的CFDEM模拟研究[J]. 煤炭学报, 2024, 49(6): 2615~2629.

LI Hao, TANG Shibin, KANG Zhiqin, et al. CFDEM simulation on the linkage effect between floor faults failure and roof collapse in ultra-thick coal seam[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(6): 2615~2629.



移动阅读

(1. Key Laboratory of In-situ Property Improving Mining of Ministry of Education, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China; 2. Institute of Rock Instability and Seismicity Research, School of Civil Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 3. School of Mining Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China)

Abstract: The ultra-thick coal seam has a large mining space and a wide range of overburden disturbance. The strong disturbance of loading and unloading caused by the roof collapse can easily exacerbate the failure of floor faults. Studying the mechanism of the linkage effect between water inrush from the floor fault and roof collapse in ultra-thick coal seam through numerical simulation is the basis for water hazard prevention and control. The key lies in understanding the coupling characteristics of progressive rock failure and fracture flow under loading and unloading. In this study, the evolution equations of tension and shear damage under loading and unloading were constructed, and combined with the yield criterion and plastic potential function with effective partial/spherical stress as the basic variable, the plastic-damage constitutive model of intact rock was obtained. The relationship between plastic displacement and strength deterioration during tension/shear/mixed loading and unloading was established, using the square tensile shear stress and B-K criterion as initial and complete fracture criteria, the fracture constitutive model of non-penetrating fracture was formed. The separation, compression and shear criteria of discrete rock blocks were put forward, and the extrusion, shear friction constitutive and dilation equations between discrete blocks were established based on experimental data. Based on the conservation of mass/momentum, the equation of state, and combined with the method of fluid volume and immersion boundary, the simulation theory of gas-water two-phase flow in the fractured rock mass was formed. Thus, the CFDEM numerical calculation program was developed, and the plastic damage, fracture, extrusion/friction, and fluid properties under loading and unloading were assigned to solid elements (rock blocks), cohesion elements (non-penetrating cracks), contact pairs (penetrating cracks), and Euler units (water and gas) respectively. According to the engineering geological conditions in the northern mining area of Ningwu coalfield, a numerical calculation model of linkage effect between water inrush from floor fault and roof collapse in extra-thick coal seam was established. The results indicate that ① the CFDEM coupling program and corresponding theoretical models can numerically achieve the transformation of overlying rocks and floor faults in ultra-thick coal seams from quasi-continuous to discrete rock, as well as the migration of groundwater in fractures. ② Under simulated conditions, the mining fractures envelope line of the fault floor of the ultra-thick coal seam is w-shaped, with the deepest point exceeding 55 m located on the fault and its hanging wall, the shallowest point 23 m located on the footwall of the fault, and the failure depth at the intact floor is 24–36 m, which has already connected to the Ordovician limestone aquifer. ③ Secondary damage is commonly observed on the floor of ultra-thick coal seam. The failure depth of the intact floor at the advanced working face is 24.0–29.3 m, but it generally increases to 31.5–36.0 m in the goaf. The total cracks opening of the fault and its hanging wall at the advanced working face is 0.34–0.86 m, but it rapidly increases to 3.6 m in the goaf, forming a dominant channel for water inrush. ④ The linkage effect of water inrush from floor fault and roof collapse is rooted in the collapse instability of key strata in overlying strata, the sinking of masonry beams and the secondary fracture, which leads to the secondary damage of floor and aggravates the risk of water inrush.

Key words: ultra-thick coal seam; water inrush from floor faults; linkage effect of roof and floor; CFDEM program; micro-seismic experiment

我国华北型石炭—二叠纪煤田煤层往往受到底板奥陶系强岩溶含水层的威胁^[1]。据统计,该区域内高达570亿t煤炭资源储量受水害威胁而无法开采^[2],80%以上的底板突水事故与断层相关^[3]。长期以来,带压开采安全性往往根据“突水系数公式”^[4-5]判断,一定程度上满足了矿井安全生产需求。然而,突水系数指标忽略了底板突水与顶板垮断联动效应,难以解释“48%的采场底板突水出现在顶板来压时期”现象^[6],

导致在某些特定开采条件下预测结果与实际偏差很大,甚至发生突水灾害^[7]。

建立特厚煤层采动顶底板联动—突水理论模型及相应的耦合程序,是数值揭示特厚煤层底板断层突水与顶板垮断联动效应机理及响应特征的重要基础。目前,学者广泛基于“连续介质假设、孔隙介质模型”研究断层突水问题。ZHANG等^[8]和张鹏等^[9]基于连续介质假设与达西定律,建立损伤/未损伤条件下断层

渗透系数表达式,进而采用有限元软件 RFPA 研究采动底板断层力学响应,发现采动应力下断层内出现采动破坏带、有效隔水带和断层活化带,有效隔水区是防止突水的关键位置。YU 等^[10]认为断层内地下水流速较快,剪应力引起的能量耗散不能忽略,采用 Brinkman 方程描述地下水在断层内的非线性渗流过程,模拟研究表明断层带内存在压缩区,在该区域内水流速度、势能更高,可加重突水灾害。BAI 等^[11]以有限元(FEM)方法为基础,分别建立低流速的达西定律、高流速的 Brinkman 方程,采用 Comsol 软件模拟了断层延迟突水的情况,得出断层带滞后突水演化可分为断层活化、渗流所致断层弱化 2 个阶段。WU 等^[12]通过求解断层带的 Darcy–Brinkman 渗流方程,模拟了非线性突水过程。分析了断层宽度、破坏带宽度和断层渗透率对掌子面附近孔隙压力和流速的影响。LI 等^[13]和张玉军等^[14]采用 FLAC3D 模拟研究了含断层底板塑性破坏带的分布特征,结果表明从上盘开采时,正应力比从下盘开采时增加得更多,剪切应力分布变化剧烈,导致导水裂隙更容易从断层处开始并向逆工作面推进方向上方发育,与采动破坏带沟通形成突水通道。李先平等^[15]采用有限差分(FDM)FLAC3D 模拟研究发现煤层倾角 30° 条件下底板破坏深度最大且塑性区先导通断层,破坏深度随采深的增大而增大。

但是,上述底板破坏与突水模拟成果大多以连续介质假设、多孔介质模型为基础得到中厚煤层条件下底板塑性区/损伤带,而且多采用“采空区内充填材料”方式模拟顶板变形对底板的荷载影响。而特厚煤层采场空间大、覆岩扰动范围广、扰动应力强^[15],结合底板突水与顶板来压现场统计数据^[6],这意味着底板破坏/突水必然与覆岩运动存在联动效应,特别是在断层带附近,这种联动效应势必更加显著。具体而言,特厚煤层开采过程中,覆岩明显地出现连续介质→离散介质转化,覆岩运动进一步导致底板先后承受较大的超前支承压力、大幅卸载而后再随顶板垮落而加载。在此过程中,底板断层不仅出现连续介质的塑性变形与损伤,还会开裂;更重要的是,在采动底板断层裂隙内,地下水运移已非基于达西定律的“渗透系数”可以描述。仅仅基于连续介质假设、孔隙介质模型框架的 FEM、FDM 方法,很难完整模拟上述特厚煤层底板断层突水与顶板垮断联动效应。

鉴于此,笔者紧密围绕特厚煤层采动顶底板联动-突水特性,依次建立完整岩块塑性损伤、非贯通裂隙断裂、剪切循环下贯通裂隙响应以及裂隙岩体流体动力学方程,编制有限离散元-计算流体动力学(CFDEM)耦合程序。以宁武煤田北部 5 号煤层工作面过

断层群为工程背景,模拟研究特厚煤层底板断层突水与顶板垮断联动效应机理规律。该研究成果对含断层底板的安全带压开采、底板注浆设计等具有重要意义。

1 特厚煤采动顶底板联动-突水理论

根据于斌等^[16-17]的研究成果,特厚煤层开采将导致底板承受持续的大变化幅度的加卸荷载过程。在此过程中,采场围岩往往从准连续体转化为离散体,并出现一系列耦合响应:① 加卸载下完整岩块的塑性损伤;② 非贯通裂隙拉/剪加卸载断裂;③ 剪切循环下贯通裂隙力学响应;④ 贯通裂隙内流体运移,如图 1 所示。为数值揭示特厚煤层底板断层突水与顶板垮断联动机理,本节建立大变幅加卸载条件下岩体渐进破坏-贯通裂隙内气/水二相流基本方程,编制相应的流体动力学-有限离散元(CFDEM)流固耦合程序。

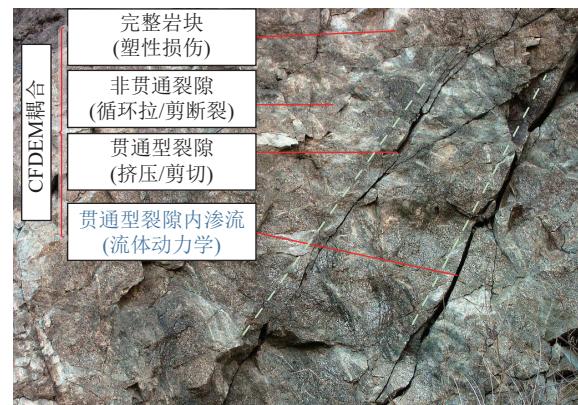


图 1 岩石破坏及裂隙流体运移示意

Fig.1 Schematic diagram of rock failure and fluid migration in fractures

在建立理论模型前,引入如下假设:① 岩体是由完整岩块、非贯通裂隙、贯通裂隙组成的结构体;② 完整岩块简化为各向同性的准连续介质;③ 非贯通裂隙是岩体的潜在断裂面;④ 地下水只能在贯通裂隙内运移,忽略完整岩块的透水性。

1.1 完整岩块塑性损伤规律

由实体单元表示完整岩块。在弹性阶段,完整岩块采用广义胡克定律^[18]。加卸载实验中,非弹性阶段将出现 2 个显著的现象:塑性应变(即每个循环卸载点位置不同)、弹性模量劣化(图 2)。上述加卸载现象可通过塑性损伤本构方程加以描述。

图 2 中, $\sigma_{s,com}$ 、 $\sigma_{s,ten}$ 分别为压、拉应力; $D_{s,0}$ 为未损伤时岩石单轴拉、压下的弹性模量; $\varepsilon_{s,com}^p$ 为单轴压缩下的塑性应变; $\varepsilon_{s,com}^{in}$ 为非弹性应变; $\varepsilon_{s,com}$ 、 $\varepsilon_{s,ten}$ 为压、拉总应变; $d_{s,com}$ 、 $d_{s,ten}$ 为压、拉荷载下的损伤变量。

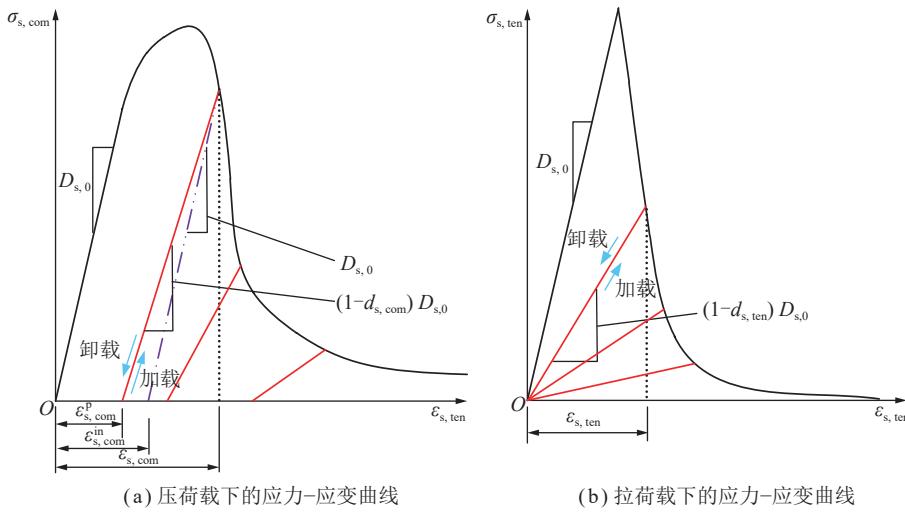


图 2 完整岩石加卸载应力-应变曲线示意

Fig.2 Schematic diagram of intact rock stress-strain curves under loading and unloading

假设当应力满足屈服函数条件(即塑性应变 $\varepsilon_s^p=0$ 时的加载函数),完整岩块进入塑性损伤阶段。在去除水压力、去除损伤的等效应力空间内,加载函数 F 表达式为

$$F = [q - 3Ap + B(\varepsilon_{s,com}^p) \cdot \langle \sigma_i \rangle^{\max} - C\langle \sigma_i \rangle^{\max}] / (1-A) - \sigma_s(\varepsilon_{s,com}^p) = 0 \quad (1)$$

式中, q 为偏应力; p 为球应力; A 、 $B(\varepsilon_{s,com}^p)$ 、 C 均为材料参数,详见文献[19]; $\langle \sigma_i \rangle^{\max}$ ($i=1, 2, 3$)为最大等效主应力; ε_s^p 为塑性应变矢量; $\sigma_s(\varepsilon_{s,com}^p)$ 为应力张量。

基于Helmholtz自由能表达式,在有效应力空间内,推导得到完整岩石塑性损伤本构关系:

$$\sigma_s = (\mathbf{I} - \mathbf{d}_s) \mathbf{D}_s (\varepsilon_s - \varepsilon_s^p) \quad (2)$$

其中, σ_s 为应力矢量; \mathbf{I} 为单位矩阵; \mathbf{D}_s 为刚度矩阵; ε_s 为总应变矢量; \mathbf{d}_s 为损伤张量,与图2中 $d_{s,tens}$ 、 $d_{s,com}$ 的关系详见文献[20]。

在此基础上根据图2关系,建立 $d_{s,tens}$ 、 $d_{s,com}$ 、 $\sigma_{s,tens}$ 、 $\sigma_{s,com}$,与 $\varepsilon_{s,com}^p$ 之间的关系:

$$d_{s,tens} = 1 - \sigma_{s,tens} / (D_{s,0} \varepsilon_{s,tens}) \quad (3)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} d_{s,com} = (\varepsilon_{s,com}^{in} - \varepsilon_{s,com}^p) D_{s,0} / [\sigma_{s,com} + D_{s,0}(\varepsilon_{s,com}^{in} - \varepsilon_{s,com}^p)] \\ \varepsilon_{s,com}^{in} = \varepsilon_{s,com} - \sigma_{s,com} / D_{s,0} \end{array} \right. \quad (4)$$

式(2)、(4)中尚存在未知变量 ε_s^p 。在等效应力空间中通过塑性力学理论求解。塑性力学加载函数 F 见式(1),塑性势函数 G 表达式为

$$G = [(\delta\sigma_t \tan \psi)^2 + (Bq)^2]^{1/2} - p \tan \psi \quad (5)$$

式中, δ 为 $q-p$ 平面内塑性势函数子午线在张拉区段的尖点曲率; σ_t 为单轴抗拉强度; ψ 为剪胀角; B 为塑

性势函数 G 在偏平面的形状参数。

通过以上各式,结合边界条件与控制方程即可求解完整岩块(或实体单元)在加卸载条件下的力学响应。

1.2 非贯通裂隙断裂规律

由黏聚力单元表示非贯通裂隙。准脆性岩石的断裂过程总可划分为弹性变形、韧性断裂2个阶段。在弹性变形阶段符合广义胡克定律。

当应力达到如下条件,岩石进入韧性断裂:

$$\left(\frac{\langle \sigma_{c,n} \rangle}{\sigma_{c,n}^{\text{peak}}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{c,s}}{\sigma_{c,s}^{\text{peak}}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{c,t}}{\sigma_{c,t}^{\text{peak}}} \right)^2 = 1 \quad (6)$$

其中, $\sigma_{c,n}$ 、 $\sigma_{c,s}$ 、 $\sigma_{c,t}$ ($\sigma_{c,n}^{\text{peak}}$ 、 $\sigma_{c,s}^{\text{peak}}$ 、 $\sigma_{c,t}^{\text{peak}}$)为黏聚力单元应力矢量 σ_c 的元素,表示法向和2个切向方向的(最大)应力; $\langle \rangle$ 为Macaulay符号。

根据笔者开展的加卸载断裂实验结果[20],进入韧性断裂阶段后,出现弹性模量降低、II型断裂下塑性位移显著特征。假设试件在纯I型断裂下塑性应变 $\varepsilon_{c,n}^p=0$,结合图2(b)得到加卸载条件下纯I型断裂本构:

$$\sigma_{c,n} = (1 - d_{c,n}) D_{c,n} \varepsilon_{c,n} \quad (7)$$

式中, $d_{c,n}$ 为I型断裂下的损伤变量; $D_{c,n}$ 为I型断裂下的弹性模量; $\varepsilon_{c,n}$ 为I型断裂下的张拉应变。

进一步假设纯II型加卸载下2个正交方向的剪切塑性应变 $\varepsilon_{c,s}^p$ 、 $\varepsilon_{c,t}^p \neq 0$,结合塑性应变 $\varepsilon_{c,n}^p=0$,因此在拉剪混合断裂下的塑性应变 $\varepsilon_{c,m}^p$ 全部由II型断裂贡献,即 $\varepsilon_{c,m}^p = \varepsilon_{c,sh}^p$,且总剪切应变 $\varepsilon_{c,sh}^p = \sqrt{(\varepsilon_{c,s}^p)^2 + (\varepsilon_{c,t}^p)^2}$ 。考虑到II型/混合型加卸载下出现试件弹性模量劣化、塑性应变现象(图2(a)),得到加卸载条件下纯II型韧

性断裂本构(式(8))。考虑到式(7)实则为式(8)在 $\varepsilon_c^p=0$ 的特殊情况,而混合型断裂又是I型、II型断裂的组合,因此大变幅加卸载下I/II混合型断裂本构也有如下表达形式:

$$\varepsilon_{c,j}^p = (\varepsilon_{c,j} - \sigma_{c,j}/D_{c,j}) - d_{c,j}\sigma_{c,j}/[(1-d_{c,j})D_{c,j}] \quad (8)$$

其中, $d_{c,j}$ 、 $D_{c,j}$ 、 $\sigma_{c,j}$ 、 $\varepsilon_{c,j}^p$ 、 $\varepsilon_{c,j}$ 分别为黏聚力单元的损伤变量、弹性模量、应力、塑性位移和总位移; j 表示剪切、拉/剪混合型断裂。加卸载条件下剪切与混合型断裂的区别,在于弹性模量、损伤演化曲线、总应变、应力不同。

以Benzeggagh-Kenane断裂准则^[21]作为岩石完全断裂的判据:

$$G_c^F = G_{c,n}^F + (G_{c,S}^F - G_{c,n}^F)\xi^\chi \quad (9)$$

式中, G_c^F 为混合型断裂模式下总断裂能; $G_{c,n}^F$ 、 $G_{c,S}^F$ 和 χ 分别为完全断裂时的张拉、剪切型断裂能及材料参数,通过实验获取; ξ 为断裂能混合比,表达式详见文献[20]。

1.3 剪切循环下贯通裂隙力学响应

当断裂能满足式(9),黏聚力单元完全断裂,将其删除并激活接触对,由此形成贯通裂隙。此时,裂隙两侧岩块可能出现分离、压缩、剪切摩擦状态。

当邻实体单元任意2个节点间距 $l>0$,岩块相互分离,相互作用力为0。直接计算体积力下岩块运动。

当 $l=0$,通过拉、剪应力分解程序^[20],若有 $\sigma_n\neq 0$,且贯通裂隙的剪应力 $\sigma_s=0$,则相邻岩块仅存在压缩,其本构关系为

$$\sigma_n = D_n N_{\max} n / (N_{\max} - n) \quad (10)$$

其中, σ_n 为压缩应力; N_{\max} 为结构面最大闭合量,根据三维形貌扫描确定; n 为结构面法向位移; D_n 为结构面法向模量,本文取值为其相邻岩块参数,并根据式(3)、(4)计算其损伤程度进而调整岩块 D_s 值。

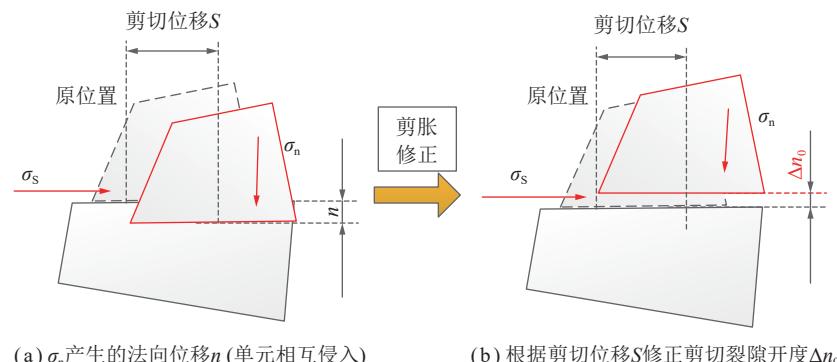


图3 剪切裂隙开度修正的示意

Fig.3 Schematic diagram of shear crack opening correction

当 $l=0$,且存在压缩、剪切摩擦(即 $\sigma_n\neq 0$ 、 $\sigma_s\neq 0$)。根据粗糙贯通裂隙的循环加卸载实验结果(3.2节),即第1次正向/负向加载剪切模量降低8.9%,剪切强度降低17.6%;而后的第3、第4、第5次剪切循环中,剪切强度分别比上一次循环降低0.7%、1.4%、1.1%。故本文假设,剪切循环中只有第1、第2次循环出现剪切模量与剪切强度降低;而在随后的循环中,认为贯通裂隙符合库仑滑移准则。

在此基础上,结合SARGIN等^[22]的研究成果并拟合实验曲线,建立第1、第2次循环剪切本构关系:

$$\sigma_s = \frac{(1-d_s)D_s S + \lambda \sigma_{s,p}(p_0-1)(S/s_p)^2}{1 + [(1-d_s)D_s s_p / (\lambda \sigma_{s,p}) - 2](S/s_p) + (1-d_s)D_s (S/s_p)^2} \quad (11)$$

其中, σ_s 、 $\sigma_{s,p}$ 分别为剪应力、峰值剪应力; D_s 为剪切刚度; d_s 为第1、第2次循环下剪切模量的损伤值; S 、 s_p 分别为剪切应力、峰值剪切位移; p_0 为材料参数; λ 为折减系数,表示剪切加卸载导致剪切强度降低,本文取值0.824;在第3次及以后的剪切循环剪切强度与法向力关系:

$$\sigma_s = \sigma_n \tan \varphi_r \quad (12)$$

其中, φ_r 为残余摩擦角。根据实验结果,确定此时剪切模量为初始值的0.55倍。

贯通型裂隙是主要的水流运移通道,其开度是决定过流能力的关键因素之一。在工程尺度有限离散元FDEM数值模拟中,岩体断裂面简化为平直裂隙。此时,处于分离状态的相邻实体单元间裂隙具有一定开度;但值得注意的是,数值得到纯剪切状态下的裂隙开度值往往为0甚至为负值,这是因为相邻实体单元之间的挤压力通过罚函数计算,这种方法允许相邻单元相互侵入(即裂隙开度为负,图3)。为便于开展计算流体动力学CFD模拟,以剪切加卸载实验结果为基础,结合LADANYI等^[23]的研究成果,确定剪胀方程为

$$\Delta n_0 = S^{k_1} (1 - \sigma_n / \sigma_U)^{0.001} \tan \psi_0 \quad (13)$$

其中, Δn_0 为剪胀引起的法向位移增量; σ_U 为相邻岩块的单轴抗压强度; ψ_0 为初始剪胀角; k_1 为材料参数, 反映了随加卸载次数增加, 剪切位移 S 对 Δn_0 的影响逐渐减弱, 且有 $k_1 = 0.89 - 0.23e^{-(N_{um}-1.12)/2.87}$, 其中 N_{um} 为剪切循环次数。由此, 在 FDEM 裂隙开度模拟结果的基础上, 根据加卸载次数修正剪切型裂隙开度。

1.4 贯通裂隙内流体动力学方程

在建立贯通裂隙内流体动力学方程前, 首先简要分析底板突水过程。采动应力往往导致工作面底板出现自上而下的裂隙带, 并随即在其中充满空气。若裂隙波及底板含水层, 则地下水自下而上逐渐占据裂隙内空气的空间, 并进入工作面。上述过程可简化为气-水二相流在贯通裂隙内迁移模型。在此基础上, 结合流体体积法 (VOF) 实现气-水二相边界追踪。二相流质量守恒方程为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (14)$$

其中, t 为时间; \mathbf{u} 为速度矢量。 ρ 表达式为

$$\rho = \rho_w V_p + \rho_a (1 - V_p) \quad (15)$$

式中, ρ_w 为水密度; ρ_a 为空气密度; V_p 为计算网格中的水的体积分数, 且有 $0 \leq V_p \leq 1$, 为变量。

动量守恒方程为

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \tau + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}_{st} \quad (16)$$

式中, p 为流体压力; \mathbf{g} 为重力加速度; \mathbf{F}_{st} 为水的表面张力; τ 为黏滞力引起的应力张量。

另外, 为使上述方程组封闭, 补充 Mie-Gruneisen 状态方程^[24]:

$$p = \rho c_0^2 \eta \quad (17)$$

式中, c_0 为材料常数, 取值为 1500 m/s; η 为名义体积压缩应变, $\eta = 1 - \rho_0 / \rho$, 其中 ρ_0 为参考密度, 取值为 1 000 kg/m³。

假设底板涌水的主要通道为采动裂隙, 并忽略完整岩块对渗流贡献。将式(18)~(23)确定的流体动力学属性赋予欧拉网格, 结合增强的浸没边界算法^[25]识别流-固接触边界, 从而将流体限制在采动裂隙内。并通过流体体积 VOF 方法, 在每个时间增量步内计算每个欧拉单元体积分数 (EVF), 实现裂隙内流体自由面的追踪和重构。结合 Hugoniot 条件^[26], 确定水-岩接触边界两侧流体法向/切向速度、压力、密度。

基于以上各式与模拟方法, 形成大变幅加卸载条

件下岩体渐进破坏本构模型、贯通裂隙内气水二相流基本方程。编制相应的流体动力学-有限离散元 (CFDEM) 流固耦合数值程序, 数值实现大变幅荷载下岩体从连续介质转化为离散介质, 以及贯通裂隙内二相流体运移过程 (图 4), 耦合过程详见文献[27]。

2 参数识别与理论模型验证

图 4 中, 岩体渐进破坏本构模型中涉及完整岩块塑性损伤、断裂本构方程已经被笔者验证^[20]。尚需验证剪切循环下贯通裂隙力学响应、贯通裂隙内流体动力学方程。

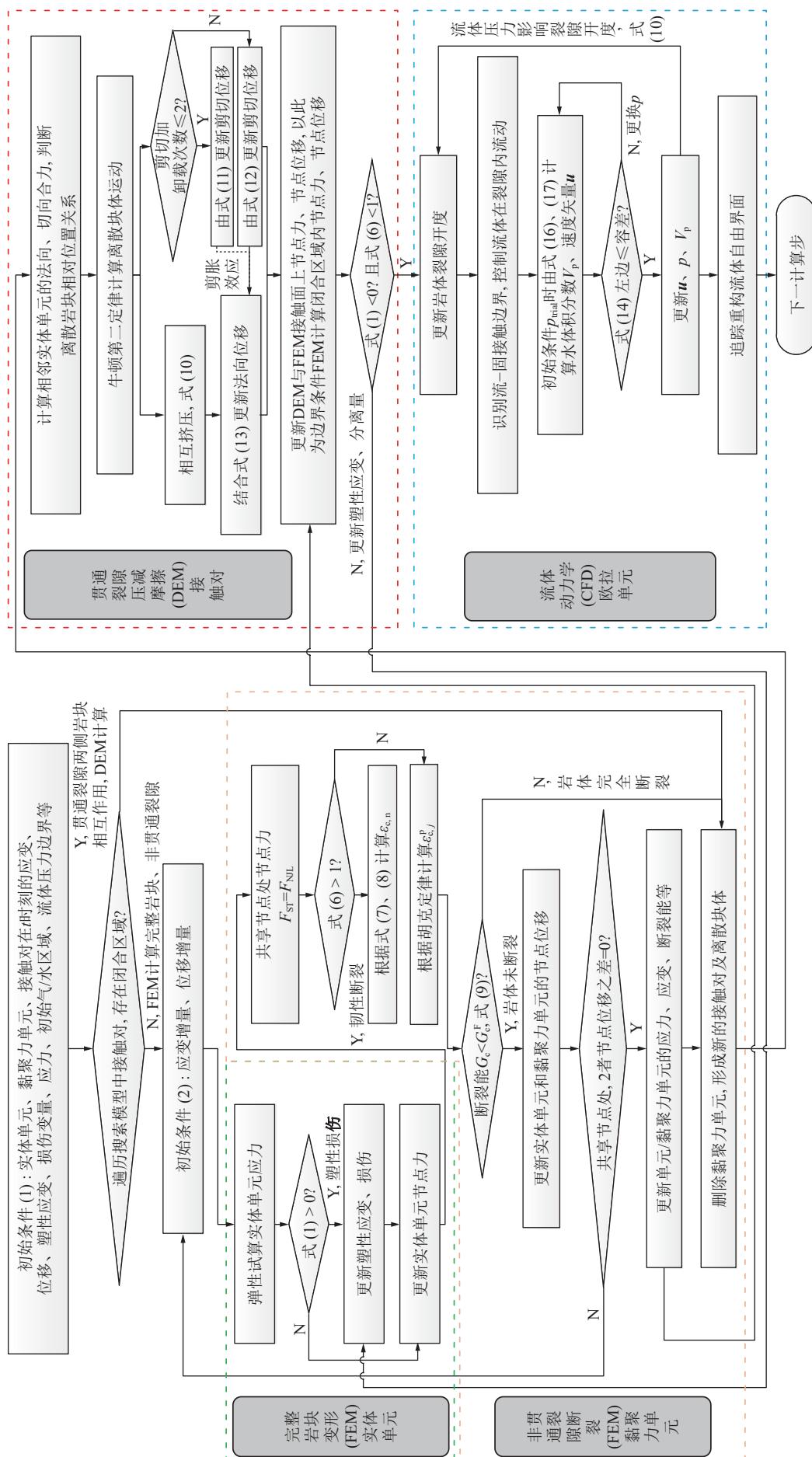
2.1 材料参数

完整岩块、非贯通裂隙的力学参数通过三轴压缩试验、三点弯曲实验及加卸载条件下的贯穿剪切实验获取^[20]。剪切循环下粗糙结构面压剪参数获取方法为: 由巴西劈裂法制备棱长为 100 mm 含单一粗糙结构面的立方体砂岩试件, 通过三维形貌扫描并计算 JRC 值, 选取 JRC 值接近的试件开展剪切循环加卸载实验。固定试件下盘; 在试件上盘施加法向力为 10 MPa, 剪切加载速率为 0.02 mm/min, 循环剪切位移幅值为 5.7 mm。当剪切位移达到 4 mm 时停止剪切方向加载, 并在裂隙进水口施加 0.5、1.5、2.5 MPa 水压力, 出口处设置水压力为 0, 监测出口处水流量。得到岩石力学参数见表 1。

2.2 理论模型验证

建立与剪切试验试件尺寸、边界条件一致的数值模型。立方体模型的棱长为 100 mm, y 方向中部有一贯通型裂隙。约束下盘 z 方向 2 个表面及底面的法向位移, 上盘顶面施加 10 MPa 法向荷载。为模拟加载压头, 在模型上盘 x 方向 2 个表面处紧贴布置 2 块刚板。通过刚板向试件施加 $v_x = 0.02$ mm/min 的位移载荷, 待切向位移达到 5.7 mm 后反向加载 $v_x = -0.02$ mm/min, 当切向位移为 -11.4 mm 时施加正向 $v_x = 0.02$ mm/min, 直至切向位移为 11.4 mm 为止。模型的粗糙裂隙由接触对表示, 赋予式(14)~(17) 力学属性; 其余部分采用实体单元, 赋予式(1)~(7) 力学属性。

为模拟贯通裂隙内流体运移, 与裂隙共对称轴布置欧拉域, 长 $x = 120$ mm, 宽 $y = 3$ mm, 厚度 $z = 100$ mm。待切向位移为 4 mm 时, 在欧拉域左边界施加水压边界 $p_r = 0.5, 1.5, 2.5$ MPa, 出口处设置水压力 $p_c = 0$ MPa; 其余欧拉边界处施加法向速度约束。初始时刻裂隙内充满空气。通过实验和 CFDEM 计算程序 (图 4) 得到实验与模拟结果如图 5 所示。总结上述模拟与实验结果, 可得:



注： p_{trial} 为试算水压； F_{st} 为实体单元节点力； F_{NUL} 为黏聚力单元节点力； G_e 为模拟所得断裂能。

Fig.4 CFDEM 耦合数值计算流程
Fig.4 CFDEM coupled numerical calculation process

表 1 材料参数

Table 1 Material parameters

岩性	$D_{c,n}/(MN \cdot m^{-1})$	$D_{c,s}/(MN \cdot m^{-1})$	$\sigma_{c,n}^{\text{peak}}/N$	$\sigma_{c,s}^{\text{peak}} = \sigma_{c,t}^{\text{peak}}/N$	χ	E/GPa	μ	c/MPa
细砂岩	1.10	19.27	790.29	5 695.38	2.77	20.11	0.21	15.22
砂质泥岩	0.71	2.71	452.95	3 226.76	2.19	15.33	0.25	9.88
泥岩	0.45	2.56	308.60	2 162.24	2.03	11.85	0.25	7.36
煤	0.43	1.98	215.78	1 420.50	1.78	10.21	0.28	4.77
粉砂岩	0.96	16.23	641.76	4 451.14	2.82	17.23	0.22	12.35
中砂岩	1.52	23.76	731.15	6 861.82	2.73	25.73	0.19	17.03
灰岩	3.66	37.28	1 023.10	10 435.72	2.25	41.56	0.19	22.70
断层带	0.32	1.53	176.10	1 220.63	1.97	6.52	0.30	3.73
岩性	$\phi/(^\circ)$	N_{\max}/mm	D_n/GPa	D_s/GPa	$\sigma_{s,p}/\text{MPa}$	s_r/mm	s_p/mm	$\psi/(^\circ)$
细砂岩	35	0.36	20.11	9.75	7.31	6.07	0.75	27
砂质泥岩	28	0.29	15.33	4.10	4.72	7.98	1.15	24
泥岩	23	0.20	11.85	0.94	2.71	9.62	2.87	20
煤	22	0.41	10.21	3.06	3.43	7.95	1.12	18
粉砂岩	32	0.27	17.23	7.24	6.07	6.91	1.06	25
中砂岩	41	0.41	25.73	11.55	10.75	4.79	0.66	31
灰岩	42	0.34	41.56	16.31	19.66	5.12	0.70	35
断层带	25	0.20	6.52	0.90	2.12	9.55	3.53	20

注: $D_{c,s}$ 为黏聚力单元的剪切模量; E 为完整岩石弹性模量; μ 为完整岩石泊松比; c 为完整岩石黏聚力; ϕ 为完整岩石内摩擦角; s_r 为残余剪位移。

(1) 图 5(a)~(c) 为剪切循环下的 Mises 应力结果。

由图 5(a)可知,在第 1 次正向加载过程中,上盘 Mises 应力最大值约为 16 MPa,出现在其右下角。接触对的应力总体上较为均匀,约为 8.5 MPa;随着上盘往 x 轴负向剪切滑移,接触对出现一定的应力集中,从第 1 次正向加载的 8.5 MPa 增加至 11.7 MPa(图 5(b)上盘左下角洋红色方框内),表明在负向加载过程中接触对出现一定程度的损伤,并导致剪切刚度降低(图 5(e));当上盘第 2 次正向加载时,接触对的应力集中范围扩大,从负向加载的 11.7 MPa 增加至 13.3 MPa,表明在第 2 次正向加载过程中接触对大范围损伤,粗糙裂隙突起被剪断,剪应力峰值消失(图 5(e))。表明接触对、相应力学属性及 FDEM 程序数值描述粗糙裂隙的合理性。

(2) 根据图 5(e)所示模拟与实验所得剪切循环下剪应力-剪位移关系曲线可知,第 1 次正向、负向、第 2 次正向加载过程中,最大剪应力实验(模拟)值分别为 7.75(8.43)、8.06(8.47)、6.32(6.93),偏差值为 5.1%~9.6%,总体上吻合较好。而峰值剪切位移实验(模拟)值分别为 1.94(2.88)、2.43(3.05)、2.16(3.20),偏差值为 25.5%~48.4%。模拟与实验所得峰值剪切位移偏差

较大的原因在于:数值模拟采用幅值加载模式避免加载刚板与试件之间的冲击,在剪切位移为 0~1 mm 时位移加载速率从 0 线性增加至 0.02 mm/min;同时,粗糙裂隙表面的复杂性导致在某一剪切位移下,剪应力与剪位移之间并不严格满足式(11)规律。但值得注意的是,峰值剪位移的绝对偏差值仅为试件尺寸的 1.1%,FDEM 方法总体满足工程所需。

(3) 图 5(d)反映了第 2 次正向剪切位移为 8.7 mm、入口压力 1.5 MPa 时裂隙渗流速度数值结果。结合图 5(f)可知,当入口处水压力为 0.5、1.5、2.5 MPa 时,出口处水流量实验(模拟)值分别为 8.7×10^{-6} (1.09×10^{-5})、 1.66×10^{-5} (2.05×10^{-5})、 2.18×10^{-5} (2.83×10^{-5}) m^3/s ,模拟与实验结果偏差为 23.4%~29.8%。CFD 数值模拟结果总体偏高,这是因为数值模型中贯通裂隙简化为平直裂隙,其水力开度大于粗糙裂隙;而粗糙裂隙存在局部接触区,导致该区域流体无法通过,而且接触区导致局部流速过快、惯性力较大而阻碍水流运移。上述结果表明,增强的浸没边界算法可有效将气-水二相流控制在裂隙内。相比较大井法等传统涌水量预测方法动辄 70% 以上的误差,CFD 方法总体满足工程所需,且涌水量结果偏于安全。

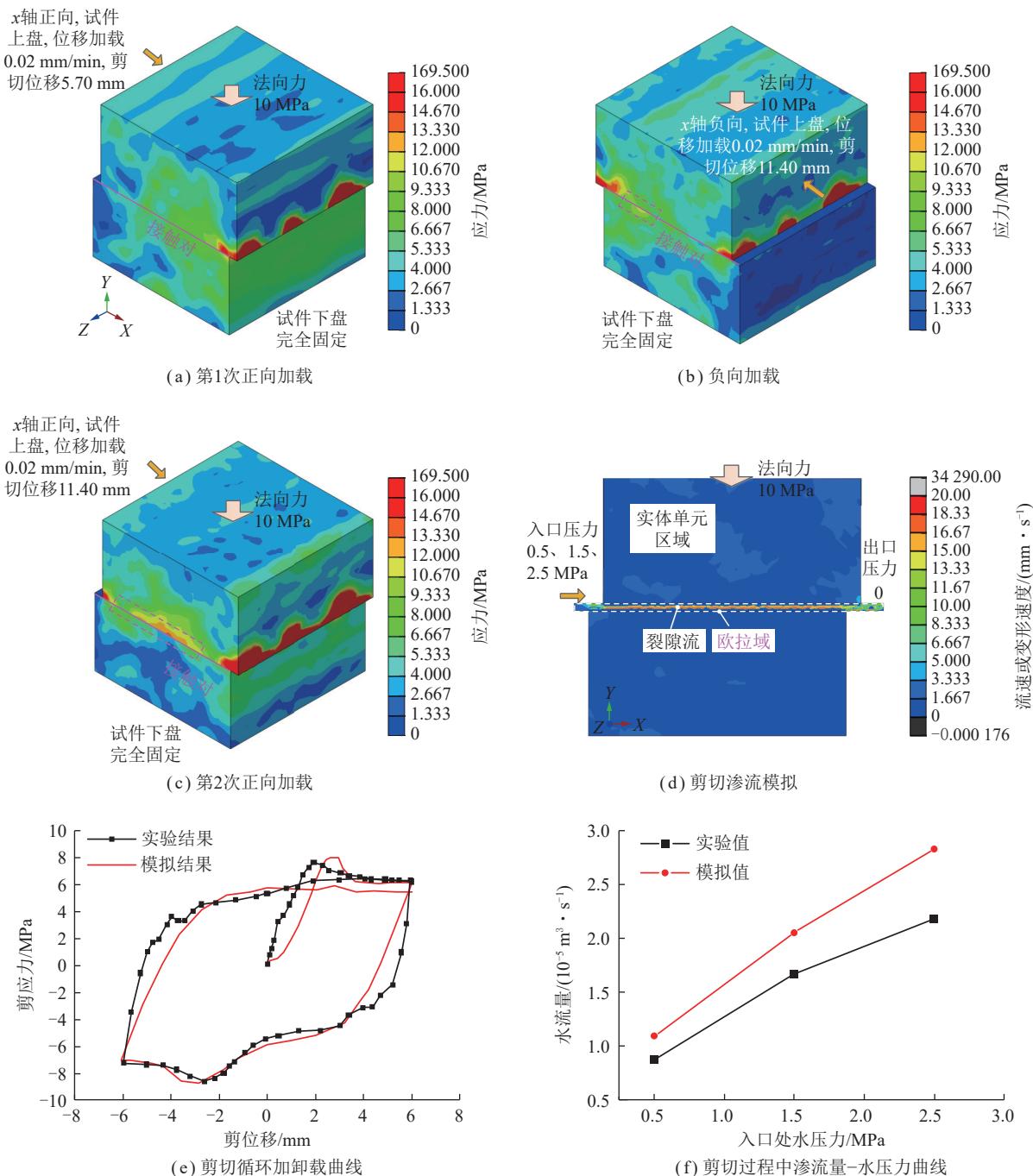


图5 加卸载剪切-渗流实验与CFDEM数值结果对比

Fig.5 Comparison of loading unloading shear and seepage experiment and CFDEM numerical results

3 特厚煤层底板断层突水-顶板垮断联动效应模拟

3.1 工程概况与数值模型

宁武煤田北部矿井主采石炭一二叠系5号煤层，其平均厚度16 m，开采深度约340 m。其上部2号煤已开采完毕。煤层底板主要含水层为奥陶系上马家沟组灰岩层，水压约1.4 MPa(突水系数0.046)。工作面推进方向上依次通过DF42(断距 $H=8$ m, 倾角 $\angle 70^\circ$)、DF43($H=5$ m, $\angle 50^\circ$)正断层。煤层与奥灰含

水层的间距最小为30 m，其中隔水性能较好的泥质岩层厚度仅为13.56 m。直接顶、基本顶分别为砂质泥岩(22 m厚)、粉砂岩(12 m厚)，其余岩层厚度如图6所示。在这种特厚煤层条件下，底板承受大变幅加卸载过程；这一联动力学响应在正断层附近尤为显著，易导致底板破坏带深度加深、裂隙开度增加，并诱发突水灾害。

为研究特厚煤层断层突水与顶板垮断联动效应，根据宁武矿5107工作面为工程背景建立如图4所示的CFDEM耦合模型。模型顶部为自由边界，对其余

5面施加法向约束位移,在高度方向设置重力。数值模型中:①流体部分由欧拉单元组成,赋予流体动力学属性(式(14)~(17))。考虑到多相流计算成本较高、流体在欧拉单元与FDEM相交的裂隙中流动,因此仅在断层附近布置长×高=100 m×40 m欧拉域(其底边界位于奥灰顶界),欧拉单元尺寸减小至 10^{-3} m。欧拉域底边界施加1.4 MPa水压力,而在欧拉域其他表面设置为法向速度为0的边界。②固体部分由实体单元(模拟完整岩块)、黏聚力单元(模拟非贯通裂隙)、接触对(模拟贯通裂隙)等组成,分别赋予塑性损伤(式(1)~(5))、断裂(式(6)、(7))、压缩-剪切(式(10)~

(13))力学属性。假设围岩内天然贯通裂隙符合泰森多面体分布形式^[28],灰岩、砂质泥岩、砂岩、泥岩、断层带内天然贯通裂隙间距为25.7、15.2、17.8、11.2、1.5 m(图6红色折线)。在天然结构面之间划分实体单元,单元边界为潜在断裂面,各岩层的潜在断裂面间距分别为6.1、4.8、5.5、4、0.6 m。各岩层及流体力学参数见表1。在此基础上,依次开采2号、5号煤工作面,通过CFDEM数值程序(图4)计算特厚煤层采动过程中覆岩运动、采动应力、底板裂隙与流体速度场,揭示特厚煤层断层突水与顶板垮断联动效应机理。

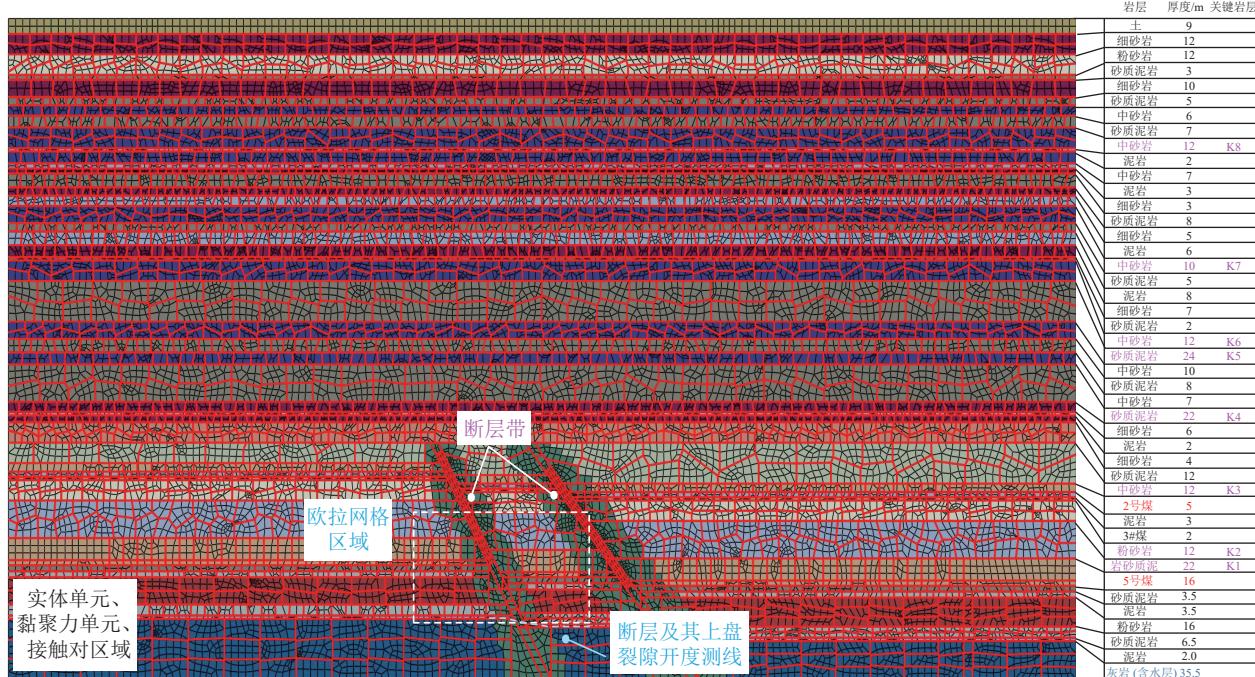


图6 工程地质特征与数值模型

Fig.6 Engineering geological characteristics and numerical model

3.2 模拟结果

通过以上数值模型得到特厚煤层底板断层裂隙与顶板运动数值结果如图7所示。

当工作面推进至 $L=126$ m(图7(a)),工作面上方K1~K7硬厚岩层形成的悬臂梁逐渐向采空区延伸,其中高位的K7岩层悬顶距最大达到61 m,叠加工作面前方软弱断层带的影响,导致超前支承压力峰值达到29.4 MPa(应力集中系数3.46),位于工作面前方36 m处。而在采空区内,受K4、K5与K6悬臂梁保护使得工作面后方底板所受竖向荷载迅速减小至-0.4 MPa(拉力);在远离工作面的采空区,底板竖向压力逐渐恢复至4~8 MPa。此时,底板裂隙主要出现在距离断层44.1 m的采空区,以及超前工作面的断层上盘处。由于断层带力学性能较差,在其附近形成压力拱

(图7(a)底板洋红色直线),为断层下盘提供高达8.2~11.5 MPa的围压,使得距断层14.8~44.1 m的下盘几乎没有裂隙出现;而在上盘,尽管竖向应力只有4~7 MPa,但是第一主应力与水平方向倾角约65°,出现较大的拉应力分量,使其破坏严重。此时,超前工作面的底板破坏深度为29 m,位于工作面前方14.4 m处(A_2 点)。

当工作面推进至 $L=147$ m(图7(b)),K7岩层断裂,导致K5、K6砌体梁与其相邻的悬臂梁相对错动(A_1 点),使得K3悬臂梁、砌体梁断裂(图7(b)顶板浅绿色方框),超前支承压力峰值降至24.3 MPa(应力集中系数2.86),此时,超前工作面底板破坏深度为28.7 m;工作面后方采空区竖向应力大幅降低至0.5 MPa,而后增加至4.9~11 MPa(高于 $L=126$ m时4~8 MPa)。

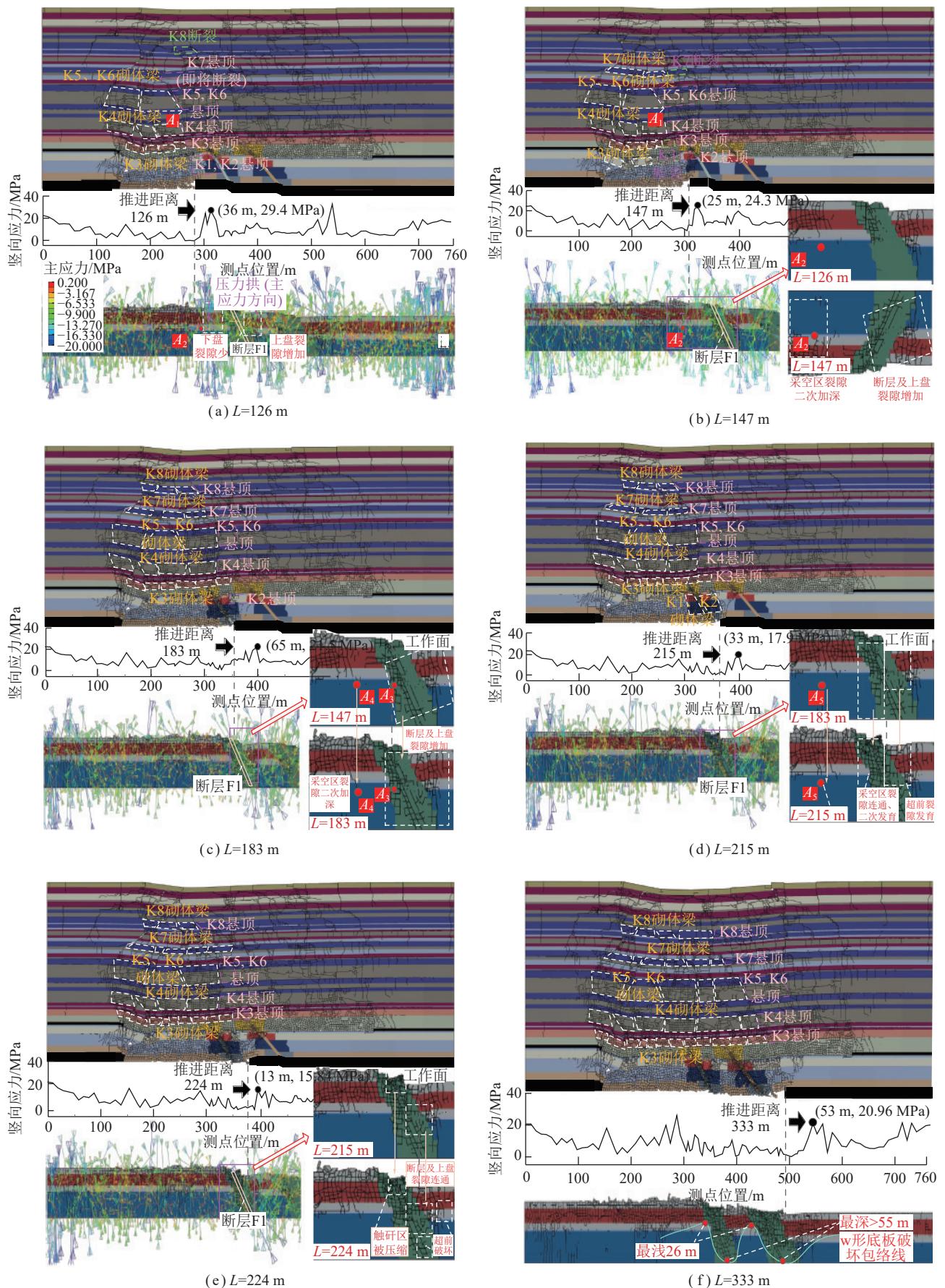


图 7 特厚煤层工作面不同推进距离下顶-底板联动效应模拟结果(裂隙、竖向应力与主应力矢量)

Fig.7 Simulation results of the roof-floor linkage effect under different advancing distances in ultra-thick coal seam working face

上述中位关键层垮断及由此产生的大变幅荷载将导致底板“二次破坏”。具体而言：①底板 A_2 点破坏深度为29 m($L=126$ m)，而工作面推进至 $L=147$ m时 A_2 点破坏深度为31.5 m，裂隙加深了2.5 m。这是因为当工作面从 $L=115$ m推进至147 m时， A_2 点从双向压应力转化为拉/剪应力（图8(a)），而根据式(8)，拉/剪复

杂应力下的断裂能远小于纯剪切断裂能，导致“底板裂隙二次加深”。② $L=147$ m时断层带压力拱右支主应力倾角达到56°，导致断层及其上盘中拉应力分量更大，加剧裂隙发育。③上述因素导致测线处（图6浅蓝色虚线）的裂隙总开度从0.34 m($L=126$ m)增加至0.66 m($L=147$ m)。

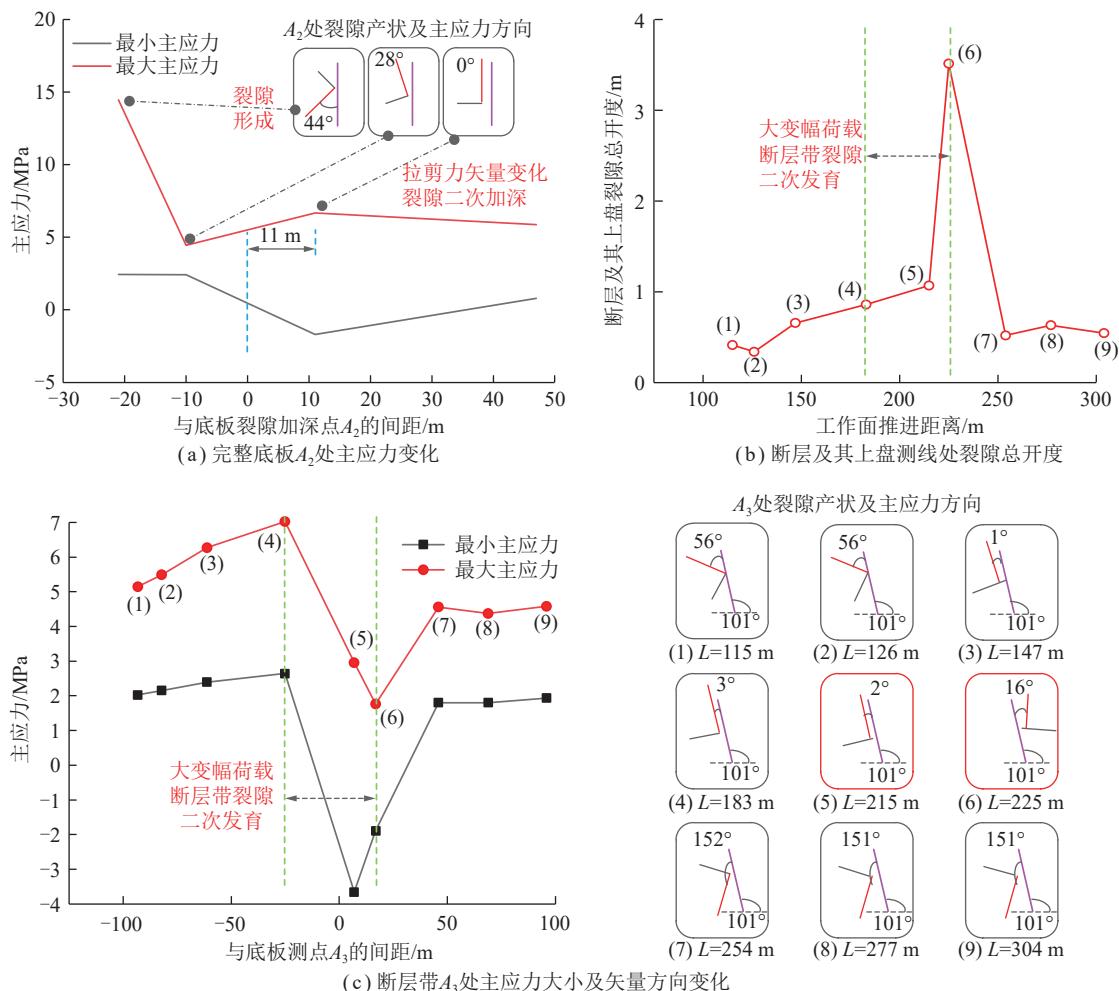


图8 覆岩运动下底板应力及裂隙开度变化

Fig.8 Changes in stress and crack opening of the floor under overlying rock movement

当工作面推进至 $L=183$ m（图7(c)），高位关键层K7的悬顶距从65 m($L=147$ m)降至50 m($L=183$ m)，叠加断层上盘破裂、承载力降低，导致超前支承压力峰值降至21.5 MPa(应力集中系数2.53)，位于工作面前方65 m处。而在采空区内，竖向应力普遍在5.1~6.9 MPa。上述高位岩层破断引起底板出现“二次破坏”：①K4和K5砌体梁下沉使 A_4 点经历大变幅加载过程，导致该处贯通裂隙从29.3 m二次加深至35.1 m；②断层带上盘 A_3 处剪力/压力从6.3 MPa/2.6 MPa增至7.2 MPa/2.8 MPa，剪力增加幅度更大，导致剪切型裂隙出现，“测线处”裂隙总开度从0.66 m

($L=147$ m)增加至0.86 m($L=183$ m)，如图8(c)所示。

当工作面推进至 $L=215$ m（图7(d)），K7砌体梁的最大下沉量达1.7 m，使K4、K7悬臂梁端部破碎，悬顶距减至46 m，导致超前支承压力降至17.9 MPa；此外，上覆岩层下沉导致K3砌体梁二次断裂，使得采空区内底板竖向应力普遍增加至6.9~10.6 MPa。值得注意的是，在工作面后方69 m的采空区处，由于上覆岩层下沉以及K1、K2砌体梁回转，导致如下力学响应：① A_5 点经历大变幅加载过程，剪力/压力从9.9 MPa/3.1 MPa变化为11.5 MPa/-1.4 MPa，导致完整底板在采空区内贯通裂隙从26.1 m二次加深至31.5 m。

②大幅卸压导致断层带 16 m 以浅的裂隙大范围相互贯通; ③在断层带内, 尽管第一主应力 σ_1 从 7.2 MPa 降低至 3.1 MPa, 但是最小主应力 σ_3 从压力转变为拉力 (-3.7 MPa, 图 8(b)), 拉/剪裂隙出现并导致“测线”处(图 6 淡蓝色虚线)裂隙总开度从 0.86 m($L=183$ m)增加至 1.07 m($L=215$ m), 如图 8(c) 所示, 断层及其上盘的突水风险增加(图 9)。

当工作面推进至 $L=224$ m(图 7(e)), 工作面推过断层 27 m, 超前支承压力降低至 15.84 MPa, 位于工作面前方 13 m 位置处。此时, 断层带 A_3 点位于 K4 与 K5/K6 悬臂梁下方而卸压, 且 σ_1 与 σ_3 从 7.2 MPa/2.8 MPa 降至 1.8 MPa/-2 MPa(拉力)。在这种大变幅加卸载条件下, 出现如下力学响应: ①断层带与上盘

裂隙相互连通; ②“测线”处(图 6 淡蓝色虚线)裂隙总开度快速增加值 3.6 m(图 8(c)), 在断层及其上盘形成优势导水通道(图 9)。在上述图 7(e) 基础上, 进一步开展底板突水 CFD 数值模拟。由图 9 可知, 模拟条件下, 断层带及其上盘 33.6 m 范围内是主要的底板充水路径, 突水水量占总涌水量的 80% 以上。断层带及上盘裂隙内水流速度最大值分别为 44.25、87.49 m/h, 使得采空区涌水量达到 118.74 m³/h。

当工作面推进至 $L=333$ m(图 7(f)), 超前支承压力增加至 20.96 MPa, 位于工作面前方 53 m 位置处。此时, 覆岩垮落并将底板断层带压实, “测线”处(图 6 淡蓝色虚线)裂隙总开度降低至 0.6 m 左右(图 8(c))。

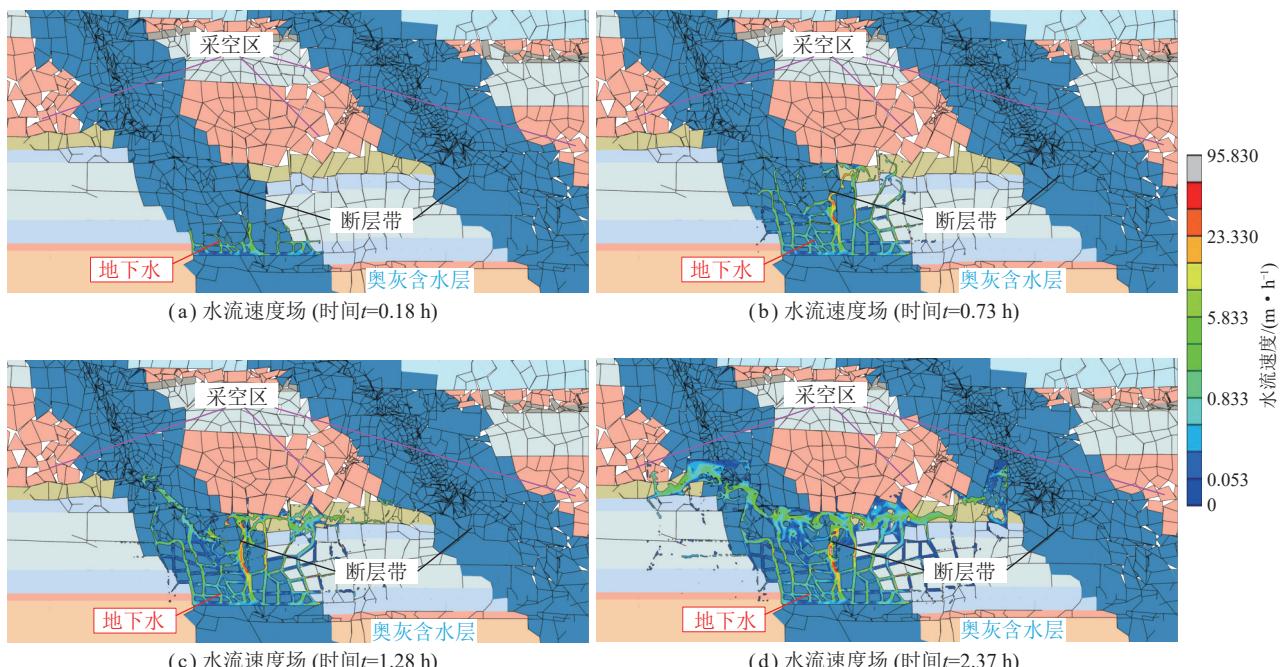


图 9 特厚煤层采动底板断层突水模拟结果

Fig.9 Simulation results of water inrush from faults in the mining floor of ultra-thick coal seam

4 特厚煤层顶底板微震原位试验

采动岩体破坏产生微震声波, 据此判断底板破坏深度。共布置 17 个检波器测站, 其中在工作面巷道内 15 个, 另布置 2 个垂深为 20 m 的深孔测站。自工作面推进至 120 m 时开始监测, 实时采集微震数据, 经反演定位后确定围岩破裂位置。微震事件沿采场走向的分布如图 10 所示。

工作面推进至 126 m(图 10(a)), 距断层约 85 m, 此时工作面前方 25~90 m 的断层下盘无微震事件, 表明该处裂隙发育很少。在超前工作面处, 完整底板破坏深度 28 m。

工作面推进至 196 m(图 10(b)), 顶板 210 m 范围

内的岩体出现大面积运动破坏, 叠加断层带力学性能较差的缘故, 导致底板断层及其上盘岩体严重破坏, 最深处达 82 m。值得注意的是, 采空区内底板破坏深度从 28 m 增加至 36 m。

工作面推进至 256 m(图 10(c)), 断层下盘裂隙发育不明显, 但推进至 276 m 时(图 10(d)), 垂距 200 m 范围内的 K7 及 K4/K5 顶板再次断裂, 导致超前工作面底板破坏深度增加至 29 m, 而在采空区底板出现明显的二次破坏现象。

以上原位实测结果表明, 高位关键岩层垮断失稳是造成底板二次破坏的根本原因, 而力学性能较差的断层带导致底板破坏深度更深。

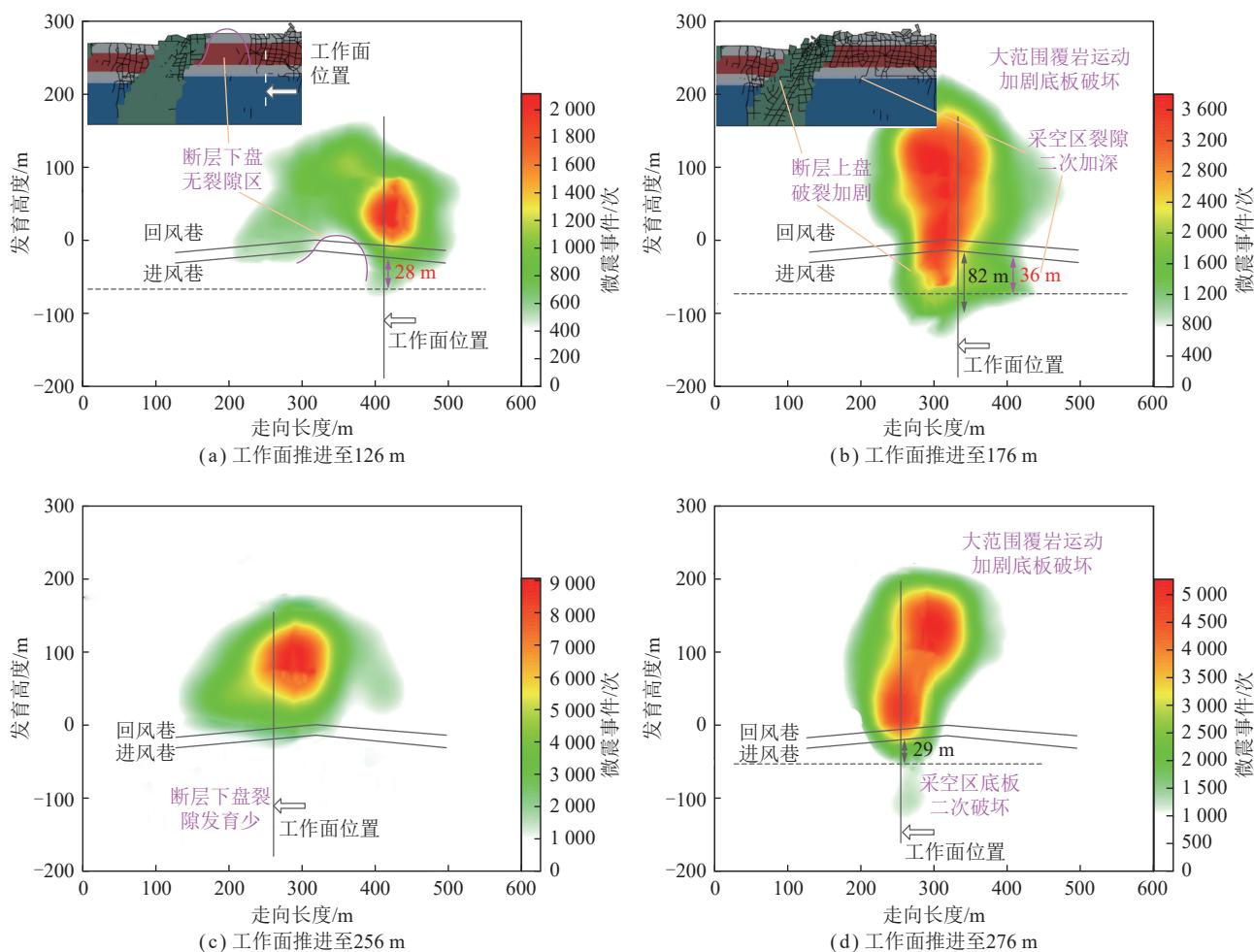


图 10 沿煤层走向采场顶底板微震事件分布

Fig.10 Distribution of microseismic events on the roof and floor of the working face along the direction of the coal seam

5 结 论

(1) CFDEM 耦合程序及相应的大变幅加卸载下岩体渐进破坏-贯通裂隙内气/水二相流理论模型, 可数值实现特厚煤层覆岩及底板断层从(准)连续体到离散体转化, 以及地下水在裂隙中运移。

(2) 模拟条件下, 特厚煤层含断层底板的采动破坏包络线呈 W 形。最深处位于断层及其上盘(超过 55 m), 最浅处位于断层下盘 31 m 范围内(深度 23 m), 而无构造底板处的破坏深度为 24~36 m。底板导水裂隙已连通奥灰含水层, 具有突水风险。

(3) 模拟条件下, 断层下盘处超前支承压力集中系数达 3.46, 但底板裂隙发育最浅; 断层及其上盘的超前支承压力集中系数 2.53, 但是底板裂隙发育最深、裂隙总开度最大。表明经典的布辛尼斯克解并不完全适用于特厚煤层、含断层底板的破坏深度判断。

(4) 特厚煤层底板普遍出现二次破坏现象。在模拟条件下, 无构造底板在超前工作面处破坏深度为 26.0~29.3 m, 但在采空区内普遍增加至 31.5~36.0 m; 底板突水优势通道位于断层及其上盘。在超前压

下裂隙总开度为 0.34~0.86 m, 而在采空区卸荷后迅速增加至 3.6 m。

(5) 特厚煤层底板断层突水与顶板垮断联动效应的根本原因在于顶板高位关键岩层垮断失稳, 导致底板出现频繁的大变幅加卸载应力, 使得底板二次破坏(即破坏深度、裂隙开度增加)。

参考文献(References):

- [1] 武强. 煤矿防治水手册[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 2013.
- [2] 董书宁, 刘其声, 王皓, 等. 煤层底板水害超前区域治理理论框架与关键技术[J]. 煤田地质与勘探, 2023, 51(1): 185~195.
- [3] DONG Shuning, LIU Qisheng, WANG Hao, et al. Theoretical framework and key technology of advance regional control of water inrush in coal seam floor[J]. Coal Geology & Exploration, 2023, 51(1): 185~195.
- [4] HU Y, SUN J, LIU W Q, et al. The evolution and prevention of water inrush due to fault activation at working face No. II 632 in the Hengyuan coal mine[J]. Mine Water and the Environment, 2019, 38(1): 93~103.
- [5] 隋旺华. 矿山采掘岩体渗透变形灾变机理及防控 II: 底板突水[J]. 工程地质学报, 2022, 30(6): 1849~1866.

- SUI Wanghua. Catastrophic mechanism and its prevention and control of seepage deformation and failure of mining rock mass II: A review of water inrush from seam floor[J]. *Journal of Engineering Geology*, 2022, 30(6): 1849–1866.
- [5] SHI L Q, QIU M, WANG Y, et al. Evaluation of water inrush from underlying aquifers by using a modified water-inrush coefficient model and water-inrush index model: A case study in Feicheng Coalfield, China[J]. *Hydrogeology Journal*, 2019, 27(6): 2105–2119.
- [6] 李春元, 左建平, 张勇. 深部开采底板破坏与基本顶岩梁初次垮断的联动效应[J]. 岩土力学, 2021, 42(12): 3301–3314.
- LI Chunyuan, ZUO Jianping, ZHANG Yong. The linkage effect between floor failure and first weighting of the main roof in deep longwall mining[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2021, 42(12): 3301–3314.
- [7] 虎维岳. 矿山水害防治理论与方法[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 2005.
- [8] ZHANG D J, WANG J D, GUO S, et al. Research on the underground water inrush mechanism based on the influence of fault[J]. *Geotechnical and Geological Engineering*, 2022, 40(7): 3531–3550.
- [9] 张鹏, 朱学军, 孙文斌, 等. 采动诱发充填断层活化滞后突水机制研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(3): 136–143.
- ZHANG Peng, ZHU Xuejun, SUN Wenbin, et al. Study on mechanism of delayed water inrush caused by mining-induced filling fault activation[J]. *Coal Science and Technology*, 2022, 50(3): 136–143.
- [10] YU H T, ZHU S Y, XIE H D, et al. Numerical simulation of water inrush in fault zone considering seepage paths[J]. *Natural Hazards*, 2020, 104(2): 1763–1779.
- [11] BAI J W, DUAN S L, LIU R T, et al. Evolution of delayed water inrush in fault fracture zone considering time effect[J]. *Arabian Journal of Geosciences*, 2021, 14(11): 1001.
- [12] WU J, WANG X T, WU L, et al. Numerical simulation of water inrush in a tunnel crossing faults: impacts of fault width, damage zone width, and fault permeability[J]. *Arabian Journal of Geosciences*, 2022, 15(6): 540.
- [13] LI C, XU Z J. Numerical modeling and investigation of fault-induced water inrush hazard under different mining advancing directions[J]. *Mathematics*, 2022, 10(9): 1561.
- [14] 张玉军, 张志巍, 肖杰, 等. 承压水体上煤层底板下位隐伏断层采动突水机制研究[J]. 煤炭科学技术, 2023, 51(2): 283–291.
- ZHANG Yujun, ZHANG Zhiwei, XIAO Jie, et al. Study on mining water inrush mechanism of buried fault under coal seam floor above confined water body[J]. *Coal Science and Technology*, 2023, 51(2): 283–291.
- [15] 李先平. 不同因素影响下含断层构造倾斜煤层底板损伤及断层活化突水规律数值模拟研究[D]. 青岛: 山东科技大学, 2021.
- LI Xianping. Numerical simulation study on the damage of inclined coal floor with fault structure and the law of water inrush under the influence of different factors[D]. Qingdao: Shandong University of Science and Technology, 2021.
- [16] 于斌, 匡铁军, 杨敬轩, 等. 特厚煤层开采坚硬顶板覆岩结构及其演化特征分析[J]. 煤炭科学技术, 2023, 51(1): 95–104.
- YU Bin, KUANG Tiejun, YANG Jingxuan, et al. Analysis of overburden structure and evolution characteristics of hard roof mining in extremely thick coal seam[J]. *Coal Science and Technology*, 2023, 51(1): 95–104.
- [17] 于斌, 郊阳, 匡铁军, 等. 大空间采场远近场坚硬顶板井上下控制理论及技术体系[J]. *煤炭学报*, 2023, 48(5): 1875–1893.
- YU Bin, TAI Yang, KUANG Tiejun, et al. Theory and technical system of control of far-near field hard roofs from ground and underground in a large space stope[J]. *Journal of China Coal Society*, 2023, 48(5): 1875–1893.
- [18] RUBIN M B. A new approach to modeling the thermomechanical, orthotropic, elastic-inelastic response of soft materials[J]. *Mechanics of Soft Materials*, 2018, 1(1): 3.
- [19] 李浩, 白海波, 武建军, 等. D-P 随机损伤本构模型及其在预防陷落柱突水中的应用[J]. 岩土力学, 2018, 39(12): 4577–4587.
- LI Hao, BAI Haibo, WU Jianjun, et al. D-P stochastic damage constitutive model and its application in preventing water inrush of Karst collapsed column[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(12): 4577–4587.
- [20] 李浩, 白海波, 马立强, 等. 双系煤层采动导水裂隙演化规律的FDEM耦合模拟研究[J]. 煤炭学报, 2022, 47(12): 4443–4454.
- LI Hao, BAI Haibo, MA Liqiang, et al. Research on the evolution law of water flowing fractures in the Jurassic and Carboniferous coal seams based on FDEM simulation[J]. *Journal of China Coal Society*, 2022, 47(12): 4443–4454.
- [21] BENZEGGAGH M L, KENANE M. Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus[J]. *Composites Science and Technology*, 1996, 56(4): 439–449.
- [22] SARGIN M. Stress-Strain relationships for concrete and analysis of structural concrete sections[J]. Study, Solid Mechanics Division, University of Waterloo, Waterloo, Ontario, Canada, 1971.
- [23] LADANYI B, ARCHAMBAULT G. Simulation of shear behavior of a jointed rock mass [C]// ARMA US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium. ARMA, 1969: ARMA-69-0105.
- [24] HEUZÉ O. General form of the Mie–Grüneisen equation of state[J]. *Comptes Rendus Mécanique*, 2012, 340(10): 679–687.
- [25] GRIFFITH B E, HORNUNG R D, MCQUEEN D M, et al. An adaptive, formally second order accurate version of the immersed boundary method[J]. *Journal of Computational Physics*, 2007, 223(1): 10–49.
- [26] GAVRILYUK S L, GOBIN H. Rankine–Hugoniot conditions for fluids whose energy depends on space and time derivatives of density[J]. *Wave Motion*, 2020, 98: 102620.
- [27] 李浩, 武艳霞, 武鹏飞, 等. 一种采动覆岩导水通道演化的模拟方法: CN113378410B[P]. 2023-06-16.
- [28] PANZA E, AGOSTA F, ZAMBRAZO M, et al. Structural architecture and Discrete Fracture Network modelling of layered fractured carbonates (Altamura Fm., Italy)[J]. *Italian Journal of Geosciences*, 2015, 134(3): 409–422.