DOI: 10.11883/bzycj-2016-0359 文章编号: 1001-1455(2018)04-0795-09

基于双向聚能拉张爆破理论的巷道顶板定向预裂*

何满潮[1,2],郭鹏飞[1,2],张晓虎[1,2],王 炯[1]
(1. 中国矿业大学(北京)深部岩土力学与地下工程国家重点实验室,北京 100083;
2. 中国矿业大学(北京)力学与建筑工程学院,北京 100083)

摘要: 为在切顶卸压沿空留巷中获得巷道顶板预裂炮孔的最优间距,基于双向聚能拉张爆破技术,采用以 LS-DYNA 动力分析软件为基础的数值模拟和现场试验对巷道顶板定向预裂进行研究,优化炮孔间距。数值模拟结果表明,当炮孔间距为 400 mm 时,应力波叠加后产生有效的拉应力;当炮孔间距为 500 mm 时,应力波叠加后也能够产生有效的拉应力,该拉应力大于孔壁围岩的抗拉强度,能够使孔壁围岩沿聚能方向形成裂缝,且利于炮孔间裂纹的扩展;随着炮孔间距进一步的增大,当炮孔间距为 600 mm 爆破时,由于间距过大,应力波无法有效叠加,不能产生连续裂缝。现场试验表明,间距为 400 和 500 mm 的炮孔间隔爆破时,未爆破孔自炮孔孔底至孔口产生连续有效裂缝,裂缝长度达 2.4 m,相邻炮孔间沿炮孔中心线均能够形成连续有效的切缝面,能够有效控制沿空巷道顶底板位移及沿空巷道顶板压力。综合分析,在 3 种不同炮孔间距的试验方案中,确定间隔爆破、500 mm 的炮孔间距为同一地质条件下 3 种试验设计中的最优方案。

关键词: 双向聚能拉张爆破;切顶卸压;定向预裂;炮孔间距;动力分析
中图分类号: O389;TD235.4 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

在传统的沿空留巷技术中,沿空侧采空区上覆岩体一般不易沿沿空侧巷道顶板断裂,不仅易造成采空区上覆岩层在垮落过程中带动沿空巷道顶板形成滑落失稳和旋转失稳[1-3],而且通过采空区老顶岩层将采空区上覆岩层压力传递至沿空巷道顶板和实体煤[4],导致沿空巷道顶板下沉量大、来压期间顶板难支护、沿空巷帮成帮效果不理想、实体煤侧巷帮片帮等问题,给沿空巷道的成巷、巷道维护及安全生产带来了很大难度,大大增加了留巷成本,严重制约着沿空留巷技术的发展[5-10]。

通过双向聚能拉张爆破技术,在工作面回采前对巷道顶板进行定向预裂是改变沿空巷道顶板结构及其围岩应力分布的有效途径之一。然而,目前对双向聚能拉张爆破技术的顶板切缝研究较少[11-13]。在切顶卸压沿空留巷技术中,预裂炮孔的间距是巷道顶板定向预裂中的一个关键参数。在双向聚能拉张爆破切顶卸压技术的研究和应用中,预裂炮孔的间距研究还未引起足够的重视。因此,本文中基于双向聚能拉张爆破技术,采用数值模拟试验和现场试验相结合的方法,研究优化预裂炮孔间距,保证预裂效果,对切顶卸压沿空留巷技术的研究和应用具有重大的意义。

1 双向聚能拉张爆破机制

1.1 双向聚能拉张爆破原理

双向聚能拉张爆破是预裂爆破的一种,有别于传统的预裂爆破,它通过聚能管与普通矿用炸药的有效结合,改变了爆轰波与围岩相互作用的动力学过程:即炸药爆炸后沿聚能方向形成切向拉应力,爆轰压力最大限度地转化为对围岩的张拉作用,从而使沿巷道轴向方向形成有效的切缝面。

双向聚能拉张爆破与普通的爆破存在很大差异。第 1 阶段,炸药起爆后,经过迅速复杂的化学反应生成高温、高压气体,爆生气体冲击孔壁与炸药间的聚能管壁,冲击聚能管受到突然的高压作用,与爆生气体一起对孔壁形成冲击压力。接着聚能管上的聚能孔使爆生气体与孔壁接触形成的压应力迅速转化

* 收稿日期: 2016-11-29; 修回日期: 2017-03-13
基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFC0600900);国家自然科学基金项目(41602308)
第一作者: 何满潮(1956—),男,博士,教授; 通信作者: 郭鹏飞,853438955@qq.com。

为沿聚能方向的拉张应力，如图 1 所示。由于岩石具有抗压怕拉的特性，孔壁沿聚能方向发生拉裂破坏，生成初始径向裂缝。第 2 阶段，爆生气体压力达到峰值后逐渐衰减，压力脉冲作用于孔壁和初始径向裂缝，促使初始裂缝进一步扩展。炸药起爆后作用于孔壁的应力主要包括径向压应力和垂直于初始径向裂缝的切向拉应力。切向拉应力在径向裂缝尖端的应力集中、爆生气体的准动态膨胀作用和侵彻作用共同使初始径向裂缝发生进一步扩展。双向聚能拉张爆破作用原理如图 1 所示。

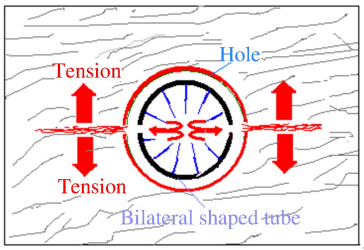


图 1 双向聚能拉张爆破作用原理

Fig. 1 Principle of bilateral cumulative tension blasting

1.2 双向聚能拉张爆破切顶卸压机制

大量的工程实践表明，当不进行切顶或切顶不充分时，随着工作面的推进，沿空侧采空区大面积悬顶。当悬顶面积达到极限时，沿空巷道顶板首先在实体煤壁内发生断裂，造成沿空巷道顶板压力大、巷道围岩变形严重、实体侧煤壁片帮等，如图 2 所示。

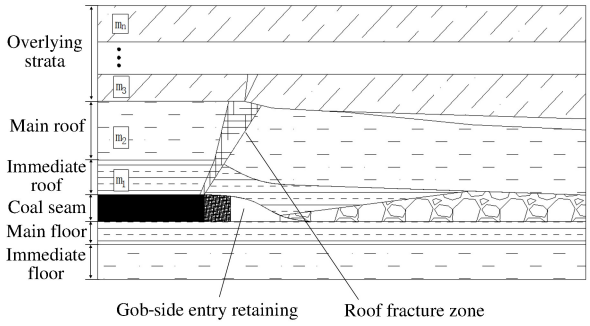


图 2 未定向预裂时沿空巷道围岩结构

Fig. 2 Structure of surrounding rock of gob-side entry before directional presplitting

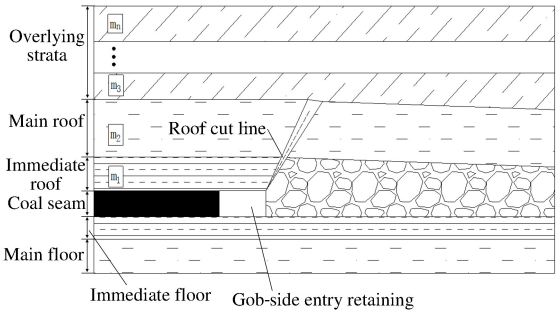


图 3 定向预裂后留巷围岩结构

Fig. 3 Structure of surrounding rock of gob-side entry after directional presplitting

双向聚能拉张爆破切顶卸压是通过双向聚能拉张爆破使巷道顶板与采空区顶板间形成一个切缝面，切断采空区顶板与巷道顶板的联系。切缝面形成后，采空区顶板沿切缝面断裂，沿空巷道顶板形成“切顶短臂梁结构”，能够最大限度地削弱采空区顶板对沿空巷道顶板的影响，切断沿空巷道顶板与采空区上覆岩层的应力传递，减小沿空巷道顶板的下沉，降低巷道顶板压力，如图 3 所示。因此，是否能够形成连续有效的切缝面是切顶卸压沿空留巷成功实施与否的前提和关键。由于双向聚能拉张爆破在聚能方向上产生的裂缝长度有一定的极限，因此，只有当炮孔间距合适时，炮孔与炮孔之间才能够形成完整的切缝面。

2 数值模拟

2.1 数值模型的建立

由于现场试验条件为浅埋深、薄煤层顶板，岩层为近水平，各岩层赋存条件简单且稳定，考虑到初始地应力比爆轰气体形成的压应力小得多，数值模拟过程中对初始地应力忽略不计。采用动力分析软件 LS-DYNA 进行双向聚能拉张爆破的二维数值模拟，计算岩石爆破过程中裂纹扩展过程、应力分布规律等，初步确定合理的炮孔间距。炸药材料模型采用 MAT_HIGH_EXPLO_SIVE_BURN。模型中炸药起爆后采用 JWL 状态方程描述爆轰产物的压力-体积关系：

$$p = A\left(1-\frac{\omega}{VR_1}\right)\mathrm{e}^{-R_1V} + B\left(1-\frac{\omega}{VR_2}\right)\mathrm{e}^{-R_2V} + \frac{\omega E_0}{V} \tag{1}$$

式中：p 为爆轰产物的压力，A、B、R_1、R_2 和 ω 为由试验确定的材料常数，V 为爆轰产物的相对体积，E_0 为爆轰产物的初始内能密度。炸药采用二级矿用水胶炸药，炸药参数及 JWL 状态方程参数见表 1。

表 1 炸药参数

Table 1 Explosive parameters

$\rho/(\mathrm{g\cdot cm^{-3}})$	$D/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	p/GPa	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	E_0/GPa
1.2	3 800	27	326	5.81	5.81	1.56	0.57	2.67

采用 Johnson-Holmquist 模型研究爆炸荷载作用下岩石聚能爆破过程的裂纹扩展过程。岩石参数依照禾草沟二号煤矿 1105 工作面老顶细砂岩进行选取，具体参数值如表 2 所示，其中 ρ 为密度，ν 为泊松比，c_P 和 c_S 分别为 P 波和 S 波波速，K 为体积模量，G 为剪切模量，f_c 为单轴抗压强度，T 为单轴抗拉强度。

表 2 模型中岩石基本力学参数

Table 2 Basic mechanical parameters of rock in the model

$\rho/(\mathrm{g\cdot cm^{-3}})$	ν	$c_\mathrm{P}/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	$c_\mathrm{S}/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	K/GPa	G/GPa	f_c/MPa	T/MPa
2.56	0.34	3 835	2 665	25.7	21.9	67.1	6.8

聚能材料选用 PVC 管材，PVC 管在双向聚能张拉爆破中最主要的作用是在聚能方向（聚能孔侧）上产生聚能拉张效应。由于爆炸是一个非常短暂的过程，PVC 管发生相变（汽化）是在岩石产生张拉裂缝之后发生的，此时 PVC 管对裂缝的扩展影响不大，该时期对裂缝扩展影响较大的是高压爆轰气体对爆生裂纹产生的张拉应力及其气楔作用，因此，数值模拟中未考虑温度对 PVC 管的影响。PVC 管的本构方程选用与应变率相关、可考虑失效的塑性随动模型。通过在 $\beta=0$（仅随动硬化）和 $\beta=1$（仅各向同性硬化）间调整硬化参数来选择各向同性或随动硬化。应变率用 Cowper-Symonds 模型来考虑，用与应变率有关的因数表示屈服应力：

$$\sigma_\mathrm{Y}=[1+(\dot{\varepsilon}/C)^{1/p}](\sigma_0+\beta E_\mathrm{p}\varepsilon_\mathrm{p}^{\mathrm{eff}}) \tag{2}$$

式中：σ_0 为初始屈服应力；C、p 为 Cowper-Symonds 应变率参数；$\varepsilon_\mathrm{p}^{\mathrm{eff}}$ 为有效塑性应变；E_p 为塑性硬化模量，$E_\mathrm{p}=E_\mathrm{y}E_\mathrm{tan}/(E_\mathrm{y}-E_\mathrm{tan})$，$E_\mathrm{tan}$为切线模量。聚能材料具体参数如表 3 所示，其中 E 为弹性模量，G_PVC 为剪切模量，σ_Y 为屈服应力。

表 3 聚能管材力学参数

Table 3 Mechanical parameters of shaped pipe

$\rho/(\mathrm{g\cdot cm^{-3}})$	E/GPa	G_PVC/GPa	σ_Y/MPa	ν
1.43	43	3.2	61.7	0.32

根据断裂力学理论，当裂缝端部应力强度因子（K_I）大于岩石的断裂韧度（K_IC）即开始起裂，反之则开始止裂。现以双向聚能拉伸爆破炮孔壁对称裂纹为例，断裂力学模型如图 4 所示，在裂纹扩展过程中，当聚能射流接触初始裂纹尖端时，裂纹尖端的应力强度因子为：

$$K_\mathrm{I}=p_0F\sqrt{\pi(r+a_0)}+\sigma\sqrt{\pi a_0} \tag{3}$$

式中：a_0 为初始聚能裂纹长度，r 为药卷半径，p_0 为炸药粒子充满炮孔时的压力，F 为应力强度因子修正系数，是炮孔半径和裂缝长度的函数：

$$F=f[(r+a)/r] \tag{4}$$

应力强度因子修正系数 F 随裂纹扩展长度的增大而增大，当$\dfrac{r+a}{r}<1.5$ 时，F 变化较大，当$\dfrac{r+a}{r}>1.5$ 时，F 的变化较小且趋近于 1。起裂前，裂纹尖端处的应力强度因子为：

$$K_\mathrm{IC}=p_0F\sqrt{\pi(r+a_0)} \tag{5}$$

当以 K_{IC} 表示岩石的断裂韧度时，起裂及裂纹扩展的条件为：

$$p_0 > \frac{K_{IC} - \sigma\sqrt{\pi a_0}}{F\sqrt{\pi(r+a_0)}} \tag{6}$$

当裂纹起裂以后，后续爆炸气体气楔作用进一步迫使裂纹进一步扩展，而裂隙扩展导致爆炸气体压力下降，为保证裂纹持续扩展，爆炸气体瞬时压力 p 需满足：

$$p > \frac{K_{IC} - \sigma\sqrt{\pi a_0}}{F\sqrt{\pi(r+a_0)}} \tag{7}$$

同时，在非聚能方向裂纹起裂的条件为：

$$p > \frac{K_{IC}}{F\sqrt{\pi(r+a_0)}} \tag{8}$$

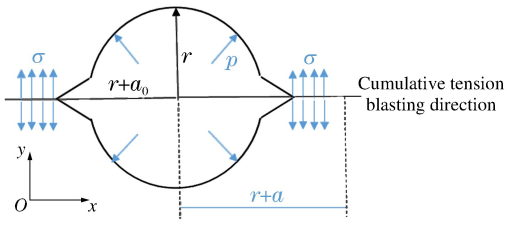


图 4 双向聚能拉张爆破断裂力学模型[14]

Fig. 4 Fracture mechanical model of bilateral cumulative tension blasting[14]

2.2 方案设计

在方案设计中，爆破方式分为连孔爆破和间隔爆破两种(见图 5)，爆破后沿炮孔径向产生的裂缝沿炮孔连线形成一条完整的预裂线，在非聚能方向上不生成或少生成破坏性裂纹的炮孔间距是合理的。详细设计方案如表 4 所示，其中 L 为炮孔间距，D 为炮孔直径。

表 4 方案设计

Table 4 Schematic design

No.	L/mm	D/mm	起爆方式	No.	L/mm	D/mm	起爆方式
1	400	48	间隔爆破	4	500	48	连孔爆破
2	400	48	连孔爆破	5	600	48	间隔爆破
3	500	48	间隔爆破	6	600	48	连孔爆破

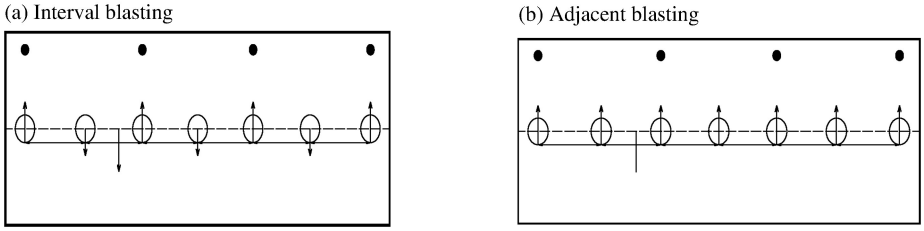


图 5 爆破孔布置及爆破方法

Fig. 5 Blasting hole arrangement and blasting method

2.3 结果及分析

通过数值模拟得到了不同炮孔间距条件下间隔爆破和连孔爆破后的应力波传播规律和裂缝扩展情况，如图 6～7 所示。由图 6 可知，对于沿 y 方向的应力，当进行间隔爆破时，间距为 400 mm 时，爆破孔的应力波经过间隔孔的反射叠加后在间隔孔上、下形成拉应力；间距为 500 mm 时，爆破孔的应力波经过间隔孔的反射叠加后在间隔孔上下形成拉应力，该拉应力大于炮孔孔壁围岩的抗拉强度，能够沿炮孔中心线形成有效预裂。当炮孔间距为 600 mm 时，无论是间隔爆破还是连孔爆破，炮孔间均无法形成有效的应力叠加，不能形成连续有效的裂缝。

由图 7 可知，间距为 600 mm 时，炮孔间距过大，导致爆破后叠加后的应力不能使岩石产生有效裂缝。对于沿 y 方向的应力，当进行连孔爆破时，间距 400 mm 炮孔在两炮孔连线中点应力产生强烈的叠加效应，沿炮孔连线两侧产生较大压应力；间距 500 mm 炮孔在两炮孔连线中点应力叠加为拉应力，利于切缝的产生。在数值计算的过程中，对图 5 中的测点进行 y 向应力监测。

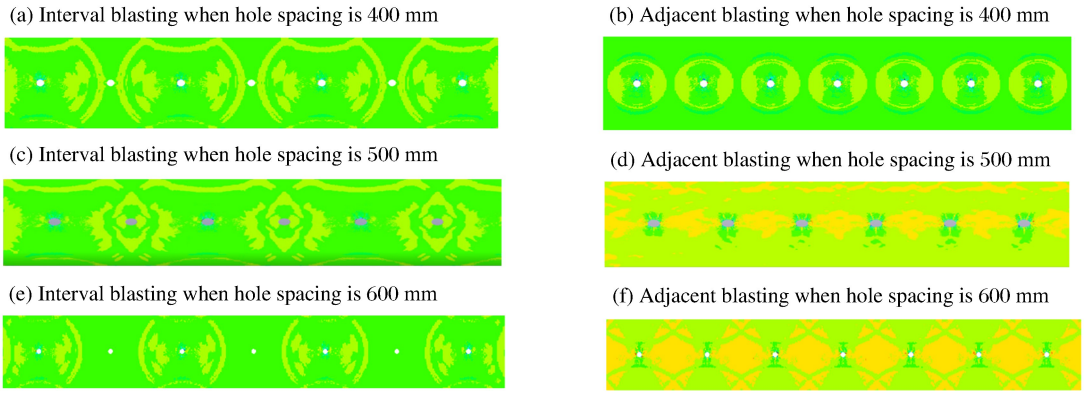


图 6　不同间距炮孔爆破后 0.2 ms y 方向应力分布

Fig. 6　y-direction stress distribution after blasting with different hole spacings

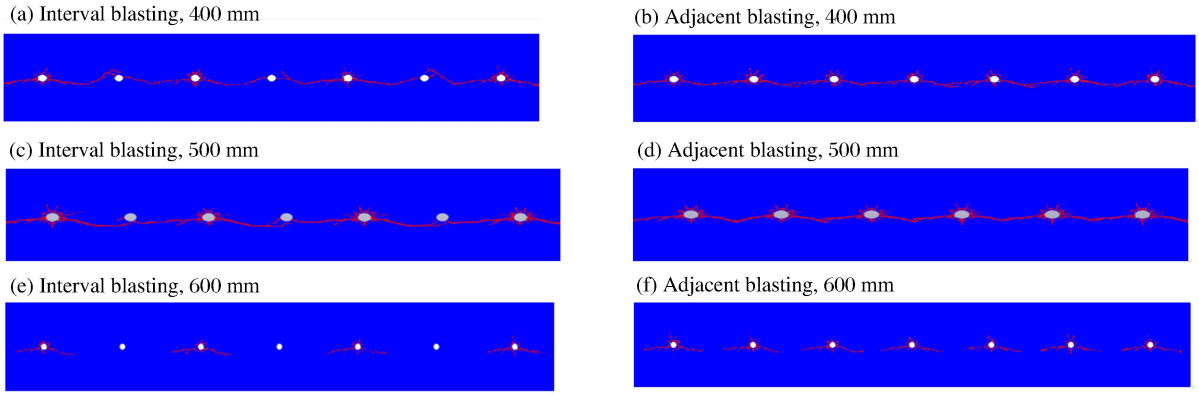


图 7　不同间距炮孔爆破时裂缝效果

Fig. 7　Crack effect when blasting with different hole spacings

如图 8(a)所示，间隔爆破时，400 和 500 mm 间距炮孔在炸药起爆后 0.06 ms，测点 y 向应力均增大至约 0.12 GPa；在起爆后 0.12 ms，测点 y 向应力迅速衰减至 0.05 GPa，直至起爆后 0.48 ms，测点 y 向应力均趋于稳定，小于 0.02 GPa；600 mm 间距炮孔在起爆后 0.09 ms 测点 Y 向应力增大至 0.12 GPa，0.48 ms 时测点 y 向应力均趋于稳定。连孔爆破时，炸药起爆后 0.06 ms，不同间距炮孔的测点 y 向应力均增大至 0.46 GPa；400 和 600 mm 间距炮孔起爆后 0.2 ms，测点 y 向应力衰减至 0.05 GPa，并逐渐趋于稳定，而 500 mm 间距炮孔起爆后 0.2 ms，测点 y 向应力衰减至 0.10 GPa，并逐渐趋于稳定。

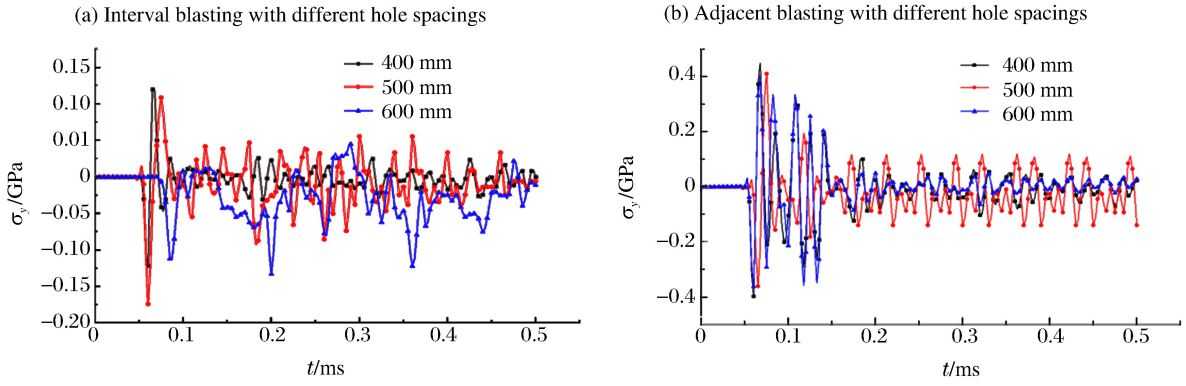


图 8　爆破时模型中测点 y 向应力平均值变化规律

Fig. 8　Variation of average stress in y direction at the gauge point during the blasting process

综上所述，间隔爆破时产生的爆轰气体对初始裂缝作用时间比连孔爆破的作用时间长，因此，在现场采用间隔爆破的方法进行现场试验。由应力云图及裂缝效果可知，间隔爆破时，双向聚能拉张爆破的炮孔间距为 500 mm 较为合理。

3 现场试验

3.1 工程概况

在 1105 工作面进行禾草沟二号煤矿顶板定向预裂的现场试验。采用倾斜长壁采煤法，工作面走向长度为 120 m，倾向长度为 1140 m。该工作面主采煤层为 3 号煤层，煤层厚度为 0.72～0.84 m，平均厚度为 0.8 m。3 号煤层位于三叠系上统瓦窑堡组，为全区可采薄煤层。煤层埋深在 56～232 m 之间，由东向西倾伏，煤层倾角为 1°～3°。该煤层直接顶为 0～2.5 m 的泥质粉砂岩，硬度为 4；老顶为 0～16 m 的细砂岩，硬度为 5；煤层底板岩性除局部地段为抗压强度较大、稳定性较好的砂岩外，多以泥质粉砂岩、粉砂岩为主，抗压强度小，稳定性较差。

3.2 方案设计

考虑到连孔爆破对巷道顶板及原有支护的影响，并结合数值模拟结果，现场试验方案均采用间隔爆破的方式。共设置 3 种试验方案，炮孔间距分别为 400、500、600 mm，炮孔深度均为 3.5 m，炮孔与铅垂线的夹角均为 20°，如表 4 所示。试验过程中，各个爆破孔均使用 1 根聚能管，并在聚能管中部安装 3 卷相同规格的三级矿用水胶炸药(炸药连续安装，用 1 发雷管引爆)。装药结构如图 9 所示，炮孔直径为 48 mm，聚能管直径为 36 mm，药卷直径为 32 mm，因此，装药结构不耦合系数为 1.5。

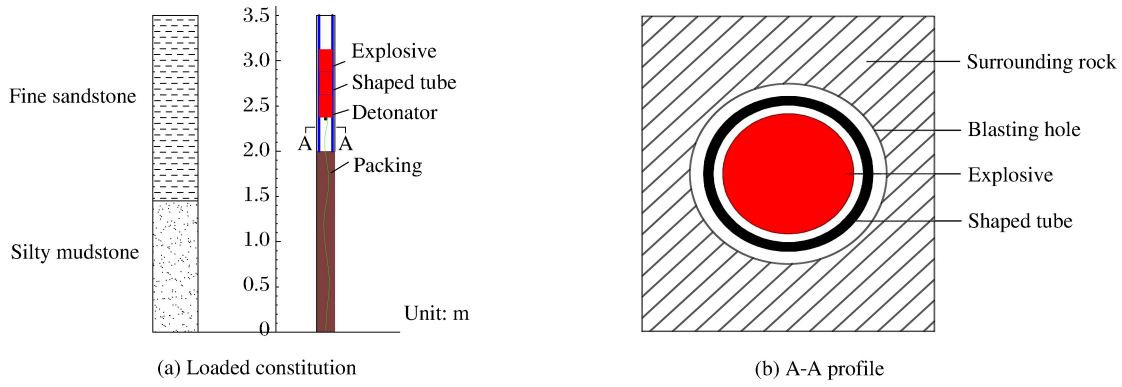


图 9 聚能爆破单孔装药示意图

Fig. 9 Illustration of single hole charge in cumulative blasting

各个方案详细参数设计如表 5 所示，试验方案位置如图 10 所示。

表 5 现场试验方案设计

Table 5 Design of field test scheme

编号	距切眼距离/m	L/mm	孔深/m	倾角/(°)	不耦合系数	D/mm	装药
1	250−350	400	3.5	20	1.5	48	3 卷、1.5 m 聚能管、填塞 2 m
2	350−450	500	3.5	20	1.5	48	3 卷、1.5 m 聚能管、填塞 2 m
3	350−650	600	3.5	20	1.5	48	3 卷、1.5 m 聚能管、填塞 2 m

3.3 试验结果

由于爆破后无法对两相邻炮孔之间形成的裂缝进行直观的观测，因此现场通过对间隔孔进行窥视，作为判断两相邻炮孔间是否形成连续切缝面的依据。经过现场试验，使用 CXK6 矿用本安型钻孔成像仪分别对间距为 400、500、600 mm 的间隔孔进行窥视，并对窥视数据进行处理，得到 400、500、600 mm 间隔孔沿炮孔轴向展开图，如图 11 所示。

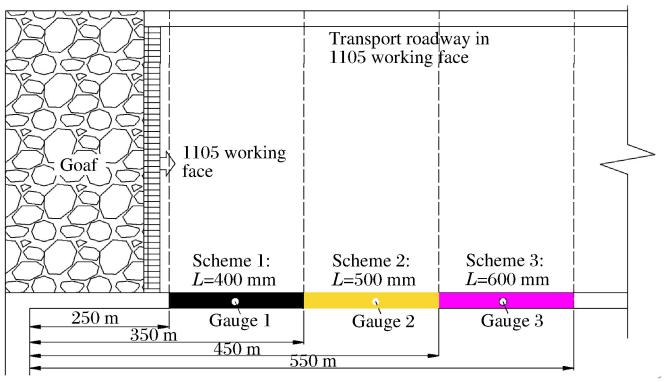


图 10　试验方案区域划分及装药方式

Fig. 10　Regional division of test plan and its relative position

由图 11(a)可知，间距 400 mm 的炮孔爆破后，间隔孔内自 1.3 m 至孔底生成了明显的连续裂缝，且裂缝沿炮孔连线扩展，说明炮孔间距 400 mm 时，炮孔间能够形成沿炮孔连线的连续切缝面。图 11(c)中的间隔孔内 0～3.5m 均没有裂缝，说明 600 mm 间距已超过径向裂缝扩展的极限，600 mm 的炮孔间距不能使炮孔间形成有效的切缝面。图 11(b)显示，爆破后间隔孔内自 1.1 m 直至孔底生成明显的连续裂缝，且裂缝沿炮孔连线扩展，说明炮孔间距为 500 mm 时，炮孔间能够形成沿炮孔连线的连续切缝面。因此，在同一地质条件下，当炮孔间距为 400 或 500 mm 时，沿炮孔中心线均能形成有效切缝面，而炮孔间距为 500 mm 时比 400 mm 时成本更低。3 个试验方案中，炮孔间距取 500 mm 时为最优方案。

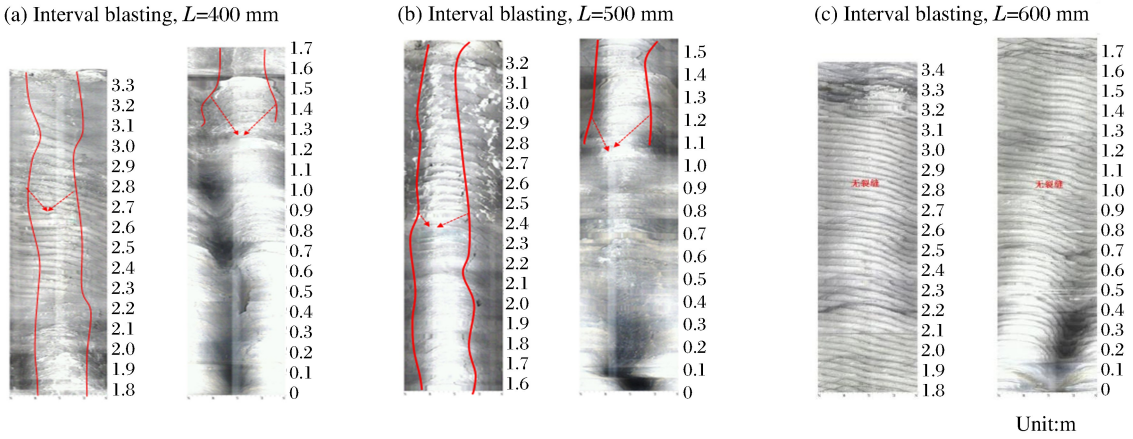


图 11　间隔孔孔内裂缝情况(平面展开)

Fig. 11　Crack in spacing hole (plane unfolded)

分别在图 10 所示 3 个方案对应区域布置测点，在各个测点分别监测巷道顶底板位移及巷道内单体支柱受力，结果如图 12 所示。由图 12 可知，当炮孔间距为 400 和 500 mm 时，对应区域巷道顶底板位移量分别为 121 和 123 mm，顶底板最大位移量相差不大，比炮孔间距为 600 mm 时对应区域巷道顶底板的位移量减小了 34～36 mm；当炮孔间距为 600 mm 时，对应区域巷道内单体支柱压力最后稳定值为 39.8 MPa，比 500 mm 间距炮孔对应区域大 2.4 MPa，而 400 mm 间距炮孔对应区域单体支柱压力最后稳定值仅比 500 mm 间距炮孔对应区域减小 0.1 MPa。

综上所述，400 mm 间距炮孔和 500 mm 间距炮孔分别进行爆破后，均能够形成连续有效的切缝面，达到满意的切顶卸压效果；600 mm 间距炮孔爆破后不能形成连续裂缝，顶底板位移量大，巷内单体液压支柱受力较大。因此，对间距为 500 mm 的炮孔进行双向聚能拉张爆破，能够形成沿炮孔连线的连续裂缝，从而形成有效切缝面，有效控制沿空巷道顶底板位移及沿空巷道顶板压力。

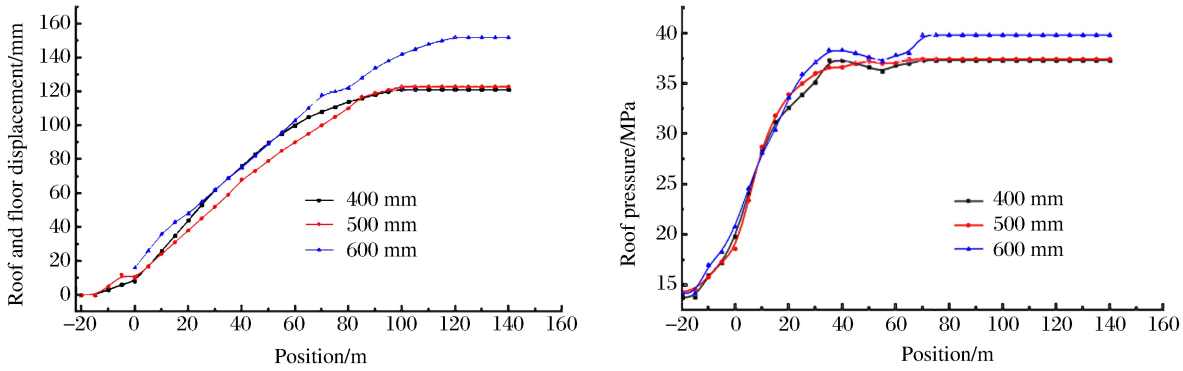


图 12 不同间距炮孔对应区域沿空巷道顶底板位移及顶板压力曲线

Fig. 12 Roof and floor displacement and roof pressure curves of corresponding regions in gob-side entry with different hole spacings

4 结 论

(1) 数值模拟结果表明,600 mm 间距炮孔间隔爆破或连孔爆破时不能使炮孔间产生连续的裂缝;间距为 500、400 mm 的炮孔间隔爆破或连孔爆破时,炮孔间均能够产生连续的有效裂缝。

(2) 现场试验结果表明,炮孔间距为 400 和 500 mm、间隔爆破时,炮孔间均产生连续裂缝,裂缝长度达 2.4 m,并能够有效控制沿空巷道顶底板位移及沿空巷道顶板压力。综合考虑到施工、经济等因素,间隔爆破、500 mm 的炮孔间距为同一地质条件下 3 种试验设计中的最优方案。

参考文献:

[1] 张国锋,何满潮,俞学平,等. 白皎矿保护层沿空切顶成巷无煤柱开采技术研究[J]. 采矿与安全工程学报,2011,28(4):511-516.
ZHANG Guofeng, HE Manchao, YU Xueping, et al. Research on the technique of no-pillar mining with gob-side entry formed by advanced roof caving in the protective seam in baijiao coal mine[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2011,28(4):511-516.

[2] 孙晓明,刘鑫,梁广峰,等. 薄煤层切顶卸压沿空留巷关键参数研究[J]. 岩石力学与工程学报,2014,33(7):1449-1456.
SUN Xiaoming, LIU Xin, LIANG Guangfeng, et al. Key parameters of gob-side entry retaining formed by roof cut and pressure releasing in thin coal seams[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014,33(7):1449-1456.

[3] 何满潮. 深部软岩工程的研究进展与挑战[J]. 煤炭学报,2014,39(8):1409-1417.
HE Manchao. Progress and challenges of soft rock engineering in depth[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2014,39(8):1409-1417.

[4] 陈勇,郝胜鹏,陈延涛,等. 带有导向孔的浅孔爆破在留巷切顶卸压中的应用研究[J]. 采矿与安全工程学报,2015,32(2):253-259.
CHEN Yong, HAO Shengpeng, CHEN Yantao, et al. Study on the application of short-hole blasting with guide hole to roof cutting pressure relief of gob-side entry retaining[J]. Journal of Mining & Safety Engineering,2015,32(2):253-259.

[5] 高魁,刘泽功,刘建,等. 深孔爆破在深井坚硬复合顶板沿空留巷强制放顶中的应用[J]. 岩石力学与工程学报,2013,32(8):1588-1594.
GAO Kui, LIU Zegong, LIU Jian, et al. Application of deep borehole blasting to gob-side entry retaining forced roof caving in hard and compound roof deep well[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013,32(8):1588-1594.

[6] WHITTAKER B N, SINGH R N. Design and stability of pillar in long wall mining[J]. Mining Engineer, 1979,13:68-72.

[7] WHITTAKER B N, WOODROW G J M. Design loads for gateside packs and support systems[J]. Mining Engineer, 1977, 136:263.

[8] 薛俊华,韩昌良. 大采高沿空留巷围岩分位控制对策与矿压特征分析[J]. 采矿与安全工程学报,2012,29(4):466-473.
XUE Junhua, HAN Changliang. Strata behavior and control countermeasures for the gob-side entry retaining in the

condition of large mining herght[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2012,29(4):466-473.
[9] 康红普，牛多龙，张镇，等. 深部沿空留巷围岩变形特征与支护技术[J]. 岩石力学与工程学报，2010，29(10)：1977-1986.
KANG Hongpu, NIU Duolong, ZHANG Zhen, et al. Deformation characteristics of surrounding rock and supporting technology of gob-side entry retaining in deep coal mine[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010,29(10):1977-1986.
[10] 付玉平，宋选民，邢平伟，等. 大采高采场顶板断裂关键块稳定性分析[J]. 煤炭学报，2009，34(8)：1027-1031.
FU Yuping, SONG Xuanmin, XING Pingwei, et al. Stability analysis on main roof key block in large mining height workface[J]. Journal of China Coal Society, 2009,34(8):1027-1031.
[11] 华心祝，赵少华，朱昊，等. 沿空留巷综合支护技术研究[J]. 岩土力学，2006，27(12)：2225-2228.
HUA Xinzhu, ZHAO Shaohua, ZHU Hao, et al. Research on combined support technique of gob-side entry retaining[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006,27(12):2225-2228.
[12] 曹树刚，王勇，邹德均，等. 倾斜煤层沿空留巷力学模型分析[J]. 重庆大学学报，2013，36(5)：143-150.
CAO Shugang, WANG Yong, ZHOU Dejun, et al. Analysis on the mechanical model in gob-side entry retaining of inclinde coal seam[J]. Journal of Chongqing University, 2013,36(5):143-150.
[13] 何满潮，曹伍富，单仁亮，等. 双向聚能拉伸爆破新技术[J]. 岩石力学与工程学报，2003，22(12)：2047-2051.
HE Manchao, CAO Wufu, SHAN Renliang, et al. New blasting technology-bilateral cumulative tensile explosion [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003,22(12):2047-2051.
[14] 郭德勇，商登莹，吕鹏飞，等. 深孔聚能爆破坚硬顶板弱化试验研究[J]. 煤炭学报，2013，38(7)：1149-1153.
GUO Deyong, SHANG Dengying, LÜ Pengfei, et al. Experimental research of deep-hole cumulative blasting in hard roof weakening[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2013,38(7):1149-1153.

Directional pre-splitting of roadway roof based on the theory of bilateral cumulative tensile explosion

HE Manchao[1,2], GUO Pengfei[1,2], ZHANG Xiaohu[1,2], WANG Jiong[1]
(1. *State Key Laboratory for Geomechanics and Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Beijing* 100083, *China*;
2. *Institute of Geotechnical Engineering, China University of Mining and Technology, Beijing* 100083, *China*)

Abstract: To obtain the optimal pre-splitting hole spacing in a retained gob-side entry formed by roof cutting and pressure releasing, we investigated the directional pre-splitting of the roadway roof under bilateral cumulative tensile explosion using the LS-DYNA software and field test. The numerical results showed that the effective tension stress was generated after the stress wave superposition when the hole spacing was 400 mm; that when the hole spacing was 500 mm, the effective tension stress was also higher than the tensile strength of the hole wall rock, thus forming the cracks in the hole wall rock along the direction of cumulative energy and expanding the cracks between the adjacent holes; and that when the hole spacing was 600 mm, the cracks between the adjacent holes failed to form because the hole spacing was too large to generate the effective tension stress. The field tests showed that continuous cracks were formed from the hole bottom to porthole in the blasting-free holes when the hole spacing was 400 or 500 mm and the crack length reached 2.4 m, forming a continuous cutting surface and effectively restraining the displacement of roof and floor and the roof pressure along the roadway in the gob-side entry. Out study concluded that the interval blasting with a 500 mm hole spacing was the optimal design in the three tests under different hole-spacing conditions.

Keywords: bilateral cumulative tensile explosion; roof cut and pressure releasing; directional pre-splitting; hole spacing; dynamic analysis

（责任编辑　王玉锋）