



移动阅读

刘正和,杨录胜,廉浩杰,等. 砂岩钻孔轴向预制裂缝定向压裂试验研究[J]. 煤炭学报, 2019, 44(7): 2057-2065. doi:10.13225/j.cnki.jccs.2018.1124

LIU Zhenghe, YANG Lusheng, LIAN Haojie, et al. Experimental study of directional fracturing in sandstones with prefabricated cracks in the axial direction of borehole[J]. Journal of China Coal Society, 2019, 44(7): 2057-2065. doi: 10.13225/j.cnki.jccs.2018.1124

砂岩钻孔轴向预制裂缝定向压裂试验研究

刘正和¹, 杨录胜^{1,2}, 廉浩杰¹, 冯增朝¹, 杨 栋¹

(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 030024; 2. 山西能源学院, 山西 榆次 030600)

摘 要:针对煤矿坚硬难垮顶板带来的冲击灾害,提出沿钻孔轴向预制裂缝定向水力压裂缩短悬顶长度的降冲技术。选用尺寸为300 mm×300 mm×300 mm的紫砂岩试样,在试件中心打通孔,孔径为25 mm,沿孔壁不同方位预制裂缝长度为10 mm的对称裂缝,共制备试件16块,利用真三轴压裂试验平台与恒流恒压注液泵开展水力定向压裂试验,监测获得注液压力-注液时间的变化曲线,统计压裂裂缝路径形态,并引入裂缝偏转角表征裂缝路径的偏转特征,研究了不同预制裂缝角、水平应力差异系数及注液速率对水力裂缝的起裂、扩展规律的影响,并结合Hubbert-Willis弹性水力压裂模型与I-II型复合裂纹水力压裂模型分别讨论了试验结果中水力裂缝的起裂机理与扩展机制。试验结果表明:预制裂缝定向压裂均形成单一裂缝,且裂缝形态可归纳为两类:转向裂缝和平直裂缝。起裂压力随预制裂缝角的增大而增大,随着水平应力差异系数的增加而减小,随着注液速率的增加而增大;具有定向作用的预制裂缝角度随水平应力差异系数增大而减小。在相同偏转角下裂缝的扩展长度随预制裂缝角的增大先减小后增加,在45°时为最小;随着水平应力差异系数的增加而减小;随着注液速率的增加而增大。结合试验结果与理论模型讨论可知:预制裂缝具有定向作用时,可用I-II型复合裂纹水力压裂模型预测起裂压力和裂缝偏转规律;预制裂缝定向作用失效时,适用Hubbert-Willis弹性水力压裂模型求解起裂压力。研究结果为现场预制裂缝定向压裂参数设计提供参照。

关键词:坚硬顶板;预制裂缝;地应力差异系数;注液速率;定向压裂;裂缝扩展规律

中图分类号:TD82;O34

文献标志码:A

文章编号:0253-9993(2019)07-2057-09

Experimental study of directional fracturing in sandstones with prefabricated cracks in the axial direction of borehole

LIU Zhenghe¹, YANG Lusheng^{1,2}, LIAN Haojie¹, FENG Zengchao¹, YANG Dong¹

(1. Key Laboratory of In-situ Property-improving Mining of Ministry of Education, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China; 2. Shanxi Institute of Energy, Yuci 030600, China)

Abstract: To address the potential disaster caused by the un-stability of hard roof in coal mines, the directional hydraulic fracturing technology using prefabricated cracks along the borehole axial direction is proposed for reducing the length of suspended roof. Sixteen specimens were prepared using purple sandstone samples with the size of 300 mm×300 mm×300 mm. In each specimen, the authors prefabricated symmetrical cracks with the diameter of 25 mm and the length of 10 mm along the borehole with different orientations. Hydraulic directional fracturing tests were carried out using a true triaxial fracturing test platform and a constant-flow/constant-pressure injection pump. The variation curve of

收稿日期:2018-08-21 修回日期:2019-04-23 责任编辑:常明然

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51574174);山西能源学院校基金资助项目(2018003)

作者简介:刘正和(1976—),男,宁夏盐池人,副教授。E-mail:liuzhenghe2001@163.com

通讯作者:廉浩杰(1986—),男,山西大同人,讲师。E-mail:haojie.lian@outlook.com

injection pressure against injection time was recorded and the crack propagation path was monitored. The effect of prefabricated crack inclination angles, horizontal stress difference coefficients and injection rates on the initiation and propagation of hydraulic fractures was studied. The initiation and propagation mechanism of hydraulic fracture in test results were discussed by combining Hubbert-Willis elastic hydraulic fracturing model and hydraulic fracturing model of mixed crack type I-II. The test results show that a single fracture is formed, and the fracture morphology can be classified into two types: propagating along the maximum horizontal stress direction or deflecting. The crack initiation pressure increases with the increase of prefabricated fracture angle or injection rates, and decreases with the increase of horizontal stress difference coefficient. At the same deflection angle, the crack propagation length decreases first and then increases with the increase of prefabricated crack inclination angle (attaining the smallest values at 45 degrees), decreases with the increase of horizontal stress difference coefficient, and increases with the increase of injection rate. Based on the experimental results and theoretical model analysis, it is concluded that the hydraulic fracturing model of mixed crack type I-II can well predict the initiation pressure and crack deflection law when the prefabricated fracture comes into play, and the Hubbert-Willis elastic hydraulic fracturing model can be used to compute the crack initiation pressure when the prefabricated fracture fails to control the crack propagation direction. The research results provide a reference for the parameter design of the technology of directional fracturing with prefabricated cracks in the field application.

Key words: hard roof; prefabricated cracks; horizontal stress difference coefficient; injection rate; directional fracturing; crack propagation law

在煤炭开采过程中,随着工作面的向前推进,煤层上覆坚硬岩层易形成悬顶^[1-7],产生以下安全问题:第一,在回采工作面后方易形成大面积的悬顶,悬顶一旦垮落,容易产生强冲击载荷,发生压架事故,同时产生飓风,易诱发瓦斯事故;第二,对于无煤柱开采的沿空留巷或沿空掘巷,悬顶的存在使巷旁载荷大幅增大,巷道变形量大,维护成本高;第三,对于区段护巷煤柱,由于悬顶存在,使护巷煤柱宽度增大,采区采出率下降,同时如果煤柱留设过宽,容易引起冲击地压灾害。因此,需要人为弱化坚硬顶板的强度,变难垮顶板为易冒顶板,在需要的位置能及时充分垮落,消除冲击,减小采场、巷道、煤柱上的采动压力。

目前,弱化坚硬顶板强度的方法主要有岩层静动压注水、预裂爆破(聚能爆破)和水力定向压裂。其中静动压注水要求顶板岩层具有吸水性和弱化性,预裂爆破井下钻孔工程量多、炸药量大等,爆破污染井下空气^[1-2]。煤矿定向水力压裂技术是从波兰引进的^[8],近些年来,许多学者做了较多的研究,分析可知,目前压裂技术主要是在压裂钻孔内沿钻孔径向机械切槽^[9-11],采用跨式膨胀型封隔器^[12],注入高压水后使坚硬顶板分层,从而降低顶板强度,弱化其完整性,使其能够及时垮落,从而减小坚硬顶板大面积来压的冲击灾害^[13]。其缺点是顶板不能在巷道、采场的指定位置实现充分冒落,多年来应用受到一定限制。由于煤矿回采的特殊性,要求顶板能够按照指定位置和一定的方向断裂,而现阶段的顶板压裂难以实

现该目的,因此提出垂直岩层面预制裂缝的定向压裂技术^[14]。其技术原理是在回采巷道顶板中,沿巷道一侧垂直向上或者斜向上打钻孔,根据地应力条件,在钻孔内沿钻孔轴向预制一定角度的裂缝,通过注高压水,钻孔之间的压裂裂缝在一定范围内相互搭接,从而实现巷道顶板在一定范围内定向切顶。

关于钻孔轴向预制裂缝定向压裂技术研究较少,申凯等^[15]通过 RFPA-2D 数值模拟研究了不同预制裂缝方位角、不同围压比对裂缝起裂压力的影响,未出现裂缝偏转;WU Zhijun 等^[16]采用基于黏性单元的 Voronoi 颗粒水力压裂数值流形方法模拟水力裂缝出现了偏转现象,但未做定量研究;LIU Peng 等^[17]采用三维打印和透明模型在非均质岩石内部三维水力压裂裂缝的可视化表征。笔者以 300 mm×300 mm×300 mm 紫砂岩试样为研究对象,采用真三轴水力压裂物理模拟试验,研究不同预制裂缝角、不同水平应力差异系数和不同注液速率对裂缝起裂与扩展规律的影响,为煤矿现场钻孔轴向预制裂缝定向压裂参数设计提供借鉴。

1 试验系统及试验步骤

1.1 试验系统

试验系统主要有真三轴压力机、恒流泵和液体压力数据采集系统。真三轴压力机最大加载力为 6 000 kN,最大试件尺寸为 400 mm×400 mm×400 mm,伺服控制系统,具有力加载和位移加载方

式。恒流泵排量为 0.1 ~ 100 mL/min, 最大压力为 50 MPa。在试件注液口与管路中间设有压力传感器, 通过计算机实时采集注液过程中的液体压力变化。

1.2 试验样品制备

试件采用山东莒县的紫砂岩, 试件委托龙昌石材加工公司定制, 试件尺寸为 300 mm × 300 mm × 300 mm, 挑选表面无明显裂纹的试件。岩石抗压强度 65 MPa, 岩石抗拉强度 3.2 MPa, 断裂韧性 1.07 MPa · m^{1/2}。利用直径为 25 mm 的钻杆在试件中部钻连通试件上下表面的通孔, 然后采用金刚砂锯条, 人工的方法在钻孔两侧预制对称的裂缝, 裂缝深度为 10 mm, 裂缝角度为 θ (本文规定裂缝角为裂缝面与最大水平应力方向的夹角), 如图 1 所示。图中 σ_H 为最大水平应力, σ_h 为最小水平应力, σ_v 为垂向应力。

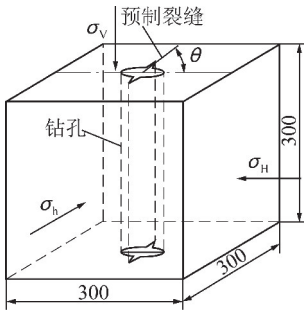


图 1 试件结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of sample structure

1.3 试验方案

本次试验预制裂缝角分别为 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75° 和 90°, 压裂液黏度为 70 mPa · s, 注液速率为 40, 70 和 100 mL/min。一般情况下, 由于采动影响, 顶板垂向应力较大, 地应力越大, 起裂压力越大, 结合恒流泵的量程和便于压裂和观察裂缝转向的目的, 本次试验设定垂向应力为 7 MPa, 最大水平应力为 6 MPa, 通过改变最小水平应力大小实现应力差异系数。在压力室的上压板和底压板分别设有 3 道密封槽, 在密封槽中安装 O 型密封圈, 第 1 道密封圈保障开始压裂液体密封, 第 2 道和第 3 道保障后续裂缝扩展液体密封, 试件压裂后, 压裂液泄漏, 待压力稳定后, 关泵停止压裂。具体试验方案见表 1。

2 试验结果及影响因素分析

2.1 预制裂缝角对裂缝的起裂与扩展的影响规律

2.1.1 对裂缝起裂的影响

不同预制裂缝角时, 水压曲线如图 2 所示, 注液压力主要分为 3 个时期, 压力上升期, 压力下降区, 压

力稳定区。向钻孔内以 40 mL/min 注入压裂液时, 随着注入时间的增大, 压裂液压力逐渐增大, 当达到某一峰值时, 岩石在钻孔内产生破裂, 压力逐渐降低, 裂缝逐渐扩展, 当扩展到试件边缘后, 形成稳定的通道, 压裂液泄漏稳定, 压力基本保持不变。

表 1 压裂方案参数设计

Table 1 Parameters design of hydraulic fracturing

编号	预制裂缝角/(°)	三向地应力($\sigma_v/\sigma_H/\sigma_h$)/MPa	地应力差异系数	注液速率/(mL · min ⁻¹)
S-1	0	7/6/5	0.17	40
S-2	15	7/6/5	0.17	40
S-3	30	7/6/5	0.17	40
S-4	45	7/6/5	0.17	40
S-5	60	7/6/5	0.17	40
S-6	75	7/6/5	0.17	40
S-7	90	7/6/5	0.17	40
S-8	15	7/6/3	0.50	40
S-9	45	7/6/3	0.50	40
S-10	75	7/6/3	0.50	40
S-11	90	7/6/3	0.50	40
S-12	15	7/6/2	0.67	40
S-13	45	7/6/2	0.67	40
S-14	75	7/6/2	0.67	40
S-15	45	7/6/3	0.50	70
S-16	45	7/6/3	0.50	100

注: 地应力差异系数 = (最大水平应力 - 最小水平应力) / 最大水平应力。

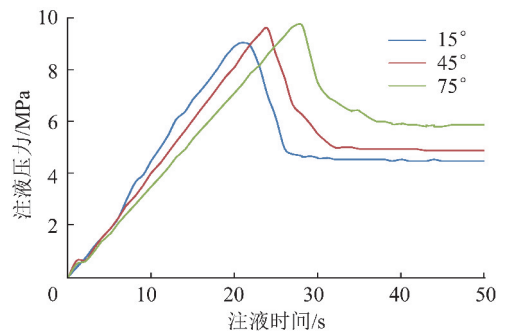


图 2 注液压力随注液时间变化关系

Fig. 2 Relationship of injection hydraulic pressure with time

压裂裂缝的形态如图 3 所示。应力差异系数为 0.17, 无论预制裂缝角多大, 均沿预制裂缝端部起裂, 形成平直或转向裂缝。根据破裂后的 S-4 试件, 试件的表面裂缝和内部裂缝趋势基本一致。

图 4 为不同预制裂缝角时的起裂压力变化曲线, 可以看出, 起裂压力随着预制裂缝角的增加基本呈线性增大。这是因为随着预制裂缝角的增加, 水平方向

的最大主应力限制裂纹张开的作用更加明显,因此需要更大的起裂压力。而试验中预制裂缝角为 30° 时,

相对 15° 的起裂压力值下降了 0.12 MPa ,这是由于本块试件岩石均质性较差所引起的。

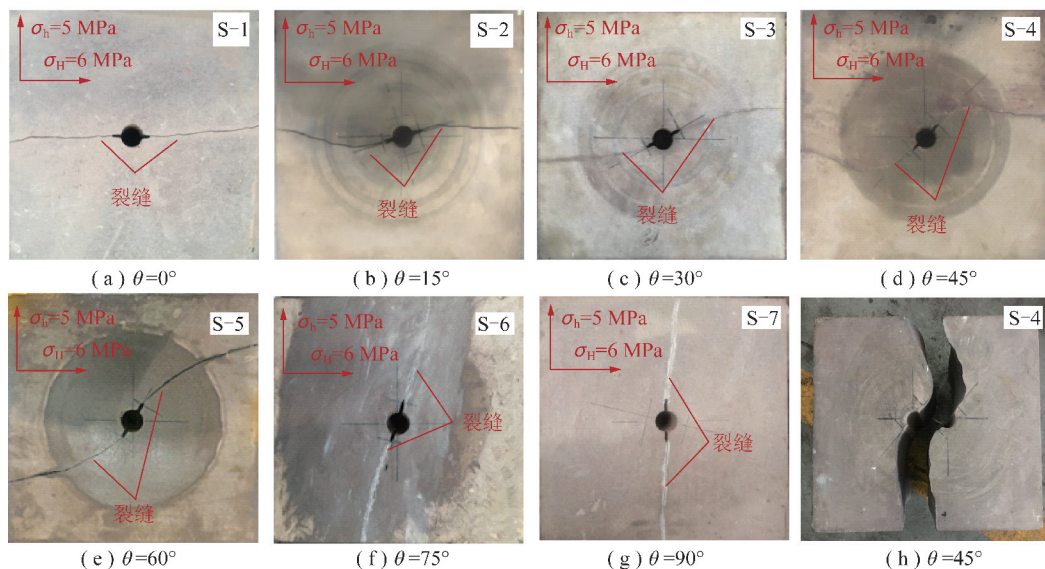


图 3 不同预制裂缝角时压裂裂缝形态

Fig. 3 Shape of crack propagation in different angles of prefabricated crack

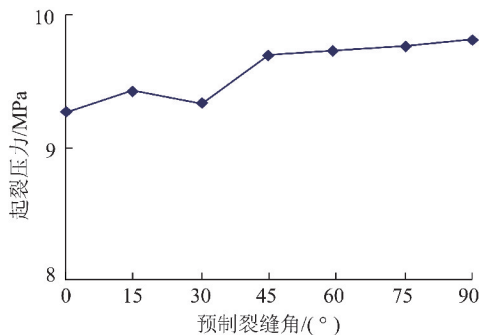


图 4 不同预制裂缝角时起裂压力

Fig. 4 Fracture pressure in different angles of prefabricated crack

2.1.2 对裂缝的扩展的影响

不同预制裂缝角时,压裂裂缝的偏转规律也不相同。为了研究裂缝扩展规律,将水力压裂裂缝效果图导入 AutoCAD 程序,采用多段线描述,拟合成样条曲线,曲线上任意点的切线与预制裂缝的夹角为裂缝偏转角,对不同预制裂缝角下的压裂裂缝在不同偏转角时裂缝延伸长度进行统计,结果如图 5 所示。

从图 5 可以看出,预制裂缝角在 $0^\circ \sim 45^\circ$,随着预制裂缝角的增大,在相同偏转角时的裂缝延伸长度逐渐减小, $45^\circ \sim 90^\circ$,随着预制裂缝角的增大,裂缝的延伸长度逐渐增大(具体分析详见讨论)。其中在偏转角 $1^\circ \sim 2^\circ$ 时,个别预制裂缝角之间裂缝的扩展长度有重合点,是由预制裂缝面的平整度、起裂点岩石材料的不均匀性等非应力因素引起的,这些因素的影响范围只在起裂初期的数毫米内,对整体的裂纹扩展基本没有影响。

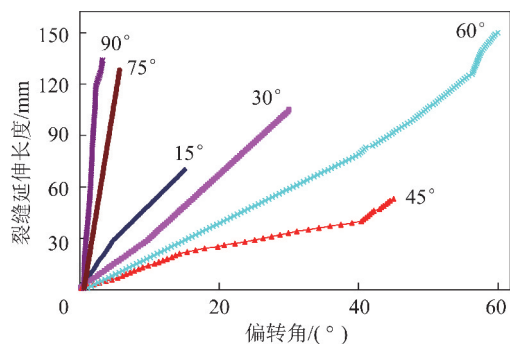


图 5 裂缝偏转角与裂缝延伸长度关系

Fig. 5 Relationship between the fracture deflection angle and extension length of crack

2.2 水平应力差异系数对裂缝的起裂与扩展的影响规律

2.2.1 对裂缝起裂的影响

不同水平差异系数时压裂裂缝形态如图 6 所示。当水平应力差异系数为 0.5 、裂缝角为 90° (图 6(g)) 和水平应力差异系数为 0.67 、裂缝角为 75° 时(图 6(f)),裂缝在钻孔孔壁起裂,并沿最大水平应力方向延伸至试件边界。可见随着应力差异系数的增加,能够提供起裂位置预制裂缝角的范围在减小。按照线弹性断裂力学可知,如果预制裂缝端部无限的尖锐,则在预制裂缝端部起裂,而试验中采用人工机械预制裂缝,裂缝端部为一个近似圆弧,在预制裂缝角和应力差异系数同时较大时,预制裂缝尖端受到的损伤程度较小,因此不沿端部起裂,而是沿钻孔壁最大水平应力方向起裂。

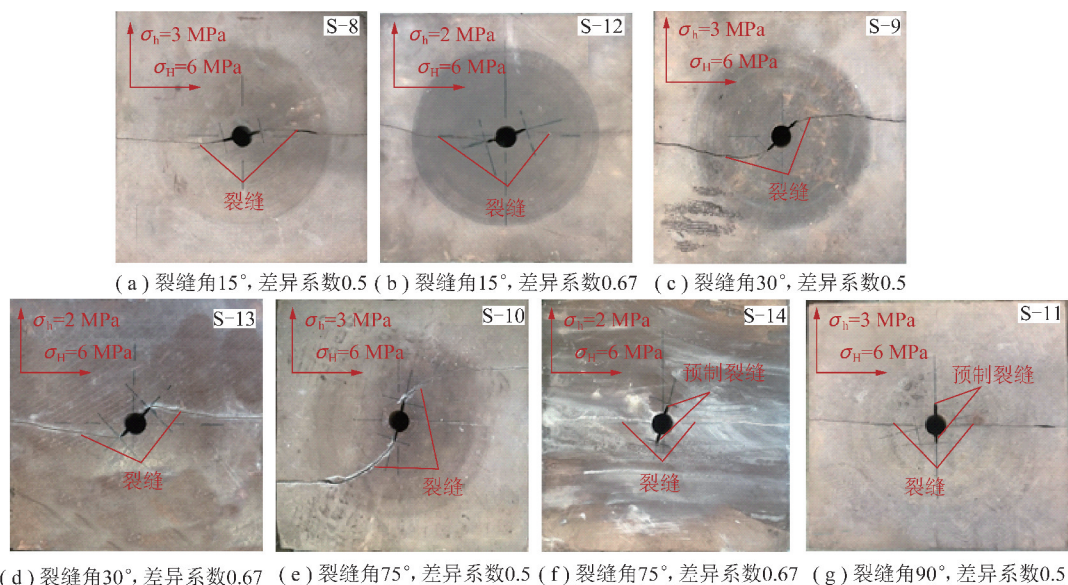


图6 不同应力差异系数时压裂裂缝形态

Fig. 6 Shape of crack propagation under different stress difference coefficient

预制裂缝角为0°时,无论应力差异系数怎么变化,裂缝均沿最大水平应力方向扩展,形成平直裂缝;预制裂缝角大于0°时,随着应力差异系数的增大,压裂裂缝由转向裂缝逐渐演变为平直裂缝。

不同应力差异系数时起裂压力变化规律如图7所示。随着应力差异系数的增大,起裂压力逐渐减小(需要说明的是图7中应力差异系数0.5和0.67、对应的预制裂缝角为90°和75°时没有沿裂尖起裂,为无效点)。这是因为应力差异系数越大,限制裂缝张开的约束力越小,因此具有更小的起裂压力。

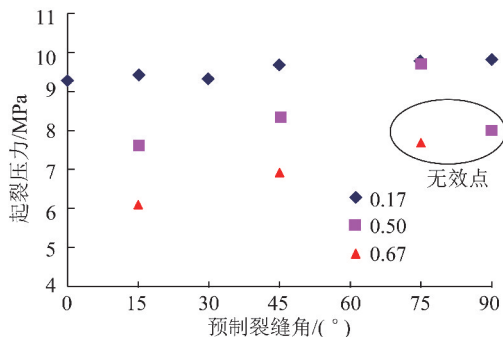


图7 不同水平应力差异系数时起裂压力值

Fig. 7 Fracture pressure under different horizontal stress difference coefficient

2.2.2 对裂缝扩展的影响

随着水平应力差异系数的增加,裂缝向最大水平应力方向偏转的越快,相同偏转角时裂缝的延伸长度逐渐减小,应力差异系数增大到0.67时,裂缝即使沿预制裂缝端部起裂,直接转向最大水平应力方向,裂缝的延伸长度减小到0,如图8所示。由格林菲斯准

则可知,裂纹扩展后新产生的裂纹表面能等于材料在裂纹扩展过程中所释放的势能,水平应力差异系数越大,则材料更易损伤,因而所释放的势能越小,更易形成短裂纹;同时由讨论3.2节中得知,随着应力差异系数的增大,裂缝起裂角逐渐增加,起裂角越大,裂缝偏转的越快,因此,应力差异系数越大,在相同偏转角下的裂缝延伸长度越短。

2.3 注液速率对裂缝的起裂与扩展的影响规律

2.3.1 对裂缝起裂的影响

不同注液速率时压裂裂缝形态如图9所示,随着注液速率的增加,压裂裂缝更趋向预制裂缝方向扩展,转向的范围越来越大。

随着注液速率的增加,起裂压力逐渐增大(图10)。注液速率从40 mL/min增加到100 mL/min时,起裂压力由8.35 MPa增加到8.64 MPa,仅增加了0.29 MPa,增加的幅度较小。注液速率越大,裂纹面附近的岩石孔隙水压越大,从而导致岩石固体骨架的有效应力减小,为了使有效应力达到岩石的破坏强度,需要更高的起裂压力。本试验压裂液黏度较大,导致滤失较小,从而对裂缝面周边的孔隙压和有效应力改变较小,因此起裂压力增加幅度较小。

2.3.2 对裂缝扩展的影响

不同注液速率时裂缝扩展规律如图11所示,随着注液速率的增加,在相同偏转角时的裂缝延伸长度逐渐增大。因为随着注液速率的增加,压裂液的滤失部分被及时补充,裂纹附近区域所吸收的能量越大,转化成裂纹扩展过程所需要的表面能越大,控制了裂缝向预制裂缝方向延伸。

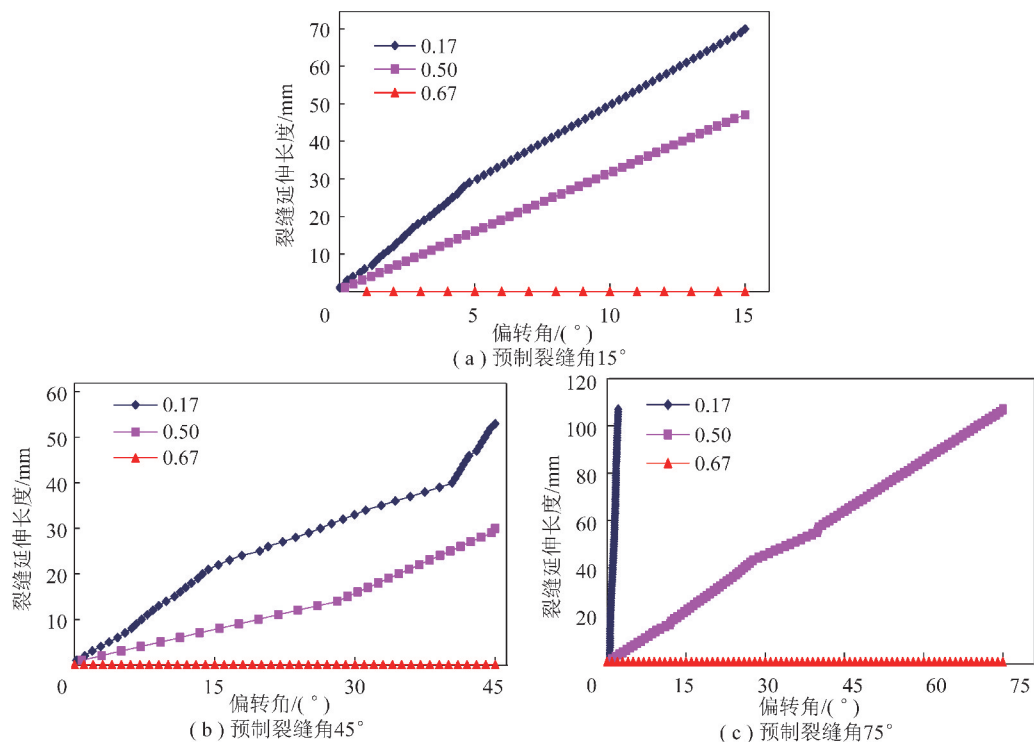


图8 不同水平应力差异系数时裂缝偏转角与裂缝延伸长度关系

Fig. 8 Relationship between fracture deflection angle and extension length of fracturing fracture in different horizontal stress difference coefficient

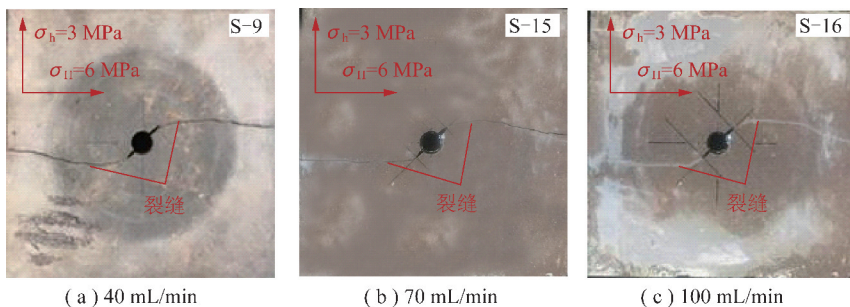


图9 不同注液速率裂缝扩展形态

Fig. 9 Shape of crack propagation at different liquid injection rate

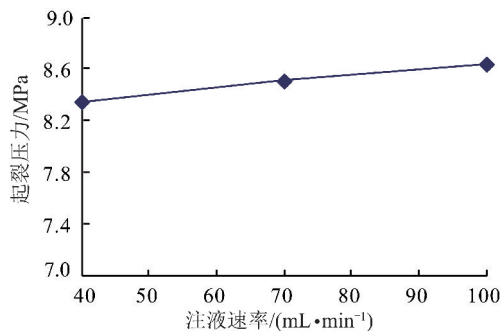


图10 不同注液速率对起裂压力值变化规律

Fig. 10 Change law of fracture pressure at different liquid injection rate

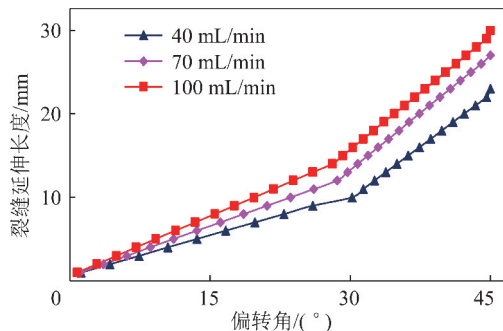


图11 不同注液速率时裂缝偏转角与裂缝延伸长度关系

Fig. 11 Relationship between fracture deflection angle and extension length of fracturing fracture in different liquid injection rate

3 讨 论

上述试验结果表明,压裂的起裂位置分为两

类,一类是沿钻孔壁最大水平应力方向起裂;另一类是沿着预制裂缝端部起裂。采用平面应变模型,

岩石抽象为均质、各向同性的线弹性材料,将水力压裂问题看作受远场地应力作用及钻孔壁和裂纹面受到恒定的水压力作用的力学模型,如图 12(a)所示。目前,关于预制裂缝压裂模型(图 12(a))还没有相应的解析解。在同样假设简化的基础上,与

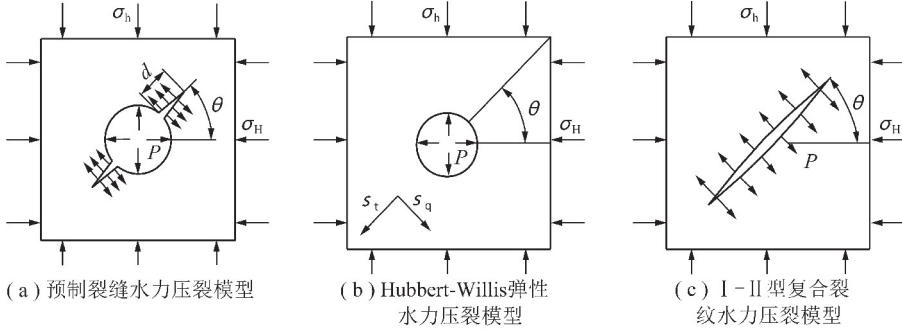


图 12 水力压裂模型

Fig. 12 Hydraulic fracturing model

3.1 不沿预制裂缝起裂

试件 S-11 和 S-14 中,没有沿预制裂缝起裂,而是沿钻孔壁起裂,起裂后沿最大水平应力方向扩展,此时,预制裂缝没有起到导向作用,等效于裸孔压裂,起裂压力适用 Hubbert-Willis 弹性水力压裂模型求解^[18],其求解公式如下:

$$P = 3\sigma_h - \sigma_H + T \quad (1)$$

式中, T 为岩石水力压裂抗拉强度^[18-20]。

预制裂缝垂直压裂时,严格按照线弹性断裂力学分析裂缝起裂位置存在一定的局限(线弹性断裂力学认为压裂裂缝必然在裂尖起裂),因此,煤矿顶板压裂时,为了保证压裂效果,必须选择具有定向作用的预制裂缝角度。关于具有定向作用的预制裂缝角的临界区间在后续研究中进一步揭示。

3.2 沿预制裂缝起裂

除了 S-11 和 S-14 以外,其它试件均沿预制裂缝尖端起裂,试用 I-II 型复合裂纹水力压裂模型(图 12(c))断裂准则^[11](式(2))计算起裂压力并与试验结果对比,见表 2。

$$K_I = [P - (\sigma_H \sin^2 \theta + \sigma_h \cos^2 \theta)] \sqrt{\pi d}$$

$$K_{II} = -(\sigma_H - \sigma_h) \sin \theta \cos \theta \sqrt{\pi d}$$

$$\alpha_0 = 2 \arctan \frac{1 - \sqrt{1 + 8(K_{II}/K_I)^2}}{4(K_{II}/K_I)}$$

$$\frac{1}{2} \cos \frac{\alpha_0}{2} [K_I(1 + \cos \alpha_0) - 3K_{II} \sin \alpha_0] = K_{Ic}$$

(2)

式中, d 为裂缝长度; K_I 和 K_{II} 分别为 I 型(张拉型)和 II 型(剪切型)应力强度因子; K_{Ic} 为材料断裂韧度; P 为裂纹面内压裂液水压; α_0 为起裂角。

图 12(a)几何相似且有解析解的模型分别为 Hubbert-Willis 弹性水力压裂模型(图 12(b)) 和 I-II 型复合裂纹水力压裂模型(图 12(c)),而两个模型的其中一个不能完全用来解释本次试验结果,因此,根据试验结果,分类讨论。

表 2 起裂压力的理论值与试验值

Table 2 Theoretical and experimental values of fracture initiation pressure

编号	试验值/MPa	理论值/MPa	误差/%
S-1	9.26	9.03	2.53
S-2	9.46	9.07	4.13
S-3	9.33	9.21	1.33
S-4	9.70	9.43	2.76
S-5	9.73	9.71	0.25
S-6	9.76	9.94	1.80
S-7	9.81	10.03	2.20
S-8	7.62	7.02	7.89
S-9	8.35	7.71	7.66
S-10	9.68	9.62	0.66
S-12	6.09	5.93	2.69
S-13	6.92	6.61	4.51

从表 2 可以看出,除了试件 S-7 和 S-8 误差在 7%~8%,其余误差均在 5% 以下,平均误差为 3.2%,模型二计算理论值与试验结果符合较好。因此,采用轴向机械切缝,裂缝开度较大,压裂液在裂纹面上的压力分布较为均匀,同时由于所选用的压裂液黏度较大,滤失很小,可忽略不计,利用 I-II 型复合裂纹水力压裂模型可以预测具有定向作用预制裂缝压裂模型的起裂压力。

使用 I-II 型复合裂纹水力压裂模型计算起裂角随预制裂缝角和水平应力差异系数的变化规律,如图 13 所示。

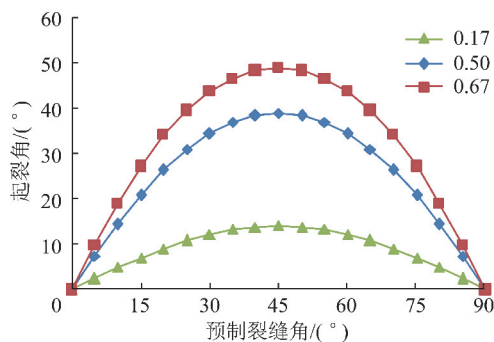


图 13 起裂角随预制裂缝角和应力差异系数的变化规律

Fig. 13 Change law of initiation angle at different angles of prefabricated crack and different stress difference coefficient

当预制裂缝角在 $0^\circ \sim 45^\circ$, 随着预制裂缝角的增大, 起裂角逐渐增大(图 13), 而在相同偏转角时裂缝的延伸长度逐渐减小(图 13)。当预制裂缝角在 $45^\circ \sim 90^\circ$, 随着预制裂缝角的增大, 起裂角逐渐减小(图 13), 而在相同偏转角时裂缝的延伸长度逐渐增大。随着预制裂缝角的改变, 起裂角的变化规律与裂缝延伸长度的变化规律恰好相反, 可见, 起裂角越大, 裂缝偏转的越快。此外, 起裂角随水平应力差异系数的增大而增大; 而裂缝延伸长度随水平应力差异系数的增大而减小, 进一步证明了起裂角越大, 裂缝偏转的越快。在煤矿顶板定向压裂现场, 为了保证压裂效果, 使压裂裂缝沿预制裂缝方向扩展长度最大, 减小压裂钻孔间距, 提高压裂切顶经济效益, 预制裂缝角尽量避开 45° 左右的角度, 同时采用大排量泵。

综合上述, 在裂尖起裂时, 采用黏度较大的压裂液, 且忽略滤失影响, I-II 型复合裂纹水力压裂模型适用于具有导向作用预制裂缝模型理论研究起裂压力与裂缝扩展规律。

4 结 论

(1) 随着预制裂缝角的增大, 起裂压力逐渐增大, 裂缝偏转速度以 45° 为临界, 呈现先增大后减小的规律。

(2) 具有定向作用的预制裂缝角度与应力差异系数有关, 随着应力差异系数的增加而减小; 随着应力差异系数的增加, 起裂压力逐渐降低, 压裂裂缝向最大水平应力方向偏转的越快。

(3) 随着注液速率的增大, 起裂压力增大幅度较小, 在相同偏转角时的裂缝延伸长度逐渐增大。

(4) 不沿预制裂缝起裂, 适用 Hubbert-Willis 弹性水力压裂模型求解起裂压力; 沿预制裂缝起裂, I-II 型复合裂纹水力压裂模型能够较好的预测起裂压力和裂缝偏转规律。

参考文献 (References):

- [1] 齐庆新, 窦林名. 冲击地压理论与技术[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2008.
- [2] 靳钟铭, 徐林生. 煤矿坚硬顶板控制[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 1994: 80-139.
- [3] 刘正和, 杨录胜, 宋选民, 等. 巷旁深切缝对顶部岩层应力控制作用研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2014, 31(3): 347-353.
LIU Zhenghe, YANG Lusheng, SONG Xuanmin, et al. Stress control of deep cutting along roadway over roof rock[J]. Journal of Mining and Safety Engineering, 2014, 31(3): 347-353.
- [4] 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 and Safety Engineering, 2011, 28(4): 511-516.
- [5] FENG Xiaowei, ZHANG Nong. Position-optimization on retained entry and backfilling wall in gob-side entry retaining techniques[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2015, 2(3): 186-195.
- [6] YANG Ke, HE Xiang, DOU Litong, et al. Experimental investigation into stress-relief characteristics with upward large height and upward mining under hard thick roof[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2015, 2(1): 91-96.
- [7] 刘正和, 赵阳升, 弓培林, 等. 回采巷道顶板大深度切缝后煤柱应力分布特征[J]. 煤炭学报, 2011, 36(1): 18-23.
LIU Zhenghe, ZHAO Yangsheng, GONG Peilin, et al. Distribution characteristics of coal pillar stress after the roadway roof being large depth cutting seam[J]. Journal of China Coal Society, 2011, 36(1): 18-23.
- [8] MATSUI K, SHIMADA H, ANWAR H Z. Acceleration of massive roof caving in a long wall gob using a hydraulic fracturing[C]. Proceedings of the 99th International Symposium on Mining Science and Technology[A]. Beijing, 1999: 43-46.
- [9] 闫少宏, 宁宇, 康立军, 等. 用水力压裂处理坚硬顶板的机制及实验研究[J]. 煤炭学报, 2000, 25(1): 32-35.
YAN Shaohong, NING Yu, KANG Lijun, et al. The mechanism of hydro breakage to control hard roof and its test study[J]. Journal of China Coal Society, 2000, 25(1): 32-35.
- [10] 冯彦军, 康红普. 定向水力压裂控制煤矿坚硬难垮顶板试验[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(6): 1148-1155.
FENG Yanjun, KANG Hongpu. Test on hard and stable roof control by means of directional hydraulic fracturing in coal mine[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(6): 1148-1155.
- [11] 冯彦军, 康红普. 受压脆性岩石 I-II 型复合裂纹水力压裂研究[J]. 煤炭学报, 2013, 38(2): 226-232.
FENG Yanjun, KANG Hongpu. The initiation of I-II mixed mode crack subjected to hydraulic pressure in brittle rock under compression[J]. Journal of China Coal Society, 2013, 38(2): 226-232.

- [12] 吴拥政,康红普.煤柱留巷定向水力压裂卸压机理及试验[J].煤炭学报,2017,42(5):1130-1137.
WU Yongzheng, KANG Hongpu. Pressure relief mechanism and experiment of directional hydraulic fracturing in reused coal pillar roadway[J]. Journal of China Coal Society, 2017, 42(5): 1130-1137.
- [13] 黄炳香,赵兴龙,陈树亮,等.坚硬顶板水压致裂控制理论与成套技术[J].岩石力学与工程学报,2017,36(12):1-17.
HUANG Bingxiang, ZHAO Xinglong, CHEN Shuliang, et al. Theory and technology of controlling hard roof with hydraulic fracturing in underground mining[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(12): 1-17.
- [14] 冯子军,赵阳升,刘正和,等.一种对煤层坚硬顶板控制放顶的方法[P].中国:CN103953343A,2016-03-30.
FENG Zijun, ZHAO Yangsheng, LIU Zhenghe, et al. A method for the control of hard roof caving coal seam [P]. China: CN103953343A, 2016-03-30.
- [15] 申凯,刘正和,毛瑞彪.砂岩预制裂缝水力压裂扩展规律的数值模拟[J].矿业研究与开发,2017,37(5):49-54.
SHEN Kai, LIU Zhenghe, MAO Ruibiao. Numerical simulation on propagation rules of prefabricated cracks in sandstone roof caused by hydraulic fracturing[J]. Mining Research and Development, 2017, 37(5): 49-54.
- [16] WU Zhijun, SUN Hao, NGAI Louis, et al. A cohesive element-based numerical manifold method for hydraulic fracturing modeling with voronoi grains[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2019: 1-25.
- [17] LIU Peng, JU Yang, RANJITH Pathegama G, et al. Visual representation and characterization of three-dimensional hydrofracturing cracks within heterogeneous rock through 3D printing and transparent models[J]. International Journal of Coal Science & Technology, 2016, 3(3): 284-294.
- [18] YEW C H. Mechanics of hydraulic fracturing[J]. Developments in Petroleum Science, 1997, 210(7): 369-390.
- [19] ZOBACK M D, RUMMEL F, JUNG R, et al. Laboratory hydraulic fracturing experiments in intact and pre-fractured rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1977, 14(2): 49-58.
- [20] KEHLE R O. The determination of tectonic stresses through analysis of hydraulic well fracturing[J]. Journal Geophysical Research, 1964, 69: 259-273.