曹安业, 赵卫卫, 王崧玮, 等. 近场厚硬顶板井下定向水力压裂防冲机理[J]. 采矿与岩层控制工程学报, 2026, 8(5): 053514.
CAO Anye, ZHAO Weiwei, WANG Songwei, et al. Mechanism of rock burst prevention by underground directional hydraulic fracturing for a near-field thick-hard roof[J]. Journal of Mining and Strata Control Engineering, 2026, 8(5): 053514.

近场厚硬顶板井下定向水力压裂防冲机理

曹安业[1,2], 赵卫卫[2], 王崧玮[1], 秦续峰[3], 石智义[2], 李　东[4], 郭文豪[1], 温颖远[1]

(1. 新疆大学 地质与矿业工程学院, 新疆 乌鲁木齐　830046; 2. 中国矿业大学 矿业工程学院, 江苏 徐州　221116; 3. 内蒙古伊泰广联煤化有限责任公司, 内蒙古 鄂尔多斯　017200; 4. 应急管理大学 矿山安全学院, 河北 廊坊　065201)

摘　要: 针对近场坚硬顶板型冲击地压防治中井下定向水力压裂防冲机理尚不明确的问题, 以内蒙古某矿 302 工作面为工程背景, 采用理论分析、数值模拟与工程试验相结合的方法, 研究了压裂采场覆岩运移与结构破断、应力演化与能量释放特征, 揭示了其防冲机理。理论分析结果表明: 近场厚硬顶板工作面采动应力峰值随顶板破断步距的减小而降低, 压裂通过改变岩层破断角和周期破断形式, 来实现采动应力调控。数值模拟结果表明: 与未压裂模型相比, 压裂后近场关键层破断角均值增大 14.4°, 初次和周期破断接触力峰值分别降低 32.8% 和 19.9%; 采场覆岩位移量与微震活动度显著增强, 上覆联动区岩层最大位移量增加约 3.7 m, 微震事件总频次增大 3.6 倍, 能量大于 1×10^5 J 事件频次降低 82.6%, 微震活动由“低频−高能”转化为“高频−低能”。现场试验表明, 压裂后工作面顶板来压范围明显减小, 来压持续步长稳定在 6~8 m, 能量大于 5×10^3 J 微震事件占比降至 1.2%。井下水力压裂通过增大近场关键层破断角、改变其周期破断形式与采场微震能频特征, 实现了采动应力调控与冲击地压防治。研究结果可为类似条件下煤矿冲击地压防治提供参考。

关键词: 冲击地压; 井下定向水力压裂; 厚硬顶板; 覆岩结构演化; 防冲机理

中图分类号: TD324　　**文献标志码**: A　　**文章编号**: 2096−7187(2026)05−3514−18

Mechanism of rock burst prevention by underground directional hydraulic fracturing for a near-field thick-hard roof

CAO Anye[1,2], ZHAO Weiwei[2], WANG Songwei[1], QIN Xufeng[3], SHI Zhiyi[2], LI Dong[4], GUO Wenhao[1], WEN Yingyuan[1]

(1. *School of Geology and Mining Engineering*, *Xinjiang University*, *Urumqi* 830046, *China*; 2. *School of Mines*, *China University of Mining and Technology*, *Xuzhou* 221116, *China*; 3. *Inner Mongolia Yitai Guanglian Coal and Chemical Co.*, *Ltd.*, *Ordos* 017200, *China*; 4. *School of Mine Safety*, *University of Emergency Management*, *Langfang* 065201, *China*)

Abstract: To address the unclear rock burst prevention mechanism of underground directional hydraulic fracturing for a near-field hard roof, this study took the 302 working face of a coal mine in Inner Mongolia as the engineering background. Using a combination of theoretical analysis, numerical simulation, and field tests, it investigated the overburden movement and structural fracture, stress evolution, and energy release characteristics

收稿日期: 2026−08−04　　**修回日期**: 2026−09−30　　**责任编辑**: 山世昌　　**DOI**: 10.13532/j.jmsce.cn10-1638/td.2026-1324

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52274098); 江苏省创新支撑计划国际科技合作/港澳台科技合作—重点国别产业技术研发合作资助项目 (BZ2023050)

作者简介: 曹安业 (1982—), 男, 江苏盐城人, 教授, 博士。E-mail: caoanye@163.com

通信作者: 赵卫卫 (1998—), 男, 甘肃陇西人, 博士研究生。E-mail: zww@cumt.edu.cn

中国知网　https://www.cnki.net

of the fractured stope, and revealed the rock burst prevention mechanism. Theoretical analysis results indicate that the peak mining-induced stress in the working face with a near-field thick-hard roof declines as the roof fracture span decreases. Hydraulic fracturing achieves mining-induced stress regulation by altering the rock strata fracture angle and the periodic fracture mode. Numerical simulation results reveal that compared with the unfractured model, after fracturing of the near-field key stratum, the average fracture angle increases by 14.4°, and the peak contact forces during initial and periodic fractures decrease by 32.8% and 19.9%, respectively. The overburden displacement and microseismic activity in the stope are remarkably enhanced. To be specific, the maximum displacement in the overburden coupled zone grows by approximately 3.7 m; the total frequency of microseismic events rises 3.6-fold, while the frequency of events with energy greater than 1×10^5 J falls by 82.6%, suggesting a transformation of microseismic activity from "low-frequency, high-energy" to "high-frequency, low-energy". Field tests show that after fracturing, the roof weighting range of the working face is noticeably reduced, the continuous weighting length stabilizes at 6–8 m, and the proportion of microseismic events with energy greater than 5×10^3 J drops to 1.2%. By increasing the fracture angle of the near-field key stratum, altering its periodic fracture mode, and changing the microseismic energy-frequency characteristics of the stope, underground hydraulic fracturing achieves mining-induced stress regulation and rock burst prevention. The research results can provide a reference for rock burst prevention under similar conditions.

Key words: rock burst; underground directional hydraulic fracturing; thick-hard roof; overburden structure evolution; rock burst prevention mechanism

随着我国煤炭开采向西部、深部延伸, 高应力与厚硬顶板耦合带来的冲击地压灾害日益突出[1−2]。在高强度开采扰动下, 深部近场厚硬顶板所表现的采场应力集中和弹性能释放特征更加显著, 带来的冲击地压灾害也更加严重[3−4]。对于近场坚硬顶板型冲击地压灾害, 当前主流防治思路为: 弱化岩层强度、促进岩层弹性能释放、减小岩层破断尺寸[5−6]。对此, 常用的工程防治方法为顶板深孔爆破、高压水射流割缝等, 然而随着致灾岩层厚度、范围的增大, 顶板爆破等措施的区域卸压效果大大降低[7−8]。针对这种情况, 水力压裂技术以适应性强、作用范围广等优势, 逐步应用于区域坚硬顶板型冲击地压的防治[9]。

当前对于水力压裂防冲机理的研究, 从研究尺度大小可以分为微观岩体损伤和宏观采场响应 2 个方面。在微观尺度, 已有研究多通过室内实验和数值仿真, 探讨主应力差[10]、射孔簇间距、注水时长、注水压力[11]、岩石强度、天然裂隙[12]、压裂液粘度、压裂孔间距[13]、压裂孔布置方式[14]、界面强度[15] 等因素对主裂隙延伸长度及方向、裂隙网络复杂程度、扰动应力场[16] 的影响特征。并基于不同影响因素作用下, 岩体损伤特征, 从岩石自身力学属性的角度, 解释了其防冲机理。然而在实际工程背景中, 岩体的区域不均性强, 小尺度范围下的研究结果, 对于区域岩体的解释效果有限, 且小尺度的实验和数值仿真很难反应开采扰动对压裂活动的影响。

在宏观采场响应方面, 已有研究采用随机裂隙、岩体强度弱化、流固耦合等方法, 构建工程尺度 FLAC3D、UDEC、PFC 等数值模型或开展现场试验, 围绕压裂采场覆岩运移与结构破断、岩层弹性能释放与传递、应力弱化与传递等关键问题开展了大量研究。在应力与覆岩破断方面, 贾冲等[17] 分析了复合顶板采动应力与破断步距的关系, 提出顶板压裂分段间距的取值依据; 谭毅[18]、吴学明[19] 等基于有限元数值模型与工程试验, 证实压裂可改变坚硬顶板破断形式与应力传递方式, 弱化顶板来压强度及持续时间。在煤岩损伤与能量释放方面, ZHUANG 等[20] 基于 UDEC 模型试验, 提出压裂对采场应力的弱化机制及基于岩石损伤的压裂程度评估参数; TIAN 等[21] 通过研究压裂采场微震时空分布、震源机制及应力场演化差异, 揭示压裂使坚硬顶板破坏模式由弯曲破断转变为岩块滑移失稳, 降低顶板失稳释放的瞬时载荷; 郑建伟等[22] 则发现压裂可降低坚硬顶板弹性能、增加采场能量耗散。

中国知网 https://www.cnki.net

然而, 上述研究对目标压裂区域多采用岩体强度弱化处理, 且多数数值模型未考虑岩层厚度的区域性分布差异, 缺乏对采场不同垂向分区岩层运移与结构破断、煤岩损伤及能量释放差异的系统研究。

针对坚硬顶板水力压裂防冲机理研究方面存在的问题, 本文基于内蒙古某矿近场坚硬顶板工作面, 对其顶板压裂后的覆岩运移及结构破断、应力和微震能量释放特征进行了研究, 并揭示了近场厚硬顶板井下水力压裂防冲机理, 旨在为类似条件下冲击地压的防治提供理论依据。

1 近场厚硬顶板潜在诱冲风险分析

1.1 工作面概况

内蒙古某矿井当前主采煤层为 3^{-1} 煤层, 煤层厚度为 6.10~7.54 m, 平均 6.96 m, 煤层质地坚硬, 单轴抗压强度约 30 MPa, 具有强冲击倾向性。302 工作面为矿井第三采区设计开采的第 2 个工作面, 工作面宽度 300 m, 埋深 702.8~821.0 m。面内分布有 BF 53-1 和 BF 69 两条落差大于 3 m 的断层, 工作面布置如图 1 所示。

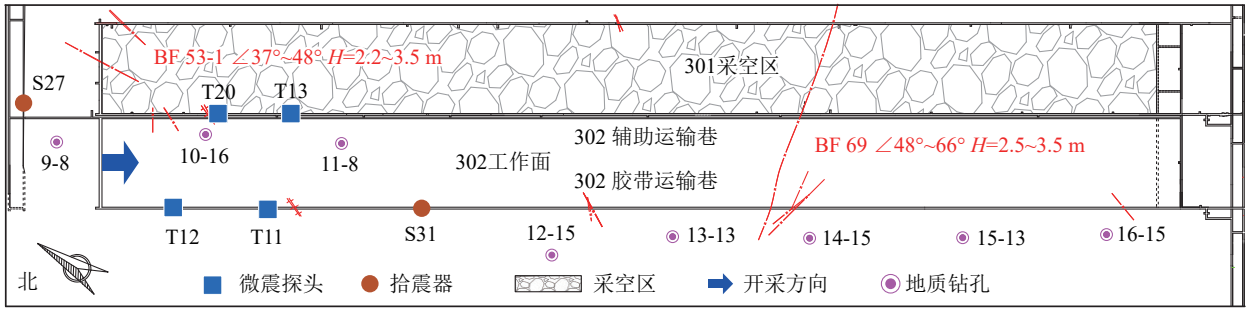


图 1 302 工作面平面布置

Fig. 1 Layout of the 302 working face

1.2 工作面诱冲关键层判识

由图 2 所示的 302 工作面煤层上方 0~80 m 范围内岩层厚度及抗压强度分布可知: 煤层上方 0~20 m 范围内, 主要为抗压强度小于 30 MPa 的砂质泥岩层; 20~40 m 范围内, 主要为抗压强度 60~100 MPa 的砾岩和砂岩层, 此组岩层抗压强度较大,

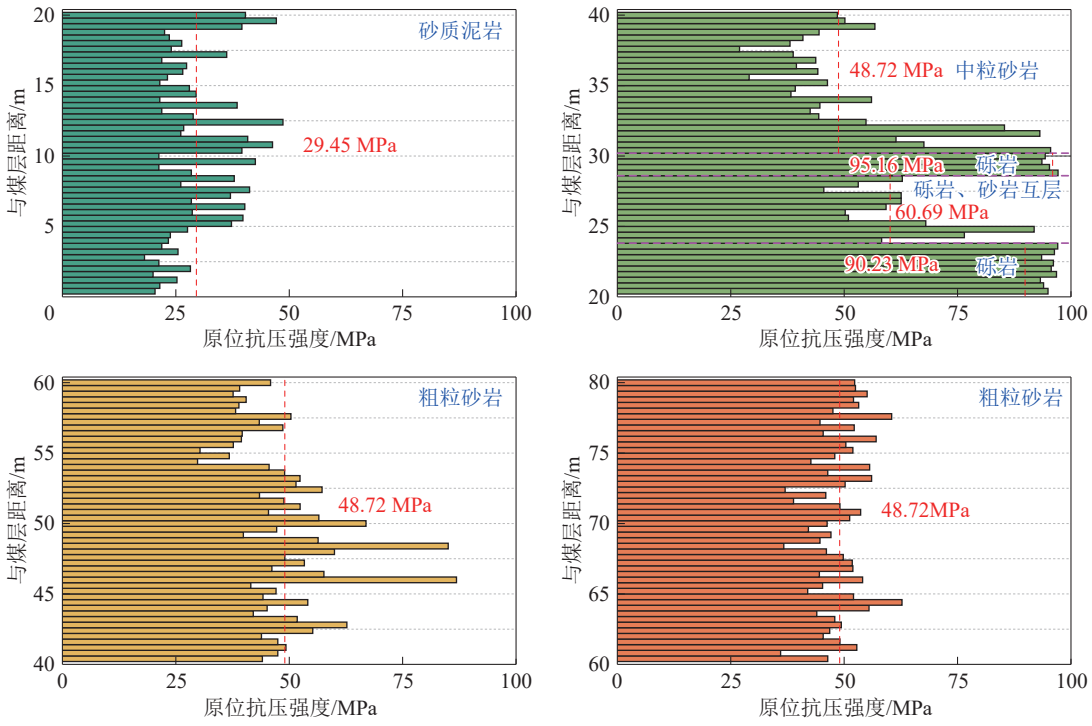


图 2 煤层上方 0~80 m 范围岩层分布及其力学属性特征

Fig. 2 Distribution and mechanical property characteristics of rock strata within 0−80 m above the coal seam

中国知网 https://www.cnki.net

但单一岩层的层厚较小; 40~80 m 范围内则主要为厚 40 m、抗压强度约在 48.72 MPa 的粗粒砂岩层, 该砂岩层厚度大、强度高、整体性强。

为进一步确定上述砂岩层是否为诱冲层, 根据关键层理论[23] 对工作面诱冲关键层进行判识。基于文献所述判别准则, 确定工作面开采 0~700 m 范围内的诱冲关键层如图 3 所示, 关键层破断时释放的能量见表 1。由表 1 可知, 9-8 钻孔、10-16 钻孔、11-8 钻孔关键层初次破断释放的能量分别为 2.97×10^7、3.05×10^7、2.41×10^7 J, 周期性破断释放的能量分别为 8.02×10^6、7.05×10^6、8.54×10^6 J, 这表明工作面煤层上方 30~90 m 范围内的关键层破断时释放的能量大, 致灾风险高。

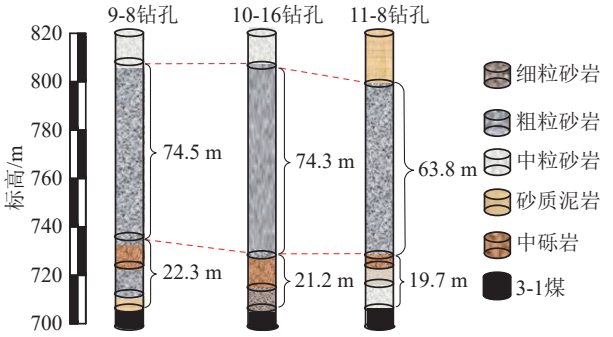


图 3　302 工作面诱冲关键层示意

Fig. 3　Schematic diagram of the rock burst-inducing key stratum in the 302 working face

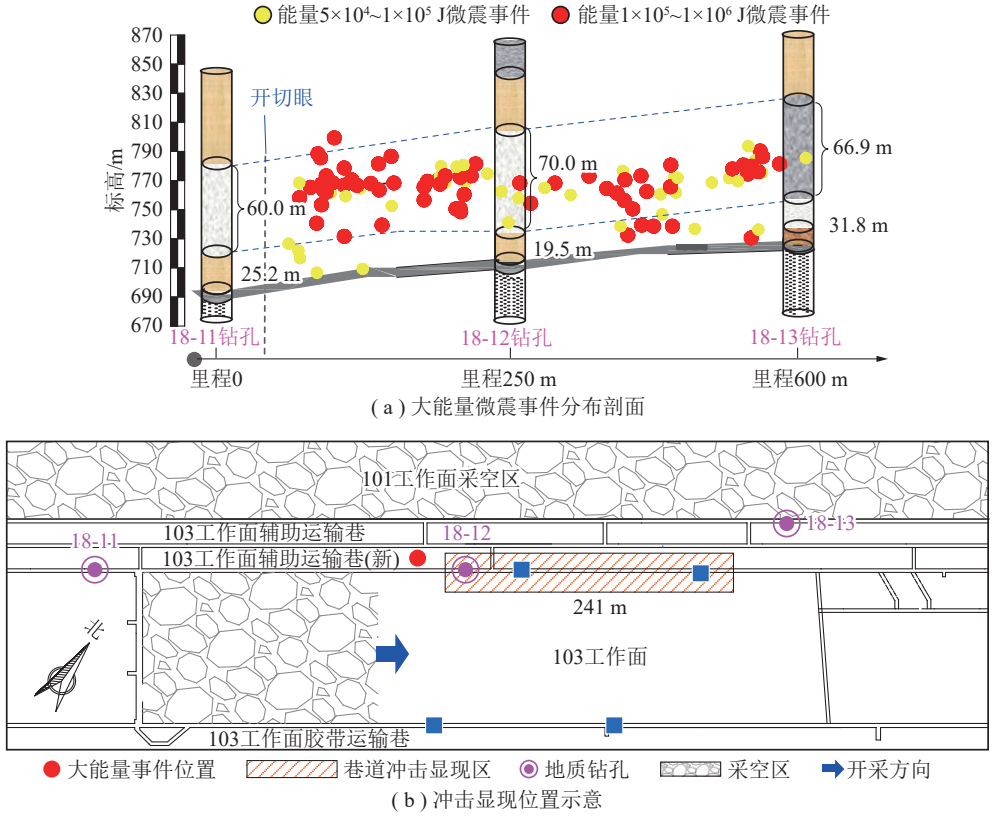
表 1　关键层破断释放能量统计

Table 1　Statistical table of energy released by key stratum fracture

钻孔编号	初次破断放能量/J	周期破断放能量/J
9-8	2.97×10^7	8.02×10^6
10-16	3.05×10^7	7.05×10^6
11-8	2.41×10^7	8.54×10^6

1.3　大能量微震事件响应特征

302 工作面上覆的厚硬砂岩层, 在矿井主采区煤层上方大范围分布, 在类似工作面开采期间, 受这组岩层影响, 工作面高能级微震和冲击显现事件时有发生。矿井 103 工作面开采期间的大能量微震事件分布及冲击显现位置如图 4 所示。由图 4 可知, 103 工作面在初采期间, 1.0×10^5 J 以上能量的微震事件频发, 且密集发育在近场厚硬砂岩层中。其中在工作面上覆厚度约 64.4 m 的细粒砂岩层内发生的一起能量为 4.5×10^6 J 的微震事件, 诱发了工作面冲击显现。冲击显现期间, 工作面开采侧顶板



(a) 大能量微震事件分布剖面

(b) 冲击显现位置示意

图 4　103 工作面大能量微震事件分布及冲击显现位置

Fig. 4　Distribution of high-energy microseismic events and rock burst manifestation locations at the 103 working face

中国知网　https://www.cnki.net

下沉严重, 最大下沉量约 0.3 m; 新辅运巷超前 102~343 m, 巷道严重底臌, 最大底臌高度约 3 m。

综上所述, 302 工作面开采期间受近场诱冲关键层影响, 易发生大能量微震和冲击显现事件, 应采取措施对这层岩层进行弱化处理。但是, 近场厚层砂岩顶板, 强度高、厚度大、分布范围广, 常规的顶板爆破和短孔水力致裂等卸压方法, 难以对其进行有效弱化。因此, 采用井下定向长钻孔水力压裂技术对其进行弱化处理, 现对其防冲机理进行研究。

2 近场厚硬顶板井下定向水力压裂防冲理论分析

2.1 采场覆岩结构及应力传递调控

近场厚硬顶板压裂后, 采场覆岩根据压裂作用特征可分为压裂控制区和上覆联动区, 其中压裂控制区包含压裂层及下方软岩组, 上覆联动区包括压裂层上覆所有岩层。

在压裂控制区, 受近场关键层厚度、地应力等因素影响, 井下压裂裂隙并不能在垂向上将压裂层完全分割, 因此压裂层初次破断形式仍表现为“O-X”破断, 但其破断过程中, 采动裂隙将直接沿压裂主裂隙延伸, 这将极大的缩短岩层初次破断步距。在关键层初次破断过程中, 受超前采动应力影响, 煤壁前方压裂段主裂隙同步延伸, 并将压裂层岩体划分为压裂岩块, 此时压裂层不再以悬臂梁的形式执行周期破断, 而是变为岩块的回转下沉和滑移失稳。其下方软岩层, 虽仍然保持随采随落的特征, 但岩层破断角增大。

对于上覆联动区岩层, 由于岩层下方压裂控制区岩层破断角增大, 导致相同开采进尺下, 岩层悬露长度和下沉量增加, 从而减小了上覆岩层失稳时释放的弹性能, 但其破断形式并未被改变。

基于上述分析, 构建图 5 所示近场厚硬顶板覆岩结构及应力分析模型。图 5 中, x 轴为工作面开采进尺, m; y 轴为采动应力 σ, MPa; O 为支架与煤壁的边界点; l_y 为压裂岩段长度, m; α 为超前影响角, (°); α_y 为近场厚硬关键层压裂后的超前影响角, (°); σ_{max} 为采动峰值应力, MPa。

由图 5(a) 可知, 对于近场厚硬顶板采场, 其采动应力主要由及时加载带及延时加载带内, 范围为 *OABCD* 的岩体运移形成。由于近场关键层厚度大、强度高, 易形成悬顶, 致使 *OABCD* 范围较大, 导致采动应力峰值点高, 超前影响距离远。由图 5(b) 可知, 当压裂将近场关键层分割为岩块后, *OABCD* 范围内岩体体积减小, 且在压裂岩块两侧受岩块间的滑移和回转作用的影响, 使应力发生转移, 导致超前支承应力峰值减小, 峰值位置向下、向煤壁移动。

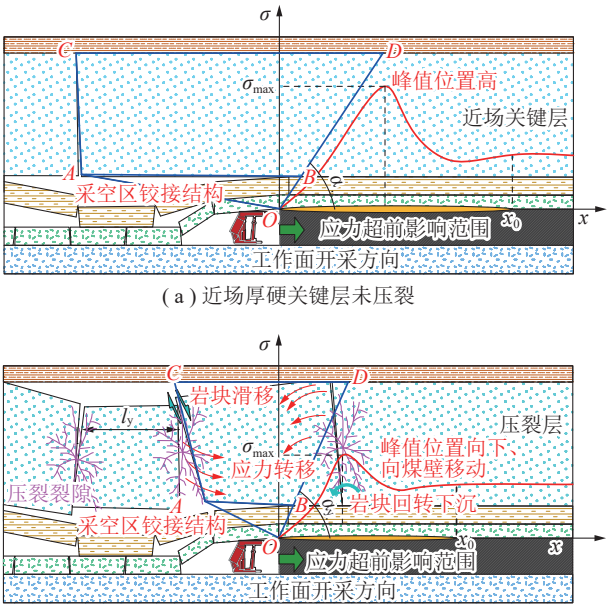


图 5 近场厚硬顶板覆岩结构及应力分析模型

Fig. 5 Overburden structure and stress analysis model for a near-field thick-hard roof

2.2 采动应力调控

考虑到近场厚硬顶板条件下覆岩破断及应力传递特点, 为建立符合其特点的采场应力估算模型, 我们进行如下假设与简化: ①假设计算采场覆岩结构已成为稳定形态; ②假设在同一计算模型中岩层厚度保持不变; ③将压裂控制区岩层简化为一整体岩层组。

基于上述假设条件, 建立如图 6 所示的应力估算模型。图中: θ_y 为近场厚硬关键层压裂后的岩层

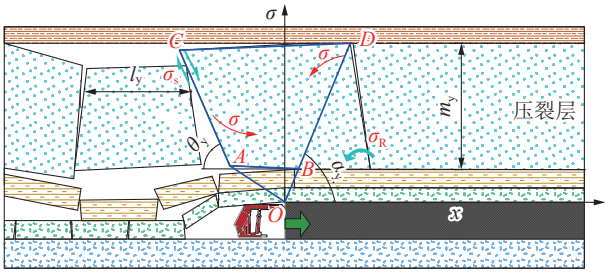


图 6 近场厚硬关键层采场应力估算模型

Fig. 6 Stress estimation model for a near-field thick-hard key stratum

中国知网 https://www.cnki.net

破断角, (°); m_y 为近场关键层厚度, m; σ_R 为岩块回转下沉产生的扰动应力, MPa; σ_s 为岩块滑移产生的扰动应力, MPa。

由动静载叠加诱冲机理可知[23], 冲击地压的发生与采场静载峰值和动载强度大小相关, 因此本文分别用式 (1)、(2) 计算压裂前后工作面超前支承应力峰值 $\sigma_v(\sigma_{yv})$ 与扰动应力 $\sigma_d(\sigma_{yd})$ 差值 $\Delta\sigma_v$、$\Delta\sigma_d$, 来体现压裂对采场应力的影响。

$$\Delta\sigma_v = \sigma_v - \sigma_{yv} \tag{1}$$

$$\Delta\sigma_d = \sigma_d - \sigma_{yd} \tag{2}$$

对于采场超前支承应力 σ_v, 其由岩层自重应力和覆岩结构传递的应力构成, 假设覆岩结构传递至煤壁的应力呈近似等腰梯形分布[24−26], 则其表达式为

$$\sigma_v = x\left(\gamma H\frac{\tan\alpha}{2H_y} + K\frac{\gamma L m_y \tan^2\alpha}{H_y^2}\right), \left[0 < x \leqslant \frac{H_y}{\tan\alpha}\right] \tag{3}$$

式中, γ 为岩层容重, N/m^3; H 为煤层埋深, m; H_y 为近场关键层中心到煤层的垂直距离, m; K 为岩层结构应力传递系数, 与岩层强度和推采速度相关; L 为近场关键层承载长度, m。

分别计算未压裂与压裂模型的超前支承压力, 并将其代入式 (1), 可得 $\Delta\sigma_v$ 计算公式如式 (4) 所示。

在应力计算模型中, 近场关键层压裂前承载长度 L 与压裂后承载长度 L_y 的关系可由式 (5) 表示, 将其代入式 (4), 式 (4) 可转变为式 (6)。

$$\Delta\sigma = \gamma H\frac{\tan\alpha - \tan\alpha_y}{2H_y} + K\gamma m_y\frac{(L\tan^2\alpha - L_y\tan^2\alpha_y)}{H_y^2}, \left[0 < x \leqslant \frac{H_y}{\tan\alpha_y}\right] \tag{4}$$

$$L_y = L - \frac{2H_y}{\tan(\alpha_y - \alpha)} \tag{5}$$

$$\Delta\sigma = \gamma H\frac{\tan\alpha - \tan\alpha_y}{2H_y} + K\gamma m_y\left(\frac{L_y(\tan^2\alpha - \tan^2\alpha_y)}{H_y^2} + \frac{2H_y^3\tan^2\alpha_y}{\tan(\alpha_y - \alpha)}\right), \left[0 < x \leqslant \frac{H_y}{\tan\alpha_y}\right] \tag{6}$$

$$U = \frac{D}{2}\iint\left[\left(\frac{\partial^2\omega}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\omega}{\partial y^2}\right)^2 - 2(1-\mu)\left(\frac{\partial^2\omega}{\partial x^2}\frac{\partial^2\omega}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2\omega}{\partial x\partial y}\right)^2\right)\right]\mathrm{d}x\mathrm{d}y \tag{7}$$

对于压裂层初次破断产生的扰动应力 σ_d, 可通过计算岩层弯曲变形释放的弹性能确定。对于承载关键层其弯曲应变能 U 可以由式 (7) 表示。

式中, D 为岩层刚度, N/m; ω 为关键层的挠度; μ 为关键层泊松比。

将上覆载荷 q 作用下的挠度函数 $\omega(x)$, 即式 (8) 代入式 (7), 并求导可得

$$\omega(x) = \frac{q}{24D}x^2(L-x)^2 \tag{8}$$

$$U = \frac{DL_b}{2}\int_0^L\left[\frac{q}{12D}(6x^2 - 6Lx + L^2)\right]^2\mathrm{d}x \tag{9}$$

式中, L_b 为近场关键层的悬露长度, m。

将式 (9) 积分得

$$U = \frac{L_b q^2 L^5(1-\mu^2)}{120Em_y^3} \tag{10}$$

式中, E 为近场关键层的弹性模量, GPa。

关键层初次破断和周期破断时的破断距不同, 将破断距计算公式[4] 代入式 (10) 可得, 关键层初次和周期破断时的弯曲应变能 U_c 和 U_z 分别为

$$\begin{cases} U_c = \dfrac{\sqrt{2}L_b m_y^2}{30E}\sigma_t^{\frac{5}{2}}q^{-\frac{1}{2}}(1-\mu^2)^{\frac{7}{2}} \\ U_z = \dfrac{L_b m_y^2}{30\sqrt{3}E}\sigma_t^{\frac{5}{2}}q^{-\frac{1}{2}}(1-\mu^2) \end{cases} \tag{11}$$

式中, σ_t 为近场关键层抗拉强度, MPa。

基于弹性波理论, 岩层破断释放的震动波在采场产生的扰动应力 σ_d[27] 为

$$\sigma_d = \rho v\sqrt{\frac{2k\eta U}{\rho}} \tag{12}$$

式中, ρ 为震动波传播区域岩层平均密度, kg/m^3; v 为震动波传播速度, m/s; k 为能量作用系数; η 为震动波释放效率, 本文计算取 2%。

将式 (11) 代入式 (12) 可得近场关键层初次和周期破断所产生的扰动应力 σ_{dc}、σ_{dz} 分别为

$$\sigma_{dc} = \rho v\sqrt{\frac{k\eta}{\rho}\left(\frac{\sqrt{2}L_b m_y^2}{15E}\sigma_t^{\frac{5}{2}}q^{-\frac{1}{2}}(1-\mu^2)^{\frac{7}{2}}\right)} \tag{13}$$

$$\sigma_{dz} = \rho v\sqrt{\frac{k\eta}{\rho}\left(\frac{L_b m_y^2}{15\sqrt{3}E}\sigma_t^{\frac{5}{2}}q^{-\frac{1}{2}}(1-\mu^2)\right)} \tag{14}$$

因此, 压裂采场近场关键层初次破断产生的扰动应力可由式 (12) 进行计算, 未压裂采场近场关键层初次和周期破断产生的扰动应力, 可利用式 (13)、(14) 计算。

对于压裂模型中压裂岩段周期失稳所产生的扰动应力, 则可以通过驱动其失稳的重力势能进行确定。根据能量守恒定律, 压裂层岩段回转下沉和滑移失稳释放至采场的能量 U_R、U_s 分别为[28]

中国知网 https://www.cnki.net

$$U_{\mathrm{R}} = \eta\gamma V_{\mathrm{y}} H_{\mathrm{R}} \mathrm{e}^{-\lambda d_{\mathrm{R}}} \tag{15}$$

$$U_{\mathrm{s}} = \eta\gamma V_{\mathrm{y}} H_{\mathrm{s}} \mathrm{e}^{-\lambda d_{\mathrm{s}}} \tag{16}$$

式中: V_{y} 为岩段体积, m^3; H_{R}、H_{s} 分别为岩段回转下沉和滑移高度, m; λ 为震动波能量衰减系数; d_{R} 为岩段回转下沉震源中心距采场距离, m; d_{s} 为岩段滑移失稳震源中心距采场距离, m。

将式 (15)、(16) 代入式 (12), 获得压裂岩段周期失稳所产生的扰动应力为

$$\sigma_{\mathrm{dy}} = \rho v \sqrt{2000 k \eta V_{\mathrm{y}} (H_{\mathrm{R}} \mathrm{e}^{-\lambda d_{\mathrm{R}}} + H_{\mathrm{s}} \mathrm{e}^{-\lambda d_{\mathrm{s}}})} \tag{17}$$

将 302 工作面开采和目标压裂层: 容重 γ = 23.4 kN/m^3、抗拉强度 R_t = 2.5 MPa、泊松比 μ = 0.2、弹性模量 E = 7.6 GPa、平均层厚 m = 68 m、完整岩体波速 v = 4 500 m/s、含裂隙岩体波速 v = 2 000 m/s、压裂岩段长度 30 m 等参数代入上述力学推导过程, 可计算得, 302 工作面顶板初次和周期破断的 $\Delta\sigma_{\mathrm{v}}$ 值分别为 5.6、4.5 MPa, 初次和周期破断的 $\Delta\sigma_{\mathrm{d}}$ 值分别为 3.6、1.5 MPa。

3 近场厚硬顶板井下定向水力压裂数值模拟分析

理论分析结果表明, 近场厚硬顶板井下定向水力压裂可以有效调控采场覆岩结构和采动应力, 但理论分析无法直观表示, 采场煤岩损伤裂隙发育及岩层宏观破断等问题。对此本文基于 302 工作面实际开采条件, 构建了近场厚硬顶板井下水力压裂数值模型, 对压裂与未压裂采场的覆岩结构破断、应力演化、覆岩运移与微震活动特征进行对比分析。

3.1 近场厚硬顶板井下水力压裂数值模型

基于 302 工作面实际开采条件, 构建长 800 m, 高 380 m 的数值模型, 如图 7 所示。模型中所有岩层使用 Linearpbond 本构, 层间接触使用 Smoothjoin 本构。由于模型在垂向上并未建至地表, 因此在模型顶部施加 9.25 MPa 的等效均布载荷。根据现场地应力测试结果, 模型侧压系数取 1.3。为在模型中体现不同区域岩层的厚度分布差异, 在建模过程中引入了基于地质钻孔信息的岩层边界识别程序, 实现了数值模型中岩层分布与实际地层分布的一致性。

如图 7 所示, 在数值模型中 x 方向 50~750 m 范围内, 距煤层顶板 60 m 的位置布置 2 个压裂孔。然而基础的地质模型无法模拟顶板水力压裂过程, 对此我们在压裂区通过 PFC 内置的 Fish 语言程序, 建立图 8 所示的“管域”, 通过“管域”来实现水力压裂过程[29−30]。具体为: 在颗粒表面生成链接的“管路”, 即流体通路; 在管路的交叉处生成管域, 并通过控制管路张开度、域压和颗粒位移的变化, 从而实现流体和岩石颗粒的力学作用。“管域”模型中流体的流量 Q、管路张开度 a、管路压力ΔP 分别由式 (18)~(20) 所控制[31−32]。

$$Q = k a^3 \frac{\Delta P}{L} \tag{18}$$

式中, Q 为流体的流量, m^3/s; k 为渗透系数; a 为流体管路的张开度, mm; L 为流体管路的长度, m; ΔP 为相邻管路间的压力差, MPa。

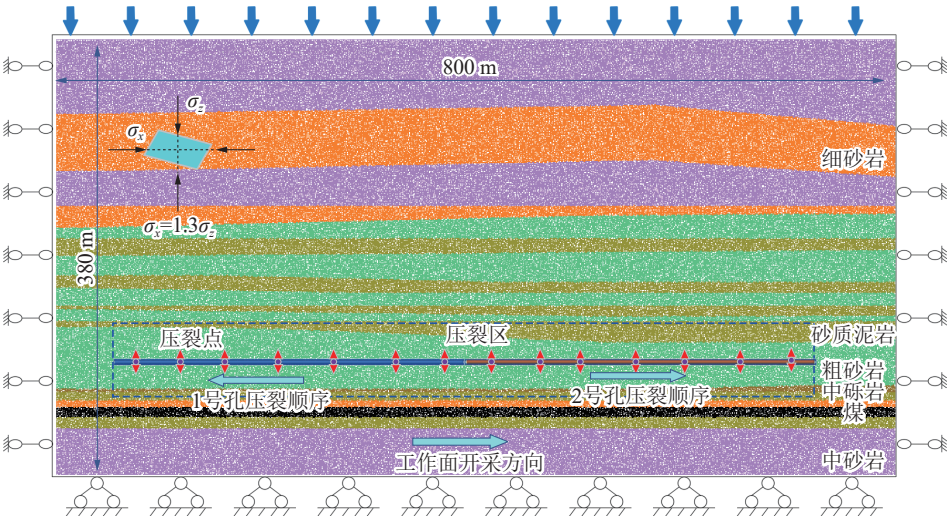


图 7 近场厚硬顶板井下水力压裂模型

Fig. 7 Numerical model of underground hydraulic fracturing for a near-field thick-hard roof

中国知网 https://www.cnki.net

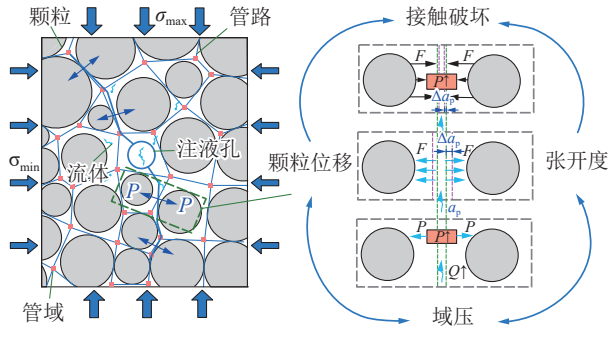


图 8　“管域”模型及其作用机制示意

Fig. 8　Schematic diagram of the “pipe domain” model and its fluid-solid interaction mechanism

$$\begin{cases} a_y = \dfrac{a_0 F_0}{F + F_0} \\ a_l = a_0 + m g_b \end{cases} \tag{19}$$

式中, a_y 为作用力为压应力时的张开度, mm; a_l 为作用力为拉应力时的张开度, mm; a_0 为初始张开度, mm; F 为相邻颗粒间的法向压应力, MPa; F_0 为半开残余法向压应力, MPa; m 为无量纲的位移比例因子, 取值一般小于 1; g_b 为“管路”两侧颗粒的方向位移, m。

$$\Delta P = \frac{K_f}{V_d}\left(\sum q \Delta t - \Delta V_d\right) \tag{20}$$

式中, K_f 为流体的体积变化量, m^3; V_d 为模型中的“管域”体积, m^3; ΔV_d 为“管域”体积的变化量, m^3; Δt 单位时间步长; $\sum q$ 单位时间步长内模型所有流体的流量, m^3。

在模型计算过程中, 除监测应力、位移等数据外, 通过 FISH 程序编写工程微震事件记录函数, 以分析模型开采期间的微震分布特征。在 Linearpbond 本构模型中, 可以通过式 (21) 计算颗粒接触断裂释放的能量 E_{ms}。在工程尺度下, 颗粒接触断裂事件可以表示为煤岩破裂产生的微震事件[33−34]。

$$E_{ms} = \frac{F_n^2}{2k_n} + \frac{F_s^2}{2k_s} + \frac{M_b^2}{2k_b} \tag{21}$$

式中, F_n 为法向力, MPa; F_s 为剪切力, MPa; M_b 为弯矩, N·m; k_n 为法向刚度; k_s 为剪切刚度; k_b 为转动刚度。

3.2　数值模拟细观及井下定向水力压裂参数

由于 PFC 模拟中无法直接将宏观的岩石物理、力学参数赋值给数值模型, 需要对 Linearpbond 本构中的黏结模量 (pb_emod)、黏结抗拉强度 (pb_ten) 等细观参数进行标定。因此构建高 10 m, 宽 5 m 的数值标定模型, 采用试错法对各岩层细观参数进行标定[35]。标定结果误差控制在 1% 以内。图 9 为压裂层及粗粒砂岩层的标定结果示意图。由图 9 可知, 2 种情况下试样的破坏模式相同, 试样应力−应变曲线在初始压密段和峰值震荡段存在差异, 但弹性阶段曲线斜率和峰值强度基本一致, 因此曲线差异对于单轴抗压和弹性能计算的结果影响较小。所有岩层参数标定结果详见表 2。

为保证数值模型分析结果可以有效指导现场工程应用, 因此根据矿井实际使用的 BYW80/450 型压裂设备, 确定模拟压裂参数。由于是清水压裂, 所以流体模量取 2.2 GPa, 初始张开度 a_0 取 1×10^{-5} m; 压裂液注入速率取设备最大现场应用值 1.5×10^{-2} m^3/s。对于分段长度则参照贾冲等[17] 的研究成果, 取 30 m。

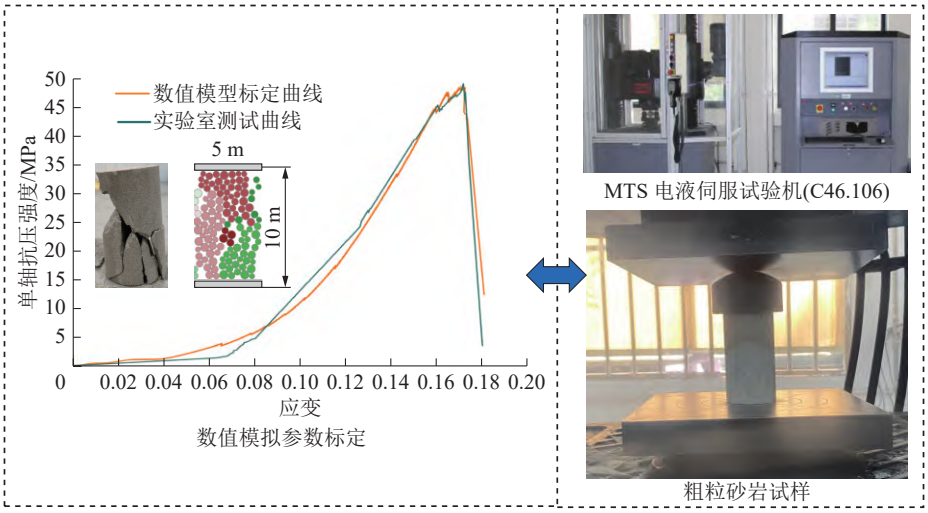


图 9　岩石细观参数标定示意

Fig. 9　Schematic diagram of rock microscopic parameter calibration

中国知网　https://www.cnki.net

表 2　数值模型岩层细观参数取值

Table 2　Microscopic parameter values of rock strata in the numerical model

岩性	ρ/(kg·m^{-3})	R_c/MPa	φ/(°)	μ	pb_emod/GPa	pb_ten/MPa	r	K_r
煤	1 280	30.0	34	0.23	1.9	4.3	0.5	1.5
砂质泥岩	2 620	19.9	30	0.24	1.2	2.0	0.5	1.5
细粒砂岩	2 310	43.2	33	0.21	2.1	5.1	0.5	1.5
中粒砂岩	2 360	36.8	31	0.21	2.4	3.9	0.5	1.5
粗粒砂岩	2 340	48.7	38	0.20	3.8	6.0	0.5	1.5
中砾岩	2 480	40.5	29	0.28	2.8	3.8	0.5	1.5

3.3　压裂对覆岩结构破断的影响

图 10 对比展示了未压裂与压裂采场的覆岩破断与裂隙演化。由图 10 可知, 在近场关键层及其控制的软岩层范围内, 压裂采场裂隙及覆岩破断角 θ 明显大于未压裂采场。在未压裂模型中, 工作面开采 50 m 时, 近场关键层下方的细砂岩等岩层破断, 此时 θ 仅 32°; 随着工作面向前推进, 近场关键层出现零散的裂隙, 但未形成破断线; 当工作面开采至 150 m 时, 近场关键层破断线形成, θ 增大至 54°。随着工作面继续推采, 近场关键层破断减小, 且出现明显的周期性, 岩层破断形式相同, 破断步距趋于均值。

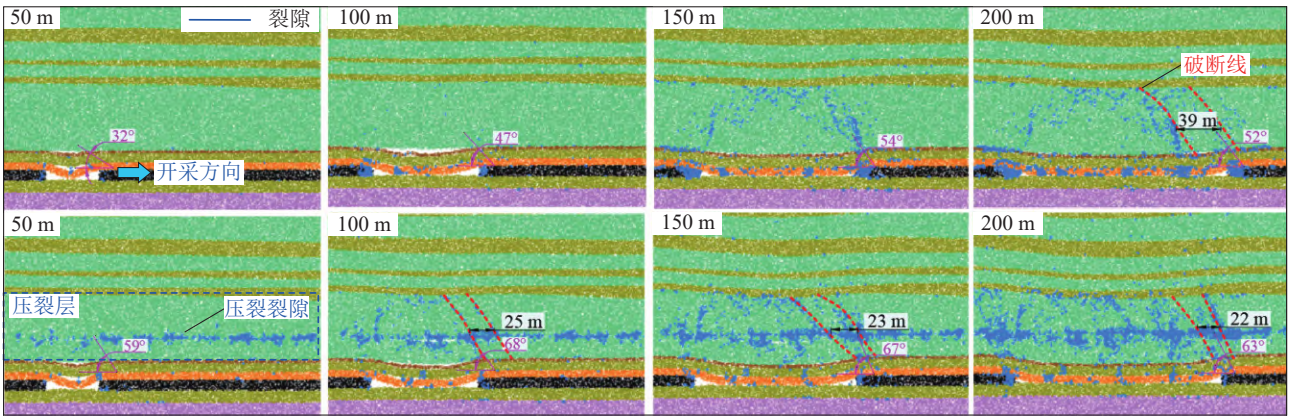


图 10　不同开采阶段覆岩破断与裂隙演化

Fig. 10　Overburden fracturing and fracture evolution at different mining stages

在压裂模型中, 工作面开采 50 m 时, 近场关键层虽未形成贯穿的破断线, 但采动裂隙沿水力压裂主裂隙进一步拓展, 而且受水力压裂影响, 压裂层下方岩层破断角 θ 也增大至 59°。当工作面开采 100 m 时, 采动裂隙与压裂裂隙已在垂向贯穿压裂层, 形成了明显的破断线, 此时 θ 增大至 68°。同时发现, 在压裂层初次破断过程中, 工作面超前区域压裂裂隙同时延伸, 并形成了超前断裂线, 2 条断裂面将岩层分割为间距约 25 m 的岩段, 而且这种情况随着工作面的继续开采周期性出现, 说明压裂在增大岩层破断角, 减小压裂层初次破断步距的同时, 改变了压裂层周期破断的形式, 即压裂后压裂层不再以悬臂梁的形式破断, 而是转变为压裂岩段回转下沉和滑移。

为进一步说明压裂对近场关键层破断的影响, 统计整个研究区域开采时岩层的破断角及破断 (失稳) 步距, 统计结果如图 11 所示。由图 11 可知, 近场关键层压裂后直接顶初次破断角 θ 由 32°增大至 59°, 增幅 84.4%; 关键层初次破断角由 54°增大至 68°, 对应的初次破断步距由 112.2 m 减小至 78.9 m, 降幅 29.7%; 压裂层周期破断角 θ 均值由 50.3°增加至 64.7°, 增幅 28.6%; 周期破断 (失稳) 步距均值由 36.4 m 减小至 22.1 m, 降幅 39.3%。

3.4　压裂对采场应力的影响

图 12 所示为工作面开采 0~200 m 范围内的岩层接触力分布云图。由图 12 可知, 压裂模型岩层接触力链密集程度低于未压裂模型, 且在煤层上覆压裂孔周围出现了一条垂向长约 13 m 的接触力弱化带, 表明压裂可以促进采场应力转移, 弱化工作面超前的区域的应力集中。

中国知网　https://www.cnki.net

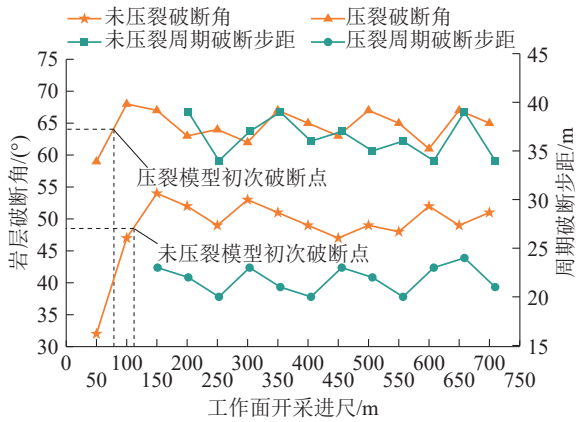


图 11　岩层破断角与周期破断步距变化曲线

Fig. 11　Variation curves of rock strata fracture angle and periodic fracture span

在未压裂模型近场关键层初次破断周期内, 随着工作面的推采, 煤壁上覆近场关键层中形成接触力集中区, 集中区接触力均值由 26.2 MPa, 逐步增大至 37.5 MPa; 关键层破断后, 接触力均值降低至 30.2 MPa。而在压裂模型中, 随着工作面的推进, 煤壁前方区域接触力均值由 23.5 MPa 先增大至 28.3 MPa, 然后减小至 25.2 MPa 并趋于稳定, 且岩层应力集中区力链密度减小, 集中区位置由近场关键层向下转移, 说明压裂可以有效减小近场关键层的悬露长度, 促使应力向周围煤岩体转移, 减小应力在局部区域集中。

近场关键层未破断时, 工作面后方采空区内岩层力链零星分布; 关键层破断后, 岩层接触力链在垮落覆岩与底板的接触点向外逐步增多。对比两模型发现, 未压裂模型中, 采空区垮落岩体与底板岩层接触点附近力链密集度高于压裂模型, 说明未压裂时关键层破断形成的岩块结构仍然具有良好的承载性能。

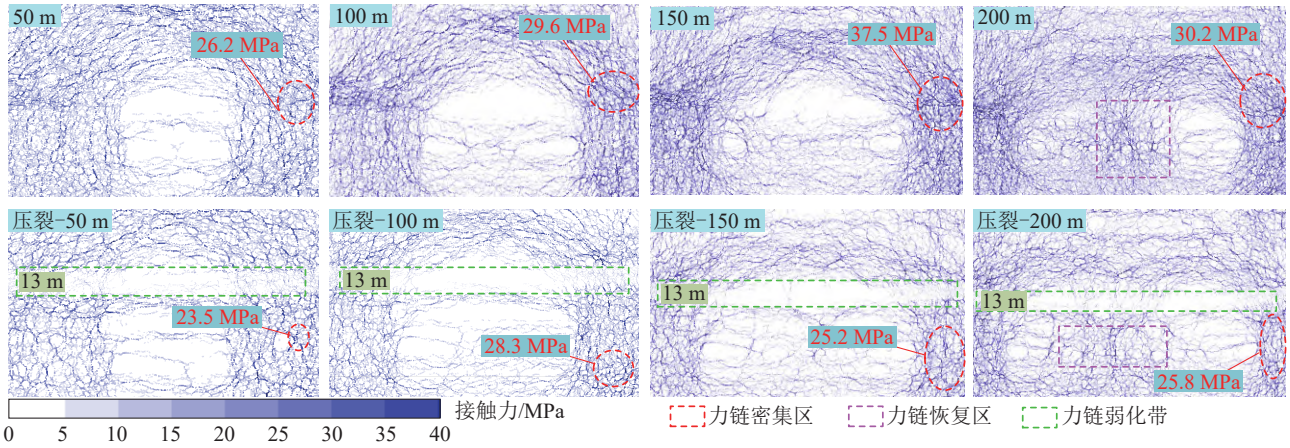


图 12　模型颗粒接触力分布云图

Fig. 12　Cloud map of particle contact force distribution in the model

为进一步分析不开开采阶段接触力峰值的差异, 绘制图 13 所示的接触力变化曲线。

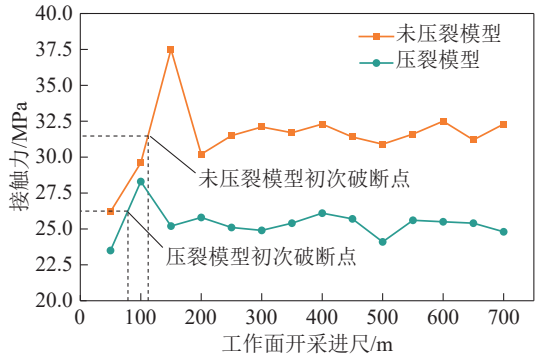


图 13　力链集中区接触力均值变化曲线

Fig. 13　Mean contact force variation curve in the force chain concentration zone

由图 13 可知, 未压裂模型中接触力均值先增大后减小最后趋于稳定, 在关键层初次破断时达到峰值, 关键层周期破断时则在 31.6 MPa 左右波动; 而压裂模型中接触力则表现为先增大后降低并趋于稳定值 25.3 MPa, 说明压裂直接弱化了关键层的应力积聚能力。对比 2 个模型, 发现压裂后岩层初次破断时力链集中区接触力均值降低 32.8%, 周期破断接触力均值降低 19.9%。

3.5　压裂对覆岩运移的影响

为研究采场岩层位移的差异特征, 计算工作面不同开采阶段压裂与未压裂模型的位移差值 Δd, 并绘制图 14 所示的位移演化云图。由图 14 可知, 采场岩层位移差值 Δd 演变有明显的阶段性, 压裂层

中国知网　https://www.cnki.net

初次破断前, Δd 值集中分布在压裂层及其下方软岩, 压裂层上覆岩层无明显变化。压裂层初次破断后, Δd 值的演化表现出明显的周期性, 可根据 Δd 值大小将岩层划分为 2 个分区, 分别为压裂控制区和上覆联动区。压裂控制区岩层整体 Δd 值接近均值且局部存在负值和极值点, 而且 Δd 负值区域主要集中在压裂分段中间及工作面煤壁附近, 说明压裂对压裂岩段的活动起抑制作用。

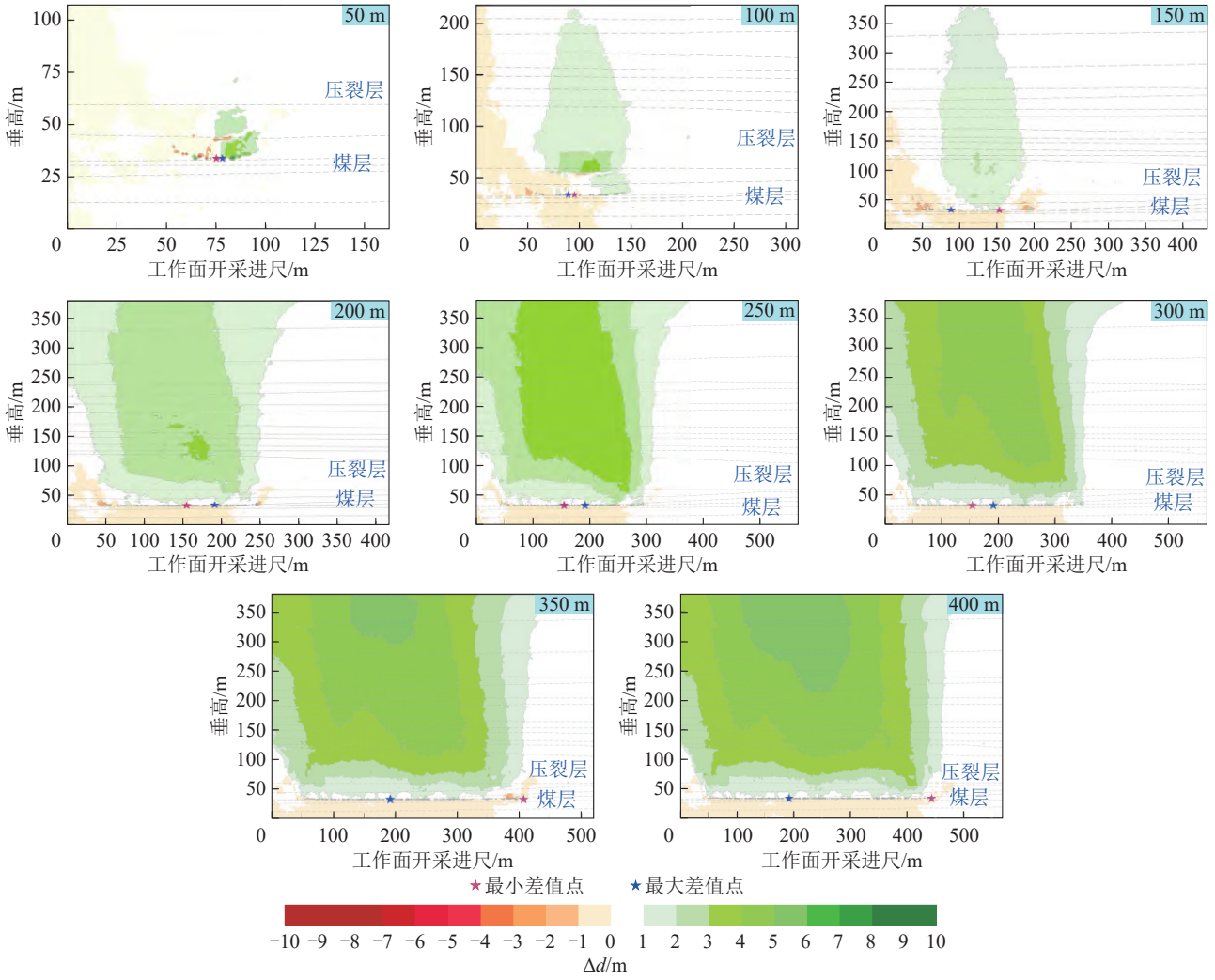


图 14　不同开采阶段岩层位移差值 Δd 演化云图

Fig. 14　Cloud map of Δd evolution for rock strata displacement difference at different mining stages

为进一步解释不同开采阶段, 覆岩运移的差异性, 统计所有开采阶段的 Δd 最大值、最小值、均值, 计算 Δd 负值区域面积占整个 Δd 值演化区域面积的比值 R_s, 绘制图 15 所示的变化曲线。由图 15 可知, 岩层 Δd_{mea} 均值随着开采进尺的增加由 0.3 m 稳定增大至 3.7 m; Δd_{max} 和 Δd_{min} 随着开采进尺的增加先增加后逐步趋于稳定, 稳定后的 Δd_{max}、Δd_{min} 值分别为 11.3、−9.3 m; R_s 则随着开采进尺的增加先减小后趋于稳定, 稳定值为 8.1%。

3.6　压裂对微震活动的影响

图 16 所示为工作面不同开采阶段的微震事件分布图, 由图 16(a) 可知, 近场关键层未压裂时, 采场微震事件表现出明显的“低频−高能”特征, 微震事件能量主要分布在 1×10^4~5×10^4 J 范围内。近场关键层及下方细砂岩内层内能量大于 5×10^4 J 的事件发育较为密集, 且存在能量大于 1×10^5 J 的事件。由图 16(b) 可知, 压裂后, 采场微震事件特征由“低频−高能”转变为“高频−低能”, 微震事件能量主要分布区间减小为 1×10^3~1×10^4 J; 能量大于 1×10^4 J 的事件聚集性明显降低, 分散分布在整个模型中; 能量大于 1×10^5 J 的事件仅出现在压裂层上方岩层中。未压裂模型计算过程中共计生成 8 096 个微震

中国知网　https://www.cnki.net

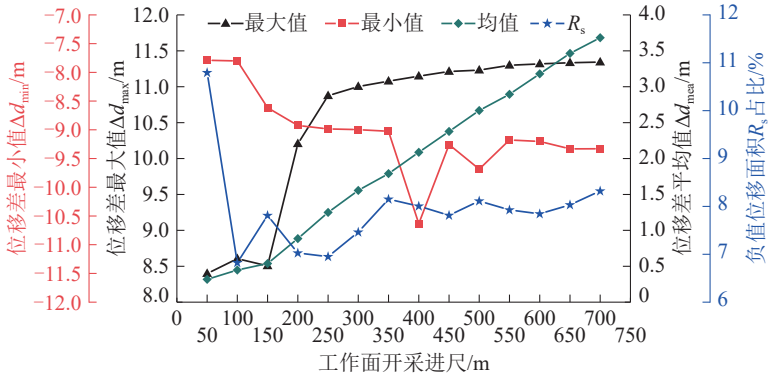


图 15　Δd_{max}、Δd_{min}、Δd_{mea} 和 R_s 值变化曲线

Fig. 15　Variation curves of Δd_{max}, Δd_{min}, Δd_{mea} and R_s

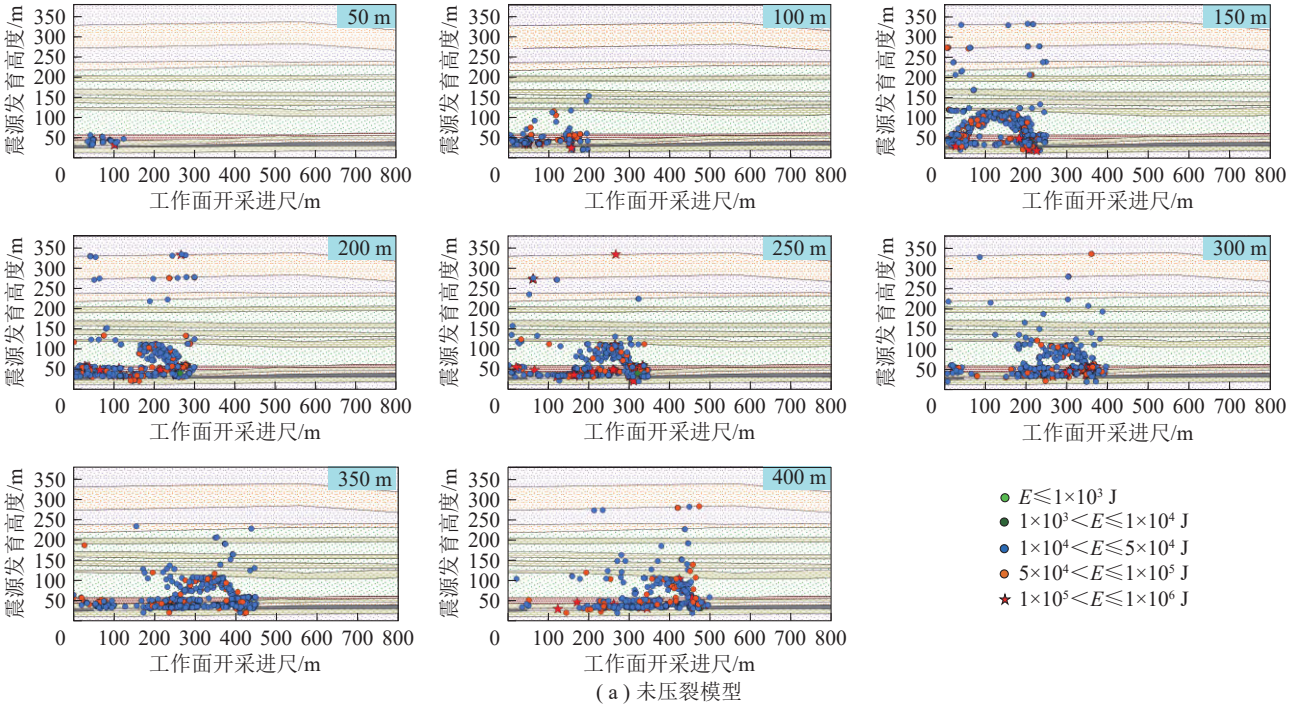
事件, 其中能量大于 1×10^5 J 事件 138 个, 占比 1.7%。相较于未压裂模型, 压裂模型微震事件频次增大至 29 424 个, 其中能量大于 1×10^5 J 事件频次降低至 24 个, 占比降低至 0.08%, 说明压裂在显著促进采场煤岩活动的同时, 有效降低了大能量事件的产生。

为进一步分析压裂对采场煤岩活动的影响, 统计不同开采阶段不同层位发的震源数据, 并绘制图 17 所示的微震事件频次和微震事件增长倍数 Δb 值变化曲线。由图 17(a) 可知, 压裂和未压裂模型中微震事件总频次和压裂层微震事件总频次均随着开采进尺的增大逐渐增大, 然后趋于稳定, 稳定后压裂模型微震事件总频次约 2 311 个, 压裂层微震事件频次约 1 970 个, 未压裂模型微震事件总频次约 625 个。在未压裂模型中近场关键层微震事件总频次则在近场关键层初次破断时激增, 然后在其初次周期破断时减小, 然后趋于稳定, 稳定后微震事件频次约 101 个。由图 17(b) 可知, 当工作面进入周期来压阶段时, 微震事件频次变化趋势与差异基本维持稳定; 压裂后, 压裂层微震事件总数平均增长 19.5 倍, 压裂层上覆岩层内微震事件总数平均增长 2.8 倍。

4　工程试验

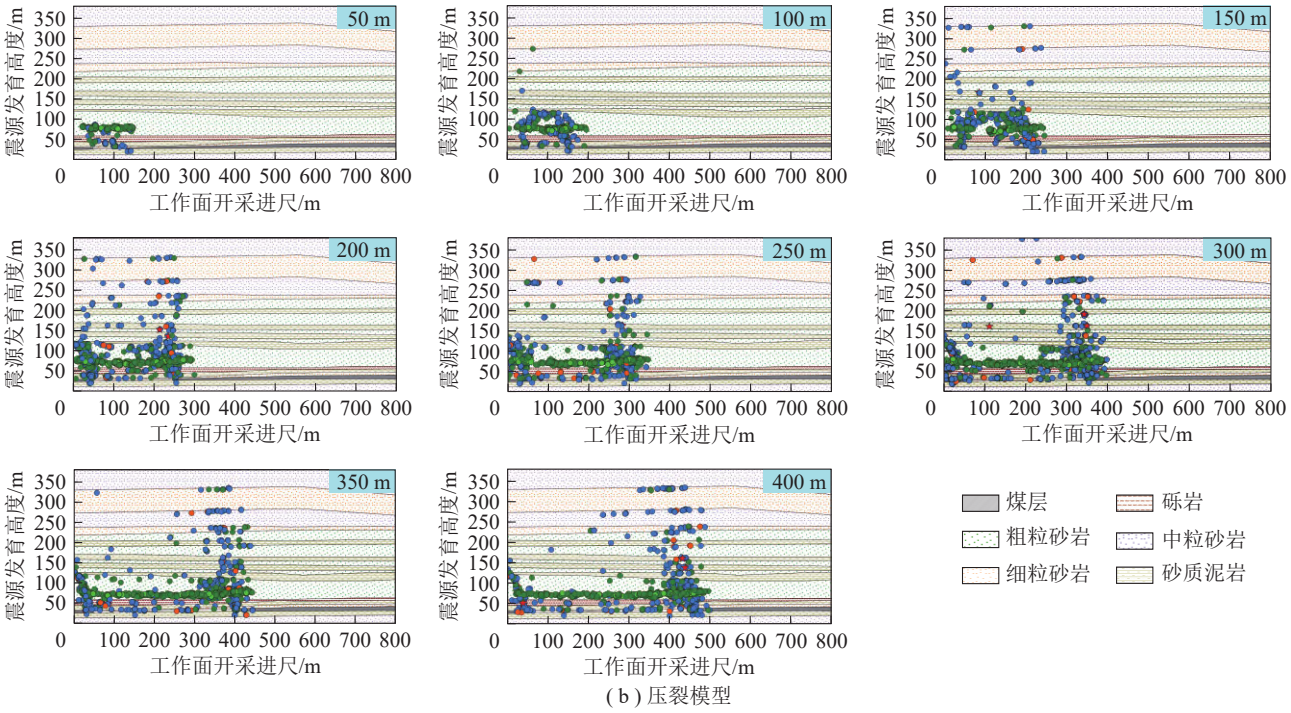
4.1　井下水力压裂施工参数

如图 18 所示, 设计在 302 工作面开切眼前方 0~700 m 的范围实施井下定向长钻孔水力压裂。为保证对整个区域的全覆盖, 在压裂区内布置 8 个孔径 120 mm、单孔平均长度 650 m、水平段长度 420 m、孔间距 60 m 的定向长钻孔。



(a) 未压裂模型

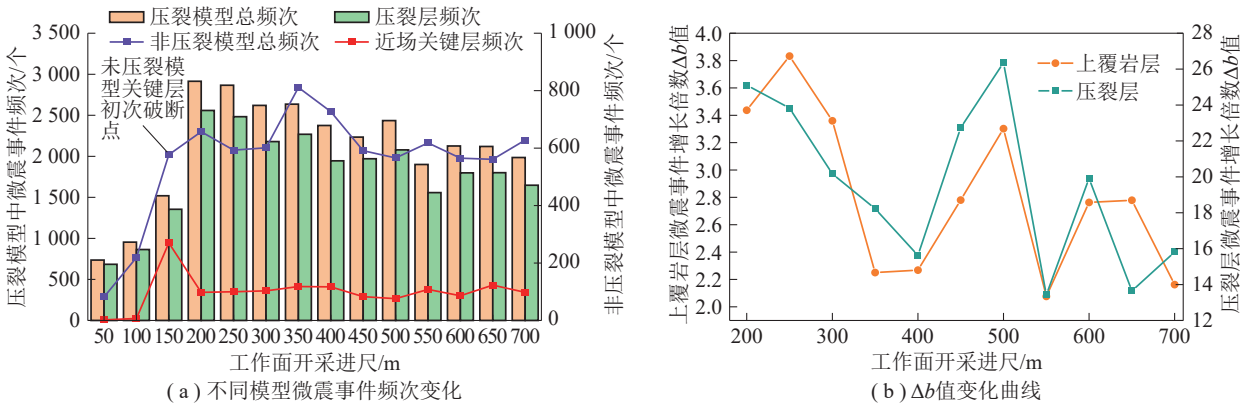
中国知网　https://www.cnki.net



(b) 压裂模型

图 16　采场微震事件分布

Fig. 16　Distribution map of microseismicity events in the stope



(a) 不同模型微震事件频次变化　　(b) Δ*b*值变化曲线

图 17　不同开采阶段微震事件频次变化

Fig. 17　Variation of microseismic event frequency at different mining stages

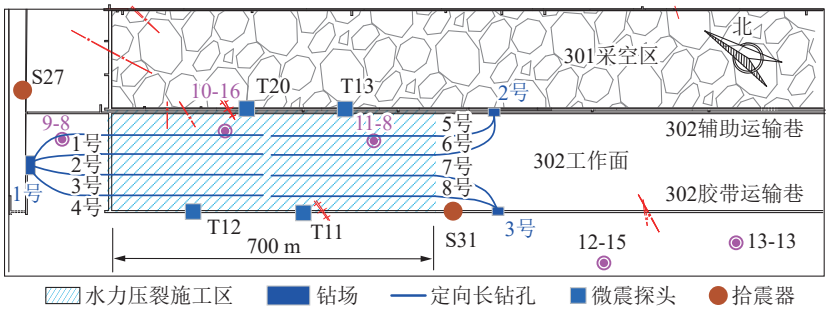


图 18　302 工作面井下水力压裂钻孔布置

Fig. 18　Layout of underground hydraulic fracturing boreholes at the 302 working face

压裂采用 BYW80/450 型煤矿井下压裂泵组和拖动后退式分段压裂工艺。为避免孔间和段间干扰, 相邻孔终孔层位和压裂分段错位布置, 其中相邻孔垂向错位间距 10 m, 压裂分段长 30 m, 有效压

中国知网　https://www.cnki.net

裂段长 10 m。

4.2 水力压裂采场响应特征

4.2.1 压裂区岩层特征

如图 19 所示, 统计压裂期间所有压裂分段的压裂时长和起裂压力, 分析岩层属性及裂隙扩展情况。由图 19 可知, 压裂孔整体箱体较为紧凑, 中位数与均值接近, 介于 16.6~19.8 MPa 之间, 最大差值 3.2 MPa, 相对变化幅度 19.3%, 说明压裂区整体岩体均质性与完整性较好, 压裂层整体保压能力强。压裂时长变化特征与起裂压力一致, 压裂时长相对变化幅度 6.3%, 平均压裂时长保持在 50 min 以上, 说明压裂期间各分段保压效果较好, 裂隙稳定拓展时间长, 有利于形成复杂压裂网络。

4.2.2 压裂区开采期间采场响应特征

为说明顶板压裂对采场的影响特征, 统计工作面压裂区开采期间的微震和支架阻力数据, 分析压裂区开采时采场煤岩活动及应力的响应特征。由微震监测结果可知, 302 工作面在压裂区开采时, 共监测到 4 593 起有效微震事件, 微震事件低能事件为主, 其中能量大于 5×10^3 J 的事件仅出现 55 起, 占比 1.2%, 且未发生能量大于 1×10^5 J 的事件, 单个微震最大能量仅 9 871.7 J。

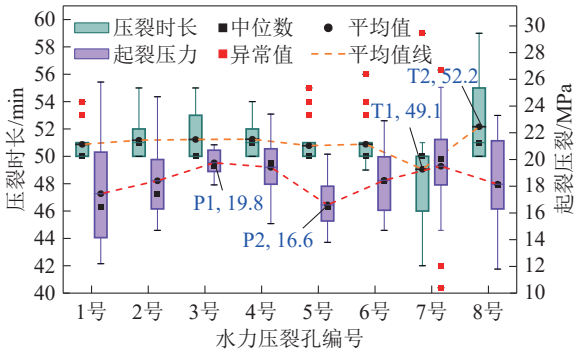


图 19 起裂压力与压裂时长统计箱线图

Fig. 19 Boxplot of initiation pressure and fracturing duration statistics

为进一步分析不同开采阶段微震分布的差异, 绘制图 20 所示的微震演化示意图。由图 20 可知, 在工作面初次来压和见方来压影响区域, 微震活动表现为高频低能; 虽然在工作面周期来压区域出现了相对微震活动密集区, 但无能量大于 10^4 J 的微震事件出现, 说明压裂有效破坏了近场关键层完整性, 在增强岩层活动度的同时, 减小了大能量事件发生的频率。

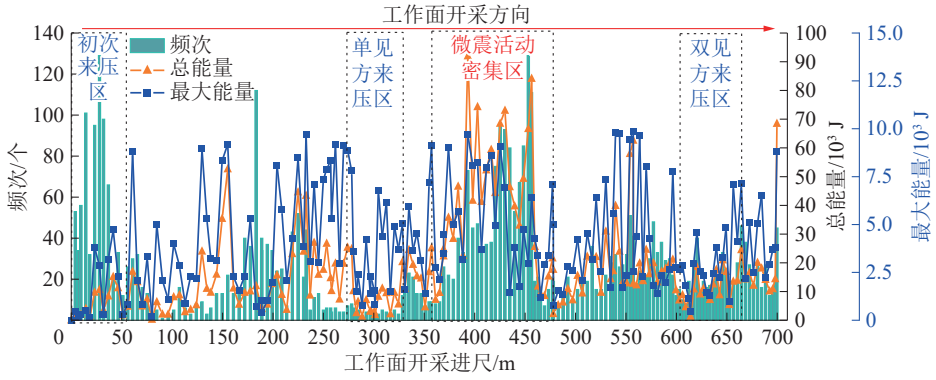


图 20 302 工作面压裂区微震演化规律

Fig. 20 Microseismic evolution characteristics in the hydraulic fracturing zone of the 302 working face

图 21 为压裂区开采时的支架阻力云图。由图 21 可知, 压裂区开采过程中支架来压分布均匀, 未出现全区域大范围的来压现象, 来压时平均支架压力约 42 MPa, 主要集中在工作面中部。工作面非来压区域, 支架阻力稳定在 20~30 MPa。工作面开采至 50 m 附近时顶板初次来压, 来压持续步距约 7 m, 后续顶板均匀出现周期来压现象, 来压持续步距稳定在 6~8 m; 开采至 270 m 附近时, 出现见方来压, 见方来压期间, 来压覆盖区域和来压持续步距相较于周期来压均出现明显增大, 在见方来压区域内出现两次支架阻力增大现象, 持续步距分别为 7 和 14 m。但见方来压相较于周期来压支架阻力峰值并没有出现明显增大的现象, 见方来压后, 工作面恢复阶段性周期来压。

4.3 近场厚硬顶板井下定向水力压裂防冲机理

图 22 所示为不同研究方法获得的压裂与未压裂采场中各类数据的对比图。由图 22(a) 可知, 尽管理论计算跟数值模拟的结果在数值上有所差异,

中国知网 https://www.cnki.net

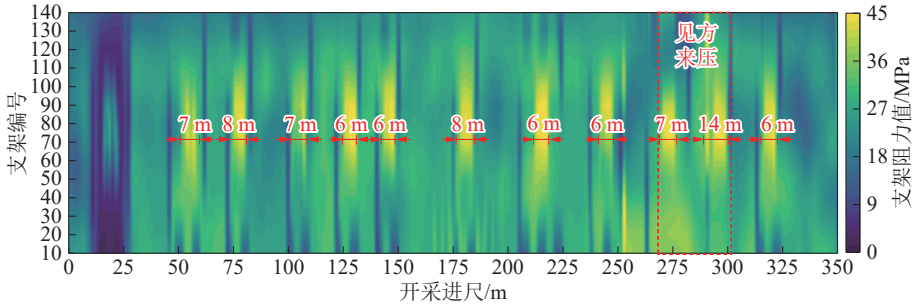


图 21　302 工作面压裂区支架阻力云图

Fig. 21　Cloud map of support resistance in the fracturing zone of the 302 working face

但所反应的变化趋势一致, 均表明压裂可以显著增大岩层破断角和岩层位移量, 并减小采动应力, 且这种影响效果在岩层周期破断 (失稳) 阶段基本维持稳定。由图 22(b) 可知, 在数值模型中, 压裂模型的微震事件频次远高于未压裂模型, 且最大震源能量显著降低。尽管在图中工程试验结果无法与模拟结果进行直观数据对比, 但是引入 1.3 节中相似顶板条件下的未压裂工作面数据, 发现压裂可以显著增加微震事件频次, 并降低最大能量峰值, 将采场微震事件特征由“低频−高能”转变为“高频−低能”。

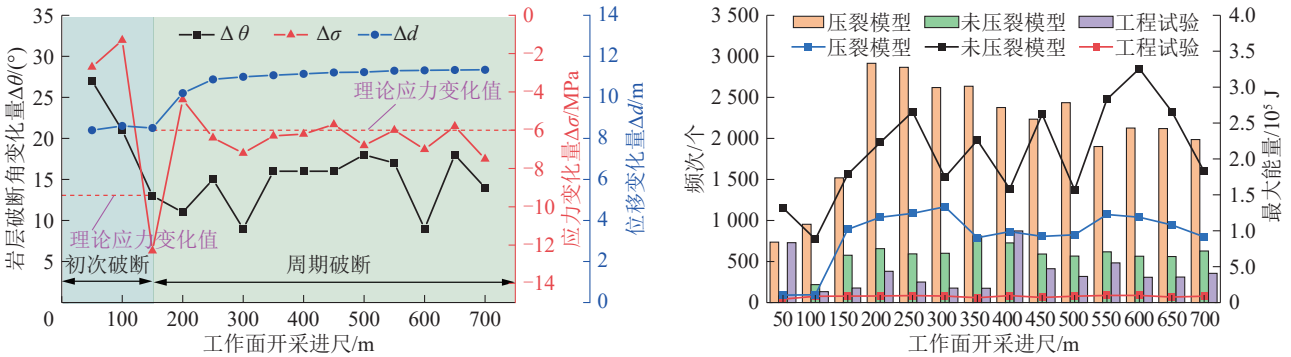


图 22　压裂与未压裂采场数据对比

Fig. 22　Comparison of stope data under fractured and unfractured conditions

综上, 近场厚硬顶板井下定向水力压裂的防冲机理可概括为: 井下定向水力通过促进压裂层裂隙发育, 增大压裂控制区岩层破断角与覆岩运移量, 改变压裂层周期破断形式及采场微震能频特征, 进而降低采场静载与动载峰值, 实现对覆岩运移与应力的调控, 最终降低采场冲击风险。

5　结论与展望

(1) 理论分析结果表明: 近场厚硬顶板工作面采动应力峰值随顶板破断步距的减小而降低, 压裂通过改变岩层破断角和周期破断形式, 实现采动应力调控。当其周期破断步距减小至 30 m 时, 周期破断产生的应力降低 6.0 MPa。

(2) 数值模拟结果表明: 近场关键层压裂后, 破断角由 50.3°增至 64.7°, 初次和周期破断步距分别由 112.2、36.4 m 减小至 78.9、22.1 m; 采场初次和周期破断时应力集中区接触力峰值分别降低 32.8% 和 19.9%。压裂控制区岩层位移增量跨度大, 存在负值及极值点; 上覆联动区岩层位移增量持续稳定增大至 3.7 m。采场微震事件总频次增大 3.6 倍, 而能量大于 1×10^5 J 事件频次降低 82.6%。

(3) 工程试验结果表明, 302 工作面近场粗粒砂岩层压裂后, 工作面能量大于 5×10^3 J 微震事件占比降至 1.2%; 工作面来压范围明显减小, 来压持续步长稳定在 6~8 m, 表明水力压裂能够有效弱化近场关键层, 降低采场矿压显现强度。

(4) 基于理论分析、数值模拟与工程试验结果, 揭示了井下定向水力压裂通过增大压裂控制区岩层破断角、促进采场覆岩运移、改变压裂层周期破断形式与采场微震能频特征, 降低采场静载与动载

中国知网　https://www.cnki.net

峰值的防冲机理, 为类似条件下冲击地压防治提供理论依据。

本文通过理论分析、数值模拟与工程试验相结合的方法, 揭示了近场厚硬顶板井下定向水力压裂采场覆岩结构演化特征及其防冲机理。相较已有研究, 在“压裂–开采”全过程模拟及覆岩垂向分区响应方面取得了新的认识, 但仍缺乏对压裂块体间应力作用机制、压裂参数与裂隙网络映射关系、压裂裂隙网络形态对覆岩破断与防冲效果影响机制等方面的研究。亟待从压裂块体间力学作用机制、压裂缝网表征及压裂参数优化等方面开展进一步探索。

参考文献 (References):

[1] 曹安业, 吕国伟, 薛成春, 等. 关键层复合效应下动静载诱冲机制及影响因素[J]. 煤炭科学技术, 2025, 53(9): 141−152.
CAO Anye, LYU Guowei, XUE Chengchun, et al. Mechanism and influencing factors of dynamic-static load induced rock burst under the composite effect of key strata[J]. Coal Science and Technology, 2025, 53(9): 141−152.

[2] 袁亮, 王恩元, 马衍坤, 等. 我国煤岩动力灾害研究进展及面临的科技难题[J]. 煤炭学报, 2023, 48(5): 1825−1845.
YUAN Liang, WANG Enyuan, MA Yankun, et al. Research progress of coal and rock dynamic disasters and scientific and technological problems in China[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(5): 1825−1845.

[3] AN H, MU X. Contributions to rock fracture induced by high ground stress in deep mining: a review[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2025, 58(1): 463−511.

[4] 李延军. 采动作用下复合坚硬顶板破断失稳及预裂弱化特征[J]. 煤炭学报, 2025, 50(6): 2909−2921.
LI Yanjun. Fracture instability and pre-splitting weakening characteristics of composite hard roof under mining action[J]. Journal of China Coal Society, 2025, 50(6): 2909−2921.

[5] 孙文超, 王兆会, 李强, 等. 深部坚硬顶板工作面冲击地压多元协同防控技术[J]. 岩石力学与工程学报, 2024, 43(7): 1736−1750.
SUN Wenchao, WANG Zhaohui, LI Qiang, et al. Multiple synergistic control technology of rock burst disasters in deep hard roof working faces[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(7): 1736−1750.

[6] 潘俊锋, 康红普, 闫耀东, 等. 顶板“人造解放层”防治冲击地压方法、机理及应用[J]. 煤炭学报, 2023, 48(2): 636−648.
PAN Junfeng, KANG Hongpu, YAN Yaodong, et al. The method, mechanism and application of preventing rock burst by artificial liberation layer of roof[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(2): 636−648.

[7] HAO Q, CAO A, LYU W, et al. Crack extension characteristics of deep hole pre-splitting blasting under different in-situ stress fields and drill geometries: a numerical study[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2025, 58(2): 1427−1449.

[8] 董续凯, 白俊杰, 张俊文, 等. 复合坚硬顶板工作面末采顶板爆破防冲调控技术[J]. 岩石力学与工程学报, 2026, 45(3): 764−776.
DONG Xukai, BAI Junjie, ZHANG Junwen, et al. Roof-blasting control technology for rockburst prevention in the final mining stage with composite hard roof[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2026, 45(3): 764−776.

[9] 康红普, 冯彦军, 赵凯凯. 煤矿水力压裂岩层控制技术及应用[J]. 采矿与岩层控制工程学报, 2026, 8(1): 013542.
KANG Hongpu, FENG Yanjun, ZHAO Kaikai. Strata control technology using hydraulic fracturing in underground coal mines and applications[J]. Journal of Mining and Strata Control Engineering, 2026, 8(1): 013542.

[10] 唐慧莹, 梁海鹏, 张烈辉, 等. 砾岩储层水力裂缝扩展形态及影响因素[J]. 石油学报, 2022, 43(6): 871−884.
TANG Huiying, LIANG Haipeng, ZHANG Liehui, et al. Hydraulic fracture extension patterns of conglomerate reservoirs and relevant influencing factors[J]. Acta Petrolei Sinica, 2022, 43(6): 871−884.

[11] 沈仲辉, 周雷, 林东, 等. 页岩水压致裂塑性损伤响应及影响因素探究[J]. 煤炭科学技术, 2025, 53(S1): 252−260.
SHEN Zhonghui, ZHOU Lei, LIN Dong, et al. Damage response and influencing factors of plastic damage caused by hydraulic fracturing of shale[J]. Coal Science and Technology, 2025, 53(S1): 252−260.

[12] WU F, TAN Y, LI C, et al. 3D anisotropic progressive failure mechanisms of shale under direct shear cyclic loading[J]. Engineering Failure Analysis, 2026, 196: 111121.

[13] HUANG G, ZHOU F, ZHANG B, et al. Visual experimental investigation on dynamic propagation mechanisms of multi-fractures in layered media[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2026, 205: 106601.

[14] LONG T, WU X, SHEN Y, et al. Stress interference between multi-radial boreholes during hydraulic fracturing in multilayered reservoirs based on the discrete lattice method[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2026, 1−30.

[15] 王志翔, 杨典森, 周云, 等. 界面强度对水力裂缝三维扩

中国知网 https://www.cnki.net

展行为影响规律的研究[J]. 岩土力学, 2026, 47(5): 1567−1582.
WANG Zhixiang, YANG Diansen, ZHOU Yun, et al. Influence of interfacial strength on the three-dimensional propagation behavior of hydraulic fractures[J]. Rock and Soil Mechanics, 2026, 47(5): 1567−1582.

[16] 尚子琛, 张荔, 张建军, 等. 基于相场法量化段内多裂缝干扰程度[J]. 科学技术与工程, 2026, 26(1): 142−150.
SHANG Zichen, ZHANG Li, ZHANG Jianjun, et al. Investigation into interference degree of multiple fractures within one stage based on phase field method[J]. Science Technology and Engineering, 2026, 26(1): 142−150.

[17] 贾冲, 来兴平, 崔峰, 等. 坚硬顶板破断步距影响下煤体采动力学响应及压裂防冲分段长度优化[J]. 岩石力学与工程学报, 2026, 45(6): 1806−1826.
JIA Chong, LAI Xingping, CUI Feng. Dynamic response of coal mining under the influence of hard roof breaking step and optimization of fracturing and scour prevention section length[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2026, 45(6): 1806−1826.

[18] 谭毅, 王宇, 何满潮, 等. 深埋特厚煤层坚硬顶板多维分段水力压裂控冲减损技术[J]. 煤炭学报, 2025, 50(2): 794−809.
TAN Yi, WANG Yu, HE Manchao, et al. Multi dimensional segmented hydraulic fracturing impact ground pressure control and loss reduction technology for deep buried thick coal seam hard roof[J]. Journal of China Coal Society, 2025, 50(2): 794−809.

[19] 吴学明, 马小辉, 吕大钊, 等. 彬长矿区“井上下”立体防治冲击地压新模式[J]. 煤田地质与勘探, 2023, 51(3): 19−26.
WU Xueming, MA Xiaohui, LYU Dazhao, et al. A new model of surface and underground integrated three-dimensional prevention and control of rock burst in Binchang Mining Area[J]. Coal Geology & Exploration, 2023, 51(3): 19−26.

[20] ZHUANG J, MU Z, CAI W, et al. Multistage hydraulic fracturing of a horizontal well for hard roof related coal burst control: insights from numerical modelling to field application[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2024, 34(8): 1095−1114.

[21] TIAN X, GONG S, DOU L, et al. Characterize the influences of hydraulic fracturing on preventing rock burst from the stress and vibration fields[J]. Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources, 2024, 10(1): 169.

[22] 郑建伟, 鞠文君, 吕大钊, 等. 顶板条带弱化法防治中央大巷冲击地压机制及实践[J]. 煤炭学报, 2023, 48(3): 1169−1178.
ZHENG Jianwei, JU Wenjun, LYU Dazhao, et al. Mechanism and practice of roof strip weakening method for preventing rockburst in central roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(3): 1169−1178.

[23] 鲁喜辉, 赵卫卫, 郝英豪, 等. 深部非对称采空区煤层大巷冲击机理及防控[J]. 煤田地质与勘探, 2026, 54(2): 14−26.
LU Xihui, ZHAO Weiwei, HAO Yinghao, et al. Mechanism and prevention of rockburst in deep asymmetric goaf areas coal seam main roadway[J]. Coal Geology & Exploration, 2026, 54(2): 14−26.

[24] 张明, 涂敏, 姜福兴, 等. 基于巷道支承应力转移的自发型冲击失稳与防控研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2022, 39(4): 720−730.
ZHANG Ming, TU Min, JIANG Fuxing, et al. Surrounding rock spontaneously rockburst instability and prevention and control based on roadway support stress transfer[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2022, 39(4): 720−730.

[25] 孟祥军, 李友, 张广超, 等. 巨厚松散层与不等厚基岩下开采覆岩结构运动演化规律[J]. 采矿与岩层控制工程学报, 2024, 6(6): 063543.
MENG Xiangjun, LI You, ZHANG Guangchao, et al. Evolutionary laws of overburden structural movement under ultra-thick loose layers and uneven-thickness bedrock during mining[J]. Journal of Mining and Strata Control Engineering, 2024, 6(6): 063543.

[26] 刘垚鑫, 高明仕, 贺永亮, 等. 倾斜特厚煤层综放沿空掘巷围岩稳定性研究[J]. 中国矿业大学学报, 2021, 50(6): 1051−1059.
LIU Yaoxin, GAO Mingshi, HE Yongliang, et al. Study of control technology about gob-side entry driving with top-coal caving in inclined extra-thick coal seam[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2021, 50(6): 1051−1059.

[27] 曹安业, 王崧玮, 陈凡, 等. 向斜轴区开采“曲梁拱”覆岩结构演化与失稳诱冲机理[J/OL]. 煤炭学报, 1−17[2026−06−25]. https://doi.org/10.13225/j.cnki.jccs.2025.1614.
CAO Anye, WANG Songwei, CHEN Fan, et al. Evolution and instability-induced coal burst mechanism of the "curved beam arch" overlying strata structure during mining in the syncline axis zone[J]. Journal of China Coal Society, 1−17[2026−06−25]. https://doi.org/10.13225/j.cnki.jccs.2025.1614.

[28] 李云鹏, 张宏伟, 苏怀瑞, 等. 复杂坚硬岩层井上下联合水力压裂控制技术研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2023, 40(4): 704−713.
LI Yunpeng, ZHANG Hongwei, SU Huairui et al. Research on control technology of coordinated hydraulic fracture under complicated hard rock strata condition[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2023, 40(4): 704−

中国知网 https://www.cnki.net

713.

[29] 荣浩宇, 李桂臣, 梁东旭, 等. 应力路径影响下高应力岩石力学特性颗粒流模拟[J]. 采矿与安全工程学报, 2022, 39(1): 163−173.
RONG Haoyu, LI Guichen, LIANG Dongxu, et al. Particle flow simulation of mechanical properties of high stress rock under the influence of stress path[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2022, 39(1): 163−173.

[30] CHEN Y, LI P, XU C, et al. Failure characteristics and pressure relief effectiveness of non-persistent jointed rock mass with holes[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2024, 134: 104733.

[31] YANG W, GENG Y, ZHOU Z, et al. True triaxial hydraulic fracturing test and numerical simulation of limestone[J]. Journal of Central South University, 2020, 27(10): 3025−3039.

[32] LIU T, SHAO Y, ZHANG C, et al. Analysis of crack propagation and hydraulic fracturing behavior of coral reef limestone[J]. Computational Particle Mechanics, 2025, 12(2): 809−829.

[33] 郝保钦, 张昌锁, 王晨龙, 等. 岩石 PFC2D 模型细观参数确定方法研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(4): 132−141.
HAO Baoqin, ZHANG Changsuo, WANG Chenlong, et al. Study on determination micro-parameters of rock PFC 2D model[J]. Coal Science and Technology, 2022, 50(4): 132−141.

[34] CAO M, YANG S, TIAN W, et al. Three-dimensional discrete element simulation of the triaxial cyclic loading of sandstone based on a nonlinear parallel-bonded stress corrosion model[J]. Computers and Geotechnics, 2024, 168: 106167.

[35] 刘云贺, 王琦, 宁致远, 等. 考虑损伤的平行黏结接触模型开发及其参数影响分析[J]. 岩土力学, 2022, 43(3): 615−624.
LIU Yunhe, WANG Qi, NING Zhiyuan, et al. Development of a linear parallel bond model considering damage and parameter influence analysis[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(3): 615−624.

中国知网 https://www.cnki.net